

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

**SIMULAÇÃO DO COMPORTAMENTO MECÂNICO DE
TUBOS EM PRFV SUBMETIDOS À PRESSÃO
HIDROSTÁTICA**

FAUSTO NOGUEIRA DE ALMEIDA MESQUITA

ORIENTADOR: FLAMÍNIO LEVY NETO

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM CIÊNCIAS MECÂNICAS

PUBLICAÇÃO: ENM.DM – 124 A/08

BRASÍLIA/DF: NOVEMBRO – 2008

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

**SIMULAÇÃO DO COMPORTAMENTO MECÂNICO DE
TUBOS EM PRFV SUBMETIDOS À PRESSÃO
HIDROSTÁTICA**

FAUSTO NOGUEIRA DE ALMEIDA MESQUITA

**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, Dr. (ENM-UnB)
(Examinador Interno)**

**Prof. Paulo de Tarso Rocha Mendonça, PhD (UFSC)
(Examinador Externo)**

BRASÍLIA/DF, 28 DE NOVEMBRO DE 2008

FICHA CATALOGRÁFICA

MESQUITA, FAUSTO NOGUEIRA DE ALMEIDA

Simulação do Comportamento Mecânico de Tubos em PRFV Submetidos à Pressão Hidrostática [Distrito Federal] 2008.

xvi, 108p., 210 x 297mm (ENC/FT/UnB, Mestre, Ciências Mecânicas, 2008).

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

Departamento de Engenharia Mecânica.

1. Simulação Numérica

2. Tubos em PRFV

3. Materiais Compósitos

4. Ensaio Hidrostático

I. ENM/FT/UnB

II. Título (série)

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

MESQUITA, F. N. A. (2008). Simulação do Comportamento Mecânico de Tubos em PRFV Submetidos à Pressão Hidrostática. Dissertação de Mestrado em Ciências Mecânicas, Publicação ENM.DM – 124 A/08, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 108p.

CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: Fausto Nogueira de Almeida Mesquita

TÍTULO: Simulação do Comportamento Mecânico de Tubos em PRFV Submetidos à Pressão Hidrostática.

GRAU: Mestre

ANO: 2008

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.

Fausto Nogueira de Almeida Mesquita
QND 51 casa 24, Taguatinga Norte.
72.120-510 Taguatinga – DF – Brasil.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus, pela vida e toda inspiração superior que pude absorver.

Aos meus pais, Maria Neize Nogueira de Almeida Mesquita e Airton Góes Mesquita, que de tudo fizeram para ajudar-me em todas as conquistas e abriram as portas a todas estas maravilhosas experiências neste mundo.

À minha companheira, Vânia Romão de Souza, pelo constante incentivo, compreensão e confiança, sem os quais mais árdua teria sido esta caminhada.

A todos os amigos e parentes que, direta ou indiretamente, participaram e acreditaram nas minhas conquistas.

À pós-graduação do ENM-UnB, coordenação, secretaria e docentes, pela possibilidade ofertada com toda estrutura necessária ao desenvolvimento tecnológico. Agradeço em especial a meu orientador Flávio Levy Neto, sempre devotado à pesquisa científica, por toda dedicação, preocupação, disponibilidade, sugestões e troca de conhecimentos, que nortearam meus passos durante este tempo.

Aos professores Jorge Luiz de Almeida Ferreira e Paulo de Tarso Rocha Mendonça que se depuseram gentilmente para compor a banca examinadora.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico – CNPq, pelo incentivo financeiro durante o início do curso.

RESUMO

SIMULAÇÃO DO COMPORTAMENTO MECÂNICO DE TUBOS EM PRFV SUBMETIDOS À PRESSÃO HIDROSTÁTICA

Autor: Fausto Nogueira de Almeida Mesquita

Orientador: Flamínio Levy Neto

Programa de Pós Graduação em Ciências Mecânicas

Brasília, novembro de 2008.

Com crescente tendência de aplicação nos mais diversos setores, os materiais compósitos necessitam de um correto estudo para seu dimensionamento estrutural. Apesar de já estarem superados os obstáculos iniciais da tecnologia; e terem grande parte de suas aplicações já reguladas por normas, simplificações tem sido adotadas em cálculos estruturais envolvendo o uso destes materiais. Os materiais compósitos, porém, podem apresentar assimetria e comportamento não isotrópico, tensões residuais e também, mesmo quando submetidos apenas a solicitações mecânicas no plano (tensões de membrana), gerar momentos fletores com efeitos inesperados que, dependendo de sua magnitude, podem ter maior influência na estrutura do material, com conseqüências no processo de falha.

Neste contexto, simulações numéricas baseadas no método dos elementos finitos, tem grande potencial para avaliar as tensões mecânicas que ocorrem em tubulações comerciais de Plástico Reforçado com Fibras de Vidro (PRFV), por exemplo, as quais são o foco deste estudo.

As possíveis influências, desconsideradas pelas simplificações de uso comum na produção comercial de tubos em PRFV, foram estudadas no presente trabalho, utilizando o programa computacional COMPSHELL, que faz uso do Método dos Elementos Finitos (MEF) para cascas finas, analisando o comportamento de tubos encontrados comercialmente quando submetidos à pressão hidrostática interna. Os resultados foram comparados com resultados experimentais obtidos na literatura.

As simulações revelaram correlação de até 97% com experimentos para a obtenção da pressão hidrostática de falha. Foram claramente percebidos os efeitos dos picos de resultantes de tensão e momento fletor na pressão de ruptura teórica de falha, mostrando a importância de não se desprezar seus efeitos; e tendo o MEF como uma ferramenta disponível com grande aplicabilidade nestes casos, podendo evitar equívocos desconsiderados por simplificações empiricamente utilizadas, bem como perdas por superdimensionamento.

ABSTRACT

SIMULATION OF THE MECHANICAL BEHAVIOR OF GFRP PIPES SUBJECTED TO HIDROSTACT PRESSURE

Author: Fausto Nogueira de Almeida Mesquita

Supervisor: Flamínio Levy Neto

Programa de Pós Graduação em Ciências Mecânicas

Brasília, November 2008.

With the growing demand for applications in many sectors, composite materials need a correct study for their structural design. Despite the initial obstacles of the technology were already overcome and having a significant part of its applications ruled by standards, simplifications have been used in structural calculation involving these materials. Composite materials, however, may not be symmetric and also present non-isotropic behavior, residual stresses and also, even when subjected only to in-plane mechanical loads (membrane stresses), generate unexpected bending moments, with effects that, depending on their magnitude, may have great influence in the structure of the material, with consequence on the failure process.

So, numerical simulations based on finite element method have great potential to assess, in more detail, mechanical stresses that occur in commercial GFRP – Glass-Fiber-Reinforced Polymer – pipes, which are the focus of this study.

The possible influences which are not considered by simplifications, commonly used at commercial GFRP pipes production, were studied in the present work using the program COMPSHELL, which uses Finite Element Method (FEM), for the analysis of the behavior of commercial pipes, submitted to internal hydrostatic pressure. The results were compared to experimental ones, taken from the literature.

The simulations presented up to 97% of correlation with experiments of destructive hydrostatic tests. It was clearly observed the effect of stress resultant and bending moment peaks, showing the importance of considering these effects; and having the FEM as an available tool with great application in these cases, being able to avoid mistakes not considered by simplifications, or even loss due to overestimation.

SUMÁRIO

1 – INTRODUÇÃO	1
1.1 – CONSIDERAÇÕES INICIAIS	1
1.2 – OBJETIVOS	1
1.3 – REVISÃO DA LITERATURA	3
1.3.1 – Compósitos	3
1.3.2 – PRFV	3
1.3.3 – Normatização	7
1.3.4 – Areia	13
1.3.5 – Processos de Fabricação	16
1.3.5.1 – Bobinagem Contínua (Filament Winding)	16
1.3.5.2 – Outros Processos	17
1.3.6 – Estudos Numéricos	19
2 – MODELAMENTO MATEMÁTICO	23
2.1 – TEORIA PARA MATERIAIS COMPÓSITOS	23
2.1.1 – Micromecânica	23
2.1.2 – Macromecânica de Lâminas Compósitas	25
2.1.3 – Teoria de Cascas Finas	31
2.2 – ESTUDO NUMÉRICO	33
2.2.1 – COMPSHELL	33
2.2.1 – Geometria e Condições de Contorno	35
3 – RESULTADOS	42
3.1 – RESULTADOS EXPERIMENTAIS [13]	42
3.2 – RESULTADOS DO COMPSHELL (CONFIGURAÇÃO INICIAL)	42
3.2.1 – Simulação Utilizando o Critério de Falha de Tsai-Hill	42
3.2.2 – Simulação Utilizando o Critério de Falha de Hoffman	46
3.2.3 – Matriz [ABBD]	47
4 – ANÁLISES E DISCUSSÕES	49
4.1 – MANTIDA A CONFIGURAÇÃO INICIAL E COM ALTERAÇÃO DAS PROPRIEDADES ELÁSTICAS PELA REGRA DAS MISTURAS	50
4.1.1 – Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Critério de Falha de Tsai-Hill	52
4.1.2 – Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Critério de Falha de Hoffman	53
4.2 – REDUÇÃO DA ESPESSURA DA CAMADA DE REFORÇO	54
4.2.1 – Simulação Utilizando Propriedades Retiradas da Literatura e Critério de Falha de Tsai-Hill	55
4.2.2 – Simulação Utilizando Propriedades Retiradas da Literatura e Critério de Falha de Hoffman	56
4.2.3 – Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Critério de Falha de Tsai-Hill	57
4.2.4 – Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Critério de Falha de Hoffman	58
4.3 – DESLOCAMENTO DE TRANSLAÇÃO LONGITUDINAL LIVRE EM $X = 0$	59
4.3.1 – Simulação Utilizando Propriedades Retiradas da Literatura e Critério de Falha de Tsai-Hill	59
4.3.2 – Simulação Utilizando Propriedades Retiradas da Literatura e Critério de Falha de Hoffman	61

4.3.3 – Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Critério de Falha de Tsai-Hill	62
4.3.4 – Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Critério de Falha de Hoffman	63
4.4 – MAIOR SEGMENTAÇÃO E RESISTÊNCIA NO CONCENTRADOR DE TENSÕES.....	64
4.4.1 – Simulação Utilizando Propriedades Retiradas da Literatura e Critério de Falha de Tsai-Hill	64
4.4.2 – Simulação Utilizando Propriedades Retiradas da Literatura e Critério de Falha de Hoffman	65
4.4.3 – Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Critério de Falha de Tsai-Hill	66
4.4.4 – Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Critério de Falha de Hoffman	67
4.5 – ELIMINAÇÃO DO RESSALTO GEOMÉTRICO CRIANDO SEGMENTO MODIFICADO.....	68
4.5.1 – Simulação Utilizando Propriedades Retiradas da Literatura e Critério de Falha de Tsai-Hill	69
4.5.2 – Simulação Utilizando Propriedades Retiradas da Literatura e Critério de Falha de Hoffman	70
4.5.3 – Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Critério de Falha de Tsai-Hill	71
4.5.4 – Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Critério de Falha de Hoffman	72
4.6 – AUMENTO DA EXTENSÃO DO TRECHO MODIFICADO.....	73
4.6.1 – Simulação Utilizando Propriedades Retiradas da Literatura e Critério de Falha de Tsai-Hill	73
4.6.2 – Simulação Utilizando Propriedades Retiradas da Literatura e Critério de Falha de Hoffman	74
4.6.3 – Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Critério de Falha de Tsai-Hill	75
4.6.4 – Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Critério de Falha de Hoffman	76
4.7 – RESUMO ANALÍTICO DOS RESULTADOS.....	77
5 – CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	82
5.1 – CONCLUSÕES	82
5.2 – SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	84
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	85
APÊNDICES	90
A – NORMAS PARA TUBOS EM PRFV	91
B – ENTRADA DE DADOS UTILIZADA PELO PROGRAMA COMPSHELL	93
C – CÓDIGO PARA CALCULO DA MATRIZ [ABBD]	103

LISTA DE TABELAS

TABELA 2.1 – VALORES MÉDIOS DAS ESPESSURAS DE CADA LÂMINA (CAMADA).....	37
TABELA 2.2 – PROPRIEDADES MECÂNICAS PARA AS CAMADAS. [31, 32]	38
TABELA 3.1 – RESULTADOS DOS ENSAIOS DE PRESSÃO HIDROSTÁTICA [13].	42
TABELA 4.1 – PROPRIEDADES ELÁSTICAS DA RESINA POLIÉSTER E DA FIBRA DE VIDRO-E [31].	51
TABELA 4.2 – PROPRIEDADES ELÁSTICAS DA DO COMPÓSITO RESINA POLIÉSTER/FIBRAS DE VIDRO-E, QUE FORMA AS CAMADAS DE “BOBINAGEM COM FIBRAS CONTÍNUAS E RESINA”, CALCULADAS PELA REGRA DAS MISTURAS COM $V_F = 0,46$	51
TABELA 4.3 – RESUMO DOS RESULTADOS.....	78

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1.1 – TUBOS EM PRFV [6].	3
FIGURA 1.2 – DEMANDA DE TUBOS DE PLÁSTICO NO MUNDO [9].	4
FIGURA 1.3 – ESTRUTURA TÍPICA DE UM TUBO EM PRFV [10]	5
FIGURA 1.4 – CORPOS-DE-PROVA E ENSAIO DE RIGIDEZ [13].	10
FIGURA 1.5 – DISPOSITIVO DE ENSAIO SPLIT DISC [13].	10
FIGURA 1.6 – CORPO-DE-PROVA PARA ENSAIOS DE TRAÇÃO CIRCUNFERENCIAL [13].	11
FIGURA 1.7 – EQUIPAMENTO TÍPICO PARA ENSAIOS DE TRAÇÃO CIRCUNFERENCIAL [16].	11
FIGURA 1.8 – CORPOS-DE-PROVA E ENSAIO DE TRAÇÃO AXIAL [13].	12
FIGURA 1.9. DETALHE DA SEÇÃO DE UM TUBO PRFV.	13
FIGURA 1.10 – UTILIZAÇÃO DE AREIA NA FABRICAÇÃO DE TUBOS EM PRFV [13].	14
FIGURA 1.11 – PROCESSO DE FABRICAÇÃO DA ESTRUTURA DO TUBO [13].	15
FIGURA 1.12 – <i>ROVING</i> CONTÍNUO PARA <i>FILAMENT WINDING</i> [20].	16
FIGURA 1.13 – PROCESSO DE BOBINAGEM CONTÍNUA [13].	17
FIGURA 1.14 – REPARO COMPÓSITO DE FIBRA DE CARBONO EM TUBO METÁLICO [24].	21
FIGURA 2.1 – DIREÇÕES PRINCIPAIS 1-2 EM UMA LÂMINA DE COMPÓSITO.	23
FIGURA 2.2 – SISTEMAS DE COORDENADAS (1,2,3) E (X,Y,Z) [1].	26
FIGURA 2.3 - REPRESENTAÇÃO GEOMÉTRICA DE UM LAMINADO COM SUAS CAMADAS [MODIFICADO, 1].	28
FIGURA 2.4 – DIAGRAMA DE CORPO LIVRE DE UM SEGMENTO DE TUBO CILÍNDRICO [29].	32
FIGURA 2.5 – (A) TENSÕES ATUANTES EM UM ELEMENTO DE CASCA; (B) RESULTANTES DE TENSÃO E MOMENTO EM UM ELEMENTO DE CASCA [23].	32
FIGURA 2.6 - MODELAGEM GERAL DO COMPSHELL PARA TUBOS [MODIFICADO, 24].	34
FIGURA 2.7 – (A) REPRESENTAÇÃO DE UM ELEMENTO FINITO DE CASCA AXISSIMÉTRICA. (B) GRAUS DE LIBERDADE DE UM ELEMENTO FINITO DE CASCA AXISSIMÉTRICA. [MODIFICADO, 25]	34
FIGURA 2.8 – A SEÇÃO TRANSVERSAL DO TUBO “A”, COM SUAS CAMADAS [13].	36
FIGURA 2.9 – REPRESENTAÇÃO PROPORCIONAL DAS ESPESSURAS DAS CAMADAS ESTIMADAS. .	37
FIGURA 2.10 – CONFIGURAÇÃO DO ENSAIO EXPERIMENTAL A SER CONSIDERADA NESTE TRABALHO [13].	39
FIGURA 2.11 – GEOMETRIA BÁSICA DE UM TUBO COMERCIAL [33].	39
FIGURA 2.12 CONEXÃO ENTRE DOIS TUBOS [33].	40
FIGURA 2.13 – ESPESSURA DA PAREDE DO TUBO TRIPLICADA NA REGIÃO DA CONEXÃO.	40

FIGURA 2.13 – SEGMENTO DE TUBO A SER SIMULADO.	41
FIGURA 3.1 – DESLOCAMENTO RADIAL AO LONGO DO TUBO	43
FIGURA 3.2 – RESULTANTE DE TENSÃO CIRCUNFERENCIAL AO LONGO DO TUBO	43
FIGURA 3.3 – RESULTANTE DE TENSÃO MERIDIONAL AO LONGO DO TUBO	44
FIGURA 3.4 – RESULTANTE DE MOMENTO FLETOR MERIDIONAL AO LONGO DO TUBO.....	44
FIGURA 3.5 – RESULTANTE DE MOMENTO FLETOR CIRCUNFERENCIAL AO LONGO DO TUBO	45
FIGURA 3.6 – DESLOCAMENTO LONGITUDINAL AO LONGO DO TUBO	45
FIGURA 3.7 – DESLOCAMENTO DE ROTAÇÃO MERIDIONAL AO LONGO DO TUBO	46
FIGURA 3.8 – N_{θ} , N_X , M_{θ} E M_X AO LONGO DO TUBO PARA A SITUAÇÃO DESCRITA EM 3.2.2.....	47
FIGURA 4.1 – VARIAÇÃO DO MÓDULO DE ELASTICIDADE PERPENDICULAR ÀS FIBRAS EM FUNÇÃO DA FRAÇÃO VOLUMÉTRICA DE FIBRAS.	52
FIGURA 4.2 – N_{θ} , N_X , M_{θ} E M_X AO LONGO DO TUBO PARA A SITUAÇÃO DESCRITA EM 4.1.1.....	53
FIGURA 4.3 – N_{θ} , N_X , M_{θ} E M_X AO LONGO DO TUBO PARA A SITUAÇÃO DESCRITA EM 4.1.2.....	54
FIGURA 4.4 – SEGMENTO DE TUBO A SER SIMULADO, SENDO O SEGMENTO DE REFORÇO COM DOBRO DA ESPESSURA DO TUBO.....	55
FIGURA 4.5 – N_{θ} , N_X , M_{θ} E M_X AO LONGO DO TUBO PARA A SITUAÇÃO DESCRITA EM 4.2.1.....	56
FIGURA 4.6 – N_{θ} , N_X , M_{θ} E M_X AO LONGO DO TUBO PARA A SITUAÇÃO DESCRITA EM 4.2.2.....	57
FIGURA 4.7 – N_{θ} , N_X , M_{θ} E M_X AO LONGO DO TUBO PARA A SITUAÇÃO DESCRITA EM 4.2.3.....	58
FIGURA 4.8 – N_{θ} , N_X , M_{θ} E M_X AO LONGO DO TUBO PARA A SITUAÇÃO DESCRITA EM 4.2.4.....	59
FIGURA 4.9 – N_{θ} , N_X , M_{θ} E M_X AO LONGO DO TUBO PARA A SITUAÇÃO DESCRITA EM 4.3.1.....	60
FIGURA 4.10 – DESLOCAMENTO LONGITUDINAL AO LONGO DO TUBO COM “U” LIVRE.....	60
FIGURA 4.11 – N_{θ} , N_X , M_{θ} E M_X AO LONGO DO TUBO PARA A SITUAÇÃO DESCRITA EM 4.3.2....	61
FIGURA 4.12 – N_{θ} , N_X , M_{θ} E M_X AO LONGO DO TUBO PARA A SITUAÇÃO DESCRITA EM 4.3.3....	62
FIGURA 4.13 – N_{θ} , N_X , N_{θ} E N_X AO LONGO DO TUBO PARA A SITUAÇÃO DESCRITA EM 4.3.4.	63
FIGURA 4.14 – TUBO A SER SIMULADO COM MAIOR SEGMENTAÇÃO.	64
FIGURA 4.15 – N_{θ} , N_X , M_{θ} E M_X AO LONGO DO TUBO PARA A SITUAÇÃO DESCRITA EM 4.4.1....	65
FIGURA 4.16 – N_{θ} , N_X , M_{θ} E M_X AO LONGO DO TUBO PARA A SITUAÇÃO DESCRITA EM 4.4.2....	66
FIGURA 4.17 – N_{θ} , N_X , M_{θ} E M_X AO LONGO DO TUBO PARA A SITUAÇÃO DESCRITA EM 4.4.3....	67
FIGURA 4.18 – N_{θ} , N_X , M_{θ} E M_X AO LONGO DO TUBO PARA A SITUAÇÃO DESCRITA EM 4.4.4....	68
FIGURA 4.19 – TUBO A SER SIMULADO COM RESISTÊNCIAS EXTRAPOLADAS NO SEGMENTO FINAL.....	69
FIGURA 4.20 – N_{θ} , N_X , M_{θ} E M_X AO LONGO DO TUBO PARA A SITUAÇÃO DESCRITA EM 4.5.1....	70
FIGURA 4.21 – N_{θ} , N_X , M_{θ} E M_X AO LONGO DO TUBO PARA A SITUAÇÃO DESCRITA EM 4.5.2....	71
FIGURA 4.22 – N_{θ} , N_X , M_{θ} E M_X AO LONGO DO TUBO PARA A SITUAÇÃO DESCRITA EM 4.5.3....	72

FIGURA 4.23 – N_{θ} , N_X , M_{θ} E M_X AO LONGO DO TUBO PARA A SITUAÇÃO DESCRITA EM 4.5.4....	73
FIGURA 4.24 – N_{θ} , N_X , M_{θ} E M_X AO LONGO DO TUBO PARA A SITUAÇÃO DESCRITA EM 4.6.1....	74
FIGURA 4.25 – N_{θ} , N_X , M_{θ} E M_X AO LONGO DO TUBO PARA A SITUAÇÃO DESCRITA EM 4.6.2....	75
FIGURA 4.26 – N_{θ} , N_X , M_{θ} E M_X AO LONGO DO TUBO PARA A SITUAÇÃO DESCRITA EM 4.6.3....	76
FIGURA 4.27 – N_{θ} , N_X , M_{θ} E M_X AO LONGO DO TUBO PARA A SITUAÇÃO DESCRITA EM 4.6.4....	77
FIGURA 4.28 [13] – TRINCA NA SUPERFÍCIE INTERNA (A); MANCHA PROVOCADA PELO VAZAMENTO (B).....	81

LISTA DE SÍMBOLOS, NOMENCLATURAS E ABREVIACÕES

[A]	Matriz de rigidez extensional no plano
[ABBD]	Matriz de rigidez do laminado
[B]	Matriz de acoplamento extensão-flexão
[D]	Matriz de rigidez à flexão e torção
{M}	Vetores de resultantes de momento
{N}	Vetores de resultantes de tensões
0 (zero)	Nomenclatura adotada no COMPSHELL para engastamento com movimento restrito na direção indicada
1 (um)	Nomenclatura adotada no COMPSHELL para engastamento com movimento livre na direção indicada
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ANSYS	Programa computacional que utiliza o método dos elementos finitos, capaz de realizar análises estruturais
ASTM	American Society for Testing and Materials
AutoCad	Software de desenho mecânico assistido por computador
AWWA	American Water Works Association
COMPSHELL	Programa computacional que utiliza o método dos elementos finitos, baseado na teoria de cascas finas axissimétricas, desenvolvido na Universidade de Liverpool [2]
CR	Classe de Rigidez
D	Diâmetro
DE	Diâmetro Externo
DN	Diâmetro Nominal
E	Módulo de Young
e = t	Espessura da Parede
E ₁	Módulo de Elasticidade do Compósito na Direção Principal “1”

E_2	Módulo de Elasticidade do Compósito na Direção Principal “2”
E_F	Módulo de Elasticidade da Fibra
E_M	Módulo de Elasticidade da Matriz
Fig.	Figura
FPF	<i>First-ply-failure</i> (teoria da falha da primeira camada)
G_{12}	Módulo de cisalhamento associado ao plano 1-2
G_F	Módulo de cisalhamento da fibra
G_M	Módulo de cisalhamento da matriz
HDB	<i>Hydrostatic Design Basis</i> (Fundamentação do Projeto Hidrostático)
I	Momento de Inércia
k	Camada genérica
LPF	<i>Last-ply-failure</i> (teoria da falha da última camada)
MEF	Método dos Elementos Finitos
NBR	Normas Brasileiras da ABNT
M_X	Resultante de momento fletor axial (meridional, longitudinal)
M_θ	Resultante de momento fletor circunferencial
N_X	Resultante de tensões axiais (meridionais, longitudinais)
N_θ	Resultante das tensões circunferenciais
P	Pressão
P_c	Classe de Pressão
P_{falha}	Pressão hidrostática de falha
P_{Fteo}	Pressão de falha teórica (simulada numericamente)
P_{Fexp}	Pressão de falha experimental
PN	Pressão Nominal
PREPEG	Tecido de fibras pré-impregnadas com resina
PRFV	Plástico Reforçado com Fibra de Vidro

P_s	Sobrepressão
P_t	Pressão de Trabalho
R	Raio do tubo
RTM	Resin Transfer Moulding
S_{12}	Cisalhamento no plano (1,2)
u	Deslocamento de translação longitudinal
v	Deslocamento de translação circunferencial
v_F	Volume de Fibra
V_F	Fração Volumétrica da Fibra
v_M	Volume de Matriz
V_M	Fração Volumétrica da Matriz
v_V	Volume de Vazios
V_V	Fração Volumétrica de Vazios
w	Deslocamento de translação radial
X_{C1} e X_{C2}	Resistências à compressão nas direções 1 e 2, respectivamente
X_{T1} e X_{T2}	Resistências à tração nas direções 1 e 2, respectivamente
κ_0	Curvaturas no plano médio
β	Deslocamento de rotação meridional
γ_{12}	Deformação de cisalhamento no plano 1-2
ε_0	Deformações no plano médio
ε_1	Deformação normal na direção “1”
ε_2	Deformação normal na direção “2”
θ	Ângulo de orientação das fibras
ν_{12}	Coefficiente de Poisson devido a tensão atuando direção “1”
ν_{21}	Coefficiente de Poisson devido a tensão atuando direção “2”
ν_F	Coefficiente de Poisson da fibra;

ν_M	Coeficiente de Poisson da matriz;
σ_1	Tensão normal que atua na direção “1”
σ_2	Tensão normal que atua na direção “2”
σ_x	Tensão axial na parede do tubo
σ_θ	Tensão circunferencial na parede do tubo
τ_{12}	Tensão de cisalhamento que atua no plano 1-2

1 – INTRODUÇÃO

1.1 – CONSIDERAÇÕES INICIAIS

O estudo de materiais compósitos segue uma tendência bastante acentuada da engenharia nos dias de hoje em optar por estes materiais em diversas aplicações, desde as mais tecnológicas, como nas indústrias aeronáutica e aeroespacial, até a simples condução de fluidos em tubulações industriais.

Para esses materiais, mesmo nas aplicações mais simples, o estudo para o correto dimensionamento de seus componentes é que traz confiabilidade na tecnologia aplicada, evitando acidentes, além de evitar gastos desnecessários por superdimensionamento.

As aplicações de tubulações feitas a partir de materiais compósitos já não são mais novidade e, portanto, foram superados vários obstáculos que incidiram desde sua utilização experimental até as aplicações normatizadas que possuem hoje.

No entanto, alguns processos para a fabricação de tubos não requerem grandes investimentos em equipamentos de processo ou mão de obra especializada, abrindo campo para a produção destes com pouco investimento em pesquisa, baseando-se em simplificações e conhecimento empírico, apesar das amarras que as normas impõem.

Os materiais compósitos, porém, podem apresentar comportamento não isotrópico, tensões residuais e também, mesmo quando submetidos apenas a solicitações mecânicas no plano (i.e. tensões de membrana), gerar momentos fletores com efeitos inesperados que, dependendo de sua magnitude, podem ter maior influência na estrutura do material, com conseqüências no processo de falha [1]. Por isso simulações numéricas baseadas no método dos elementos finitos, que tem grande potencial para avaliar em mais detalhes tubulações encontradas comercialmente, por exemplo, no que concerne à análise de tensões mecânicas, são o alvo deste estudo.

1.2 – OBJETIVOS

Será simulado o comportamento mecânico de tubos em PRFV – Plástico Reforçado com Fibra de Vidro – submetidos à pressão hidrostática, com o intuito de estudar possíveis influências desconsideradas pelas simplificações de uso comum em cálculos estruturais envolvendo tubos comerciais em PRFV, as quais, por exemplo, não levam em conta: (i) os momentos fletores concentrados nos engastamentos das extremidades; e (ii) os momentos

fletores que são induzidos pelas tensões de membrana, devido à parede do tubo não ser simétrica com relação ao plano médio [1]. No presente trabalho será utilizado o programa computacional COMPSHELL, desenvolvido na Universidade de Liverpool [2], que faz uso do método dos elementos finitos, para analisar o comportamento de tubos em PRFV encontrados comercialmente.

Será simulada a submissão desses tubos à pressão hidrostática interna até a falha e os resultados serão comparados a resultados experimentais, trazendo um maior esclarecimento sobre este aprofundamento. Em particular, para avaliar-se os efeitos de algumas alterações nas análises, serão utilizados os critérios de falha de Hoffman e Tsai-Hill, em tubulações de PRFV com carga de areia, com e sem descontinuidades de espessura ao longo do comprimento, e com duas configurações de condições de contorno impostas (engastamento em ambas extremidades, engastamento em uma e a outra com liberdade para translação longitudinal, ou axial).

As configurações simuladas serão divididas e nomeadas da seguinte forma:

Caso 1 – Configuração Inicial (Seções 3.2 e 4.1);

Caso 2 – Redução na Espessura da Camada de Reforço (Seção 4.2);

Caso 3 – Deslocamento de Translação Longitudinal Livre em $x = 0$ (Seção 4.3);

Caso 4 – Maior Segmentação e Resistência no Concentrador de Tensões (Seção 4.4);

Caso 5 – Eliminação do Ressalto Geométrico Criando Segmento Modificado (Seção 4.5);

Caso 6 – Aumento da Extensão do Trecho Modificado (Seção 4.6).

E cada um dos seis casos anteriores será dividido pelas Situações:

a) Simulação Utilizando Propriedades Retiradas da Literatura e Utilizando o Critério de Falha de Tsai-Hill;

b) Simulação Utilizando Propriedades Retiradas da Literatura e Utilizando o Critério de Falha de Hoffman;

c) Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Utilizando o Critério de Falha de Tsai-Hill;

d) Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Utilizando o Critério de Falha de Hoffman.

1.3 – REVISÃO DA LITERATURA

1.3.1 – Compósitos

Feitos a partir de dois ou mais materiais de classes diferentes (por exemplo, metal/cerâmica, fibras/polímero), compósitos são muito utilizados em diversos setores industriais, como Petroquímico e Aeronáutico, por serem materiais de qualidade superior e possuírem novas propriedades que não podem ser atendidas por outros materiais separadamente, sendo uma classe de materiais bastante ampla e abrangente. Estes materiais se dividem, em geral, em duas ou mais fases que se complementam e fornecem elevadas rigidez e resistência mecânica específicas, resistência à corrosão na presença de maresia, poluentes e uma serie de ácidos e bases fracas, bem como flexibilidade no processo de moldagem. Uma destas fases é denominada matriz, responsável por estabilizar, aglutinar e proteger a fase ou fases de reforço. Sendo que, nos compósitos de maior aplicação na engenharia, a fase de reforço é fibrosa e se fosse utilizada sem a matriz só resistiria a esforços de tração. A performance destes materiais depende do seu processo de fabricação bem como da sua microestrutura (fração de cada fase, distribuição de tamanho, forma e espacial da fase de reforço, defeitos, dentre outros fatores) [1, 3, 4].

1.3.2 – PRFV

O PRFV (Plástico Reforçado com Fibra de Vidro), muito comum em tubulações (Fig. 1.1), por exemplo, é uma das formas mais utilizadas de compósitos [5]. São compostos por uma fase contínua polimérica (Resina Poliéster ou Epóxi, que são materiais termofixos) e reforçada com fibras de vidro, agregando-se físico-quimicamente após um processo de cura, acoplando as duas partes e proporcionando um produto de flexibilidade, podendo ser feitos de moldes com as formas mais complexas, apresentando leveza, durabilidade, dentre outras propriedades, que vem ampliando o uso dos compósitos em projetos de engenharia.



Figura 1.1 – Tubos em PRFV [6].

Como atrativo, as resinas e as fibras apresentam baixo peso, bem como, por consequência, os materiais fabricados a partir delas. Sua resistência química permite a aplicação em ambientes agressivos quimicamente, como por exemplo, em tanques para produtos químicos e também apresentam boa resistência mecânica, variável com as diversas combinações que podem ser realizadas entre as resinas e os materiais de reforço [7].

Materiais compósitos do tipo PRFV têm sido utilizados em tubos desde meados do século XX [5]. Com menor custo, boa durabilidade e resistência mecânica específica, ótima resistência à corrosão, eliminam a necessidade de revestimentos de proteção internos e externos ou a utilização de proteção catódica, tornando-se alternativa frente aos materiais empregados até então.

Sua grande flexibilidade de projeto com um amplo leque de diâmetros, disponíveis comercialmente com até 3600 mm, acessórios padrões para atender às mais variadas aplicações do mercado, classes de pressão na casa de 3,2 MPa e a possibilidade de intercâmbio com tubos de outros materiais [8], vem ajudando na conquista de adeptos.

Com aplicações em sistemas de transmissão de água, esgoto, resíduos industriais, sistemas de irrigação, gás, petróleo, dentre outros, devem atender a requisitos apontados por normas técnicas que, além das especificações dimensionais, exigem valores mínimos para a tensão axial, tensão circunferencial, carga de viga, pressão de ruptura e rigidez.

A demanda por tubos plásticos tem crescido bastante no mundo, como se pode notar na Fig. 1.2.



Figura 1.2 – Demanda de tubos de plástico no mundo [9].

Tubos em PRFV têm ganhado bastante força no mercado brasileiro, principalmente nos segmentos de saneamento básico e irrigação, e ainda em novas aplicações no setor petrolífero, onde apresentam um custo entre 30% e 40% inferior ao apresentado por opções em ferro e aço.

A parede dos tubos é uma estrutura composta por algumas camadas diferentes, descritas abaixo e ilustradas na Fig. 1.3 [10]:

- *Liner* (revestimento): A primeira camada do PRFV, que é composto exclusivamente de resina, sendo a camada que fica em contato direto com o fluido transportado e que confere ao tubo a resistência química e a impermeabilidade necessária.

- Barreira química: A segunda camada construída subsequentemente ao *Liner*, sendo constituída da mistura adequada de resina e fibras de vidro picadas (não contínua), no entanto com um teor maior de resina. Esta camada que vai reforçar e ancorar o *Liner*.

- Estrutura mecânico-resistente: Garante as características mecânicas da tubulação. É construída de fibras e resina, no entanto as fibras aplicadas aqui são do tipo fibras contínuas, que são enroladas sobre o molde logo em seguida a construção da camada de barreira química, sendo responsável pela resistência mecânica do tubo, principalmente com relação à resistência a pressão interna. Pode haver integração de composto areia/resina entre estas camadas e sua adição é feita quando, por exigências normativas, precisa-se aumentar a espessura do tubo de forma a alcançar a classe de rigidez estipulada de forma simples e barata.

- *Gel Coat*: Cobertura opcional, serve como proteção para a tubulação, onde se incluem inibidores de raios ultravioletas e infiltração, conferindo ainda um melhor acabamento.

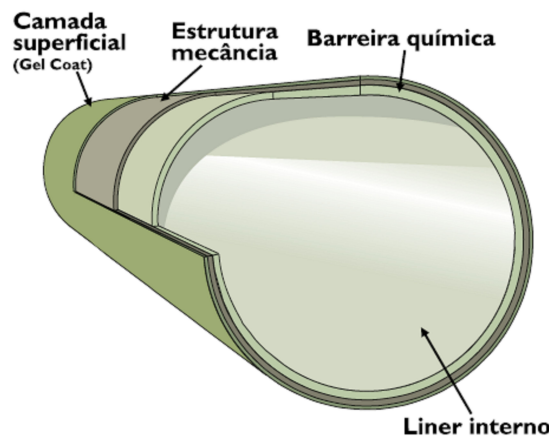


Figura 1.3 – Estrutura típica de um tubo em PRFV [10]

É possível enumerar algumas vantagens na utilização destes tubos de material compósito. Tubos de grandes comprimentos (12 metros, por exemplo) podem ser fabricados e possuem maior facilidade no transporte, já que apresentam menores pesos em relação aos tubos metálicos (1/5 de peso em relação ao Ferro Dúctil, 1/4 em relação ao Aço). Como é possível personalizar a produção sem grandes dificuldades, há uma conseqüente redução do número de juntas nestes casos, com aumento da produtividade na obra. Todos estes fatores em conjunto apontam para uma simplificação da montagem.

Após a instalação é possível perceber que sua alta resistência à corrosão e ataques químicos dos efluentes baixa os custos de manutenção do sistema. Apresentam menor coeficiente de rugosidade garantindo a condição de vazão do sistema, reduzindo também o custo de operação, pois o consumo de energia em bombeamentos é reduzido. A superfície lisa do interior dos tubos diminui também o perigo de incrustações. Apresentam grande resistência a desgaste e abrasão, e elevada resistência ao impacto devido à tenacidade e capacidade de absorção concedida pela fibra de vidro. Dispensam ainda qualquer tipo de manutenção corrosiva. A mesma versatilidade demonstrada na montagem, explica menores tempos de substituição para tubos avariados.

Necessitam, porém, de alguns cuidados para o assentamento dos tubos, que também têm sido alvo de estudos [11]. Há recomendações para que no leito de assentamento da tubulação sejam tomados alguns cuidados como a colocação de areia em sua extensão, evitando que pedras ou outro material pontiagudo venha a danificar a parede dos tubos, devido ao contato destes somado a vibração na rede. Pode-se ainda adicionar a camada de *gel-coat* como superfície externa de acabamento, que confere aos tubos excelente resistência ao tempo e maior vida útil.

No caso da matriz polimérica termofixa, como é o caso das aplicadas em PRFV, há uma significativa susceptibilidade do material em relação a alterações da umidade e temperatura ambientais, conhecida como efeito higrotérmico. As resinas epóxi e poliéster dilatam-se e contraem-se quando há variações de temperatura e também quando absorvem ou perdem umidade. Este efeito pode vir a degradar as propriedades físicas, químicas e mecânicas da matriz, diminuindo sua resistência e rigidez, e também provocando tensões residuais e/ou deformações, por exemplo. Por este motivo, é importante um planejamento criterioso das condições de instalação do tubo, avaliando a necessidade de uma proteção maior, e também uma barreira química interna bem dimensionada, garantindo completa estanqueidade ao tubo [1].

Estes materiais estão sujeitos ainda a danos como ruptura longitudinal ou transversal das fibras; fissuração da matriz; descolamento da interface fibra/matriz; desaderência entre as camadas do compósito na forma de laminados, chamada delaminação; deformação nas fibras do material quando submetido a esforços de compressão, chamada microflambagem [12].

1.3.3 – Normatização

Os tubos devem ser projetados com fator de segurança de 1,8, segundo AWWA C 950, quando existem os dados do ensaio hidrostático de longa duração extrapolado para 50 anos – *Hidrostatic Design Basis* (Fundamentação do Projeto Hidrostático), HDB – executado de acordo com ASTM D2992. Quando o HDB não está disponível, um fator de segurança 4, em relação à pressão de ruptura, deve ser utilizado no projeto do tubo. São, portanto, tubos de alta resistência mecânica aonde, como exemplo, um tubo de pressão nominal (PN) 16 kg/cm² é testado hidrostaticamente a mais de 60 kg/cm² sem apresentar qualquer falha, dano estrutural ou vazamento [10, 13].

Os principais aspectos que devem ser considerados na concepção de um tubo em PRFV são [13, 14, 15]:

- Diâmetro nominal;
- Pressão e temperatura de trabalho;
- Sobre-pressão em manobras de abertura e fechamento de válvulas e da partida do bombeamento;
- Vácuo;
- Profundidade da vala e densidade do solo;
- Tipo de solo nativo;
- Posição do lençol freático;
- Fluido transportado.

As propriedades necessárias para o dimensionamento dos tubos são [13, 14, 15]:

- Alongamento circunferencial de tração, extrapolado para 50 anos de trabalho. É obtido através do HDB;

- Alongamento de flexão circunferencial, extrapolado para 50 anos de trabalho. É obtido através de ensaios de tensão de flexão de longa duração, de acordo com a norma ASTM D5365;

- Espessura nominal da parede reforçada e do liner;
- Módulo de tração circunferencial;
- Modulo de flexão circunferencial;
- Rigidez.

A principal e mais utilizada norma de especificação e uso para tubos em PRFV é a AWWA C – 950, com seu manual M45. Há ainda um conjunto de outras normas para especificações, ensaios, qualificação e monitoramento de tubulações, constando algumas delas no APÊNDICE A.

Dentre os fatores aos quais os tubos de PRFV obedecem no sistema de classificação, os principais a se considerar para os critérios de seleção, são:

- Diâmetro nominal (DN): de acordo com o projeto hidráulico;
- Classe de pressão (Pc): função das pressões internas e regime de transientes da linha em questão;
- Classe de rigidez (CR): função das condições de instalação dos tubos.

Deve-se observar ainda a aplicação final dos tubos de acordo com os efluentes: água, esgoto, efluentes industriais, já que os tubos de PRFV podem ser aplicados nos mais diversos segmentos industriais, como Saneamento Básico, Indústrias Químicas, Papel e Celulose, Setor Sucroalcooleiro, dentre outros.

O diâmetro nominal (DN) é comumente é utilizado para designar o diâmetro interno da tubulação e demais acessórios de instalação (conexões, anéis de borracha e acessórios).

As classes de pressões padrão para tubos de PRFV em MPa (kgf/cm^2) são 0,2 (2); 0,4 (4); 0,6 (6); 0,8 (8); 1,0 (10); 1,2 (12); 1,6 (16); 2,0 (20); 2,5 (25); 3,2 (32), se referem a máxima pressão hidrostática suportada pelo tubo na ausência de outras solicitações [8].

Para especificação da classe de pressão deve-se levar em consideração duas restrições:

$$\text{a) } P_c \geq P_t \quad (1.1)$$

$$\text{b) } P_c \geq [(P_t + P_s)/1,4] \quad (1.2)$$

Onde:

Pc = classe de pressão (Pa);

Pt = pressão de trabalho (Pa);

Ps = sobrepressão (Pa).

Os valores das classes de rigidez têm grande influência da espessura da parede do tubo. Tal classe estipula uma deflexão percentual máxima do diâmetro, que deve ser medido na linha média da parede do tubo. Mesmo utilizando materiais de boas propriedades mecânicas, em alguns casos é necessário adicionar mais material para atingir a espessura mínima que forneça a rigidez especificada em projeto:

$$CR = \frac{EI}{D^3} \quad (1.3)$$

CR = classe de rigidez (Pa)

E = módulo de Young (Pa)

D = diâmetro (m)

I = momento de inércia da seção transversal/comprimento (m³)

$$I = \frac{e^3}{12} \quad (1.4)$$

e = espessura da parede (m)

Considerando-se um projeto, a classe de rigidez será definida levando-se em conta as condições de assentamento e trabalho da tubulação, conforme especifica a NBR 10848 [8].

Os ensaios aplicados a estas tubulações servem como aplicação de controle de qualidade, também normatizados. Além dos anteriormente citados, destacam-se [8]:

Verificação da estanqueidade, onde o tubo não deve apresentar rupturas, furos, vazamentos ou exsudações, quando mantida uma pressão igual a duas vezes a classe de pressão (Pc) durante 30 segundos, ensaiados à temperatura ambiente.

Deformação por compressão circunferencial (ovalização), por carregamento entre placas paralelas, observando-se a deflexão percentual do diâmetro, de acordo com a classe de rigidez, como visto na Fig. 1.4.



Figura 1.4 – Corpos-de-prova e ensaio de rigidez [13].

Resistência à tração circunferencial, onde o corpo-de-prova deve atingir ou exceder o mínimo esforço circunferencial requerido por unidade de comprimento [16], como pode ser visto pelo dispositivo de ensaio chamado *split-disc*, mostrado na Fig. 1.5, e o corpo de prova, Fig. 1.6.



Figura 1.5 – Dispositivo de ensaio split disc [13].



Figura 1.6 –. Corpo-de-prova para ensaios de tração circunferencial [13].

O equipamento a ser utilizado acoplado a uma máquina de ensaios universal pode ser visualizado na Fig. 1.7:

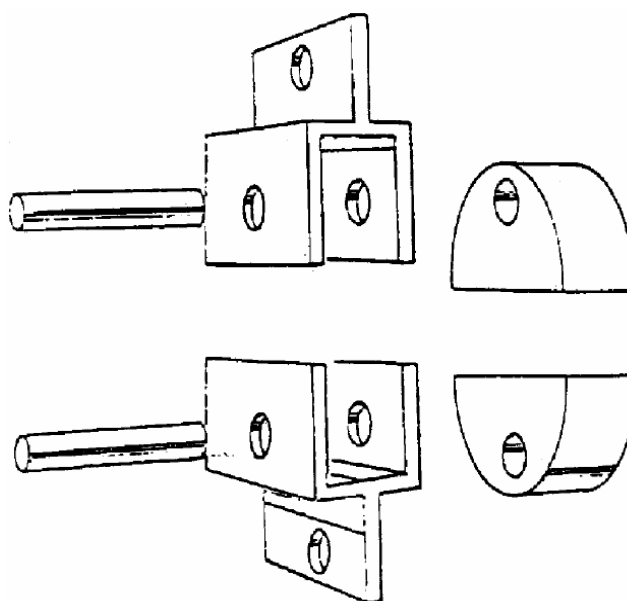


Figura 1.7 –. Equipamento típico para ensaios de tração circunferencial [16].

Ensaio de resistência à tração axial, devendo apresentar alongamento médio mínimo de 0,25 % na ruptura e a força axial por unidade de comprimento circunferencial na ruptura deve atingir ou exceder os valores de resistência à tração axial tabelados. A configuração do ensaio pode ser visualizada na Fig. 1.8.

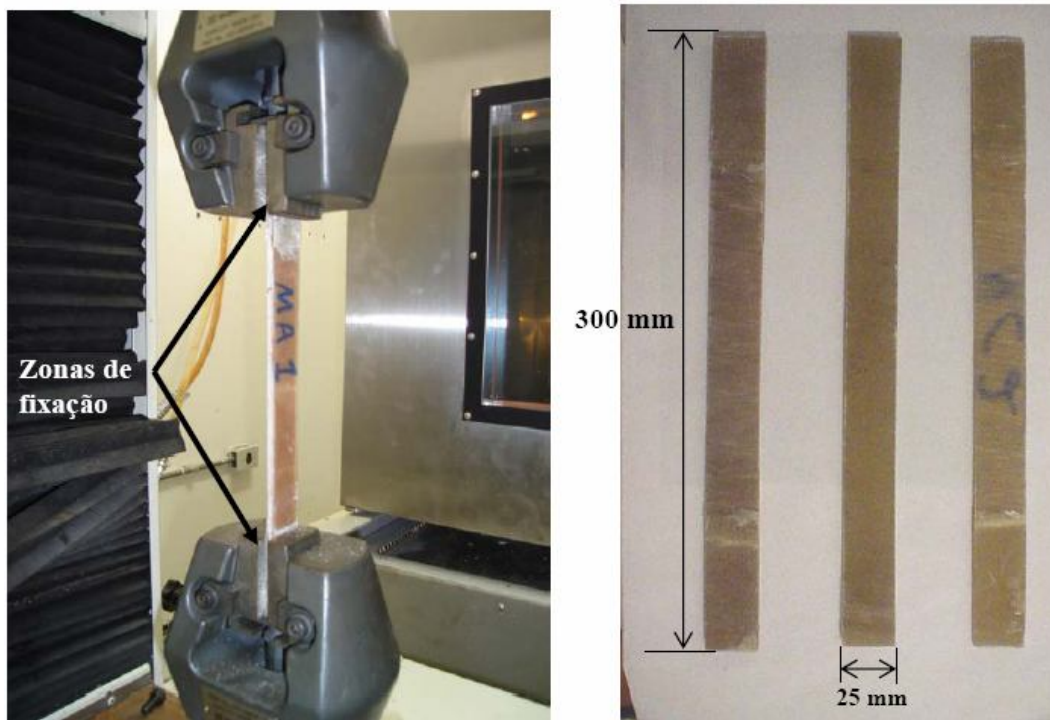


Figura 1.8 – Corpos-de-prova e ensaio de tração axial [13].

Após a fabricação dos tubos compostos, é possível ainda caracterizar sua microestrutura para obter informações sobre suas propriedades mecânicas.

Defeitos, de comum surgimento durante o processo de fabricação, denominados vazios, onde ou a resina não ocupa adequadamente o espaço entre fibras, ou se devem a problemas durante a cura do polímero (p.ex. bolhas de ar) [17], têm impacto sobre as propriedades mecânicas do material, afetando significativamente à resistência ao cisalhamento, desde que estes vazios podem agir como concentradores de tensões. As propriedades mecânicas dos compostos podem, portanto, ser caracterizados para permitir uma avaliação do desempenho da peça em serviço. Através da Microscopia Digital e do Processamento e análise Digital de Imagens, é possível desenvolver técnicas para caracterização destes vazios presentes em tubos. Com a interação entre microscópio digital automatizado e software especializado [3], já são estudadas rotinas de análise desenvolvidas para a caracterização de vazios.

É possível usar uma concatenação de imagens obtidas com baixa magnificação (lente objetiva de 5x) e gerar mosaicos que, uma vez gerados, passam para o processamento digital de imagens. Nesta etapa, a microestrutura do material é caracterizada. Este tipo de estudo [3] já revelou, ao final do processamento da imagem, frações de área de vazios

medida em tubos construídos por bobinagem contínua (*filament winding*), sem adição de areia, ficam entre 2.0 e 2.2%, o que permite afirmar que o material apresentou uma qualidade próxima a de compósitos aeronáuticos [18].

1.3.4 – Areia

Para que alguns tubos respeitem requisitos das normas relacionadas à rigidez, é possível adicionar algum material a parede dos tubos, aumentando sua espessura e, conseqüentemente, a rigidez circunferencial. A areia quartzoza é um material inorgânico inerte que pode ser utilizado com este propósito, possuindo ainda um baixo custo, proporcionando ainda ao tubo ser economicamente competitivo.

Na Fig. 1.9 vê-se o detalhe do corte de um tubo PRFV característico, onde é possível perceber, da parte interna para a externa, a barreira química, em uma camada mais espessa, seguida de uma camada de areia, depois um pequeno segmento de fibras bobinadas seguido por outra camada de areia e, finalmente, uma camada pouco maior de fibras bobinadas. Em todas estas camadas há impregnação com resina epóxi. As camadas de fibras bobinadas são as que conferem maior resistência mecânica ao tubo.



Figura 1.9. Detalhe da seção de um tubo PRFV.

Para demonstrar a vantagem da utilização da areia como carga de adição, ensaios de tração axial e circunferencial, pressão hidrostática, rigidez, além de análises microscópicas

para verificação de possíveis danos causados às fibras durante o processo de fabricação no contato fibra-areia e uma análise de custos, foram realizados por Barros [13].

Os tubos desta análise experimental possuíam DN de 300 mm, feitos para operar a uma Classe de Pressão de 1034 kPa , numa Classe de Rigidez de 248 kPa. Fabricados por impregnação manual, possuíam a barreira química composta de uma camada de véu poliéster e duas camadas de fibras de vidro picadas. As camadas mais externas foram feitas por bobinagem contínua (*filament winding*), com ângulo de bobinagem de $+80^\circ$ e -80° com relação ao eixo longitudinal do tubo, sendo as camadas externas a parte estrutural do tubo. Um conjunto de amostras de tubos foi bobinado com adição de areia, sendo esta adicionada durante o processo de bobinagem (A); outro sem adição de areia, porém, com a espessura necessária para alcançar os requisitos de rigidez sendo suprida pela fibra de vidro bobinada (B), tendo portanto mais fibras que (A); e um último grupo, também sem adição de areia, cujo fluxo foi interrompido durante o processo de bobinagem, e sem alcançar os pré-requisitos da norma para rigidez (C), ficando então com menor espessura, mas com a mesma quantidade e disposição das fibras utilizadas em (A).

Uma visão geral do processo de bobinagem contínua com adição de areia pode ser tirada das Figuras 1.10 e 1.11.



Figura 1.10 – Utilização de areia na fabricação de tubos em PRFV [13].

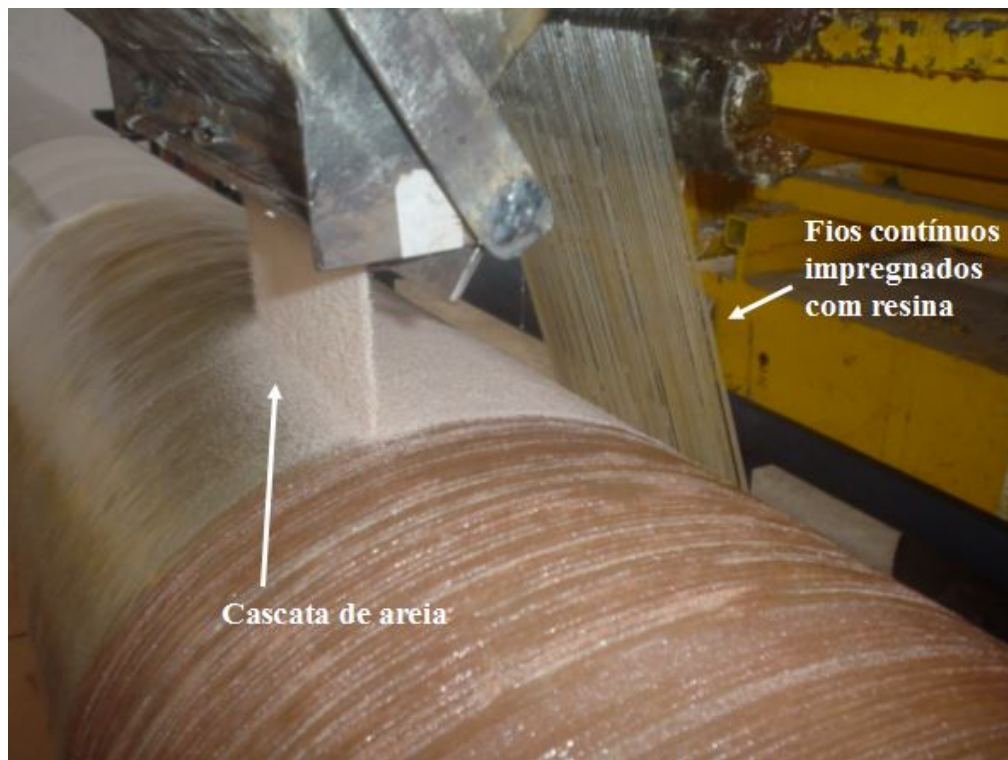


Figura 1.11 – Processo de fabricação da estrutura do tubo [13].

A espessura da parede do tubo ficou com 5,7 mm em (A) e (B) e 2,5 mm em (C).

Os ensaios foram conduzidos seguindo recomendações de normas internacionais e mostraram que houve discreta elevação na força resultante axial com a adição de areia, ao contrário da força resultante circunferencial, que apresentou uma pequena perda, porém, sem comprometer o desempenho do laminado. A rigidez foi bastante elevada com a adição de areia, diminuindo ainda consideravelmente os custos em 27,8 % no preço final, quando comparados aos tubos (B), reduzindo 2,45 kg de fibras de vidro para cada metro de tubo. Esta carga de adição causou ainda uma redução de 17 % na pressão de ruptura, contudo, nenhuma amostra falhou com fator de segurança menor que 4, que é o mínimo exigido por norma. A análise microscópica mostrou danos causados às fibras durante a fabricação, mas estas são desprezíveis, devido à pequena quantidade, apresentando ainda praticamente as mesmas características antes e depois de serem submetidos a carregamento hidrostático.

Estes resultados demonstram a viabilidade da utilização de areia como material para compor a estrutura destes tubos.

1.3.5 – Processos de Fabricação

1.3.5.1 – Bobinagem Contínua (*Filament Winding*)

Este é o processo geralmente utilizado para fabricação de tubos em PRFV. Um processo implementado nos primórdios da indústria de compósitos reforçados, é usado para a construção de componente de revolução ou axissimétricos, produtos de forma oca, geralmente cilíndrica e de alta resistência, podendo utilizar tanto resinas termorrígidas como polímeros termoplásticos, reforçados por fibras de carbono, vidro ou aramida. Usado em projetos tais como tubulações, tanques de armazenagem, vasos de pressão e cápsulas para motor de foguetes. A fibra é impregnada por um banho de resina e puxada pela força de um mandril rotatório, dando parte de sua forma. Para a superfície interna e/ou externa, usa-se véu de vidro para torná-la rica em resina. Com isto provê-se melhor resistência à corrosão e consegue-se bom aspecto estético. [19]

Com investimento inicial alto em equipamento e ferramental, este processo conta com materiais e mão de obra que pouco impactam no custo final do produto. Com possibilidades de automação, permite disposição do reforço sobre a superfície do mandril de forma bastante precisa e reprodutível, reduzindo custo, melhorando a qualidade e aumentando a produção [1].

Na Figura 1.12, uma bobina de fibras (*roving*) utilizada para o processo de bobinagem contínua (*filament winding*).



Figura 1.12 – *Roving* Contínuo para *Filament Winding* [20].

Na Fig. 1.13, exemplifica-se o processo, com bobinagem helicoidal, onde as fibras contínuas são enroladas no mandril através de um carro com movimento alternado de ida e volta em relação às extremidades do mandril, sendo ângulo das fibras determinado pelo sincronismo dos movimentos de translação do carro e de rotação do mandril. Também nas Figuras 1.10 e 1.11 o processo pode ser visualizado [13].



Figura 1.13 – Processo de bobinagem contínua [13].

Uma máquina como esta permite o ajuste de diversos parâmetros, como:

- Comprimento do Tubo
- Ângulo da fibra
- Número de Camadas com o ângulo determinado.
- Número de divisões (passadas a cada camada)

1.3.5.2 – Outros Processos

A seguir, uma visão geral de alguns outros processos amplamente utilizados na indústria de materiais compósitos [1]:

- Moldagem Manual (*Hand Lay-up*):

Caracterizado pela simplicidade de procedimentos para manufatura, este processo é adequado para a produção de baixos e médios volumes, de partes grandes e de alta resistência, sem investimentos em equipamentos de processo. Uma combinação de reforços em rolo é colocada em um molde aberto, com um desmoldante pré-aplicado em sua superfície, e impregnada com resina, que se sobrepõe camada por camada. Quando da cura

da resina, a superfície do molde é reproduzida no lado do compósito que está em contato com o molde.

- Moldagem por Asperção (*Spray-up*):

Utilizado na manufatura de compósitos com fibra de vidro, este processo é similar e muitas vezes combina-se com o manual (*hand lay-up*), quando da compactação que pode ser feita por meio de um rolete. No processo à pistola, a fibra de vidro picada é lançada sobre um jato de resina e a combinação de materiais é direcionada para o molde, onde o compósito toma sua forma.

- Moldagem à Vácuo (*Vacuum Bag*):

Este processo é um melhoramento dos processos de moldagem manual e por aspersão, onde uma bolsa de vácuo é utilizada no processo. Neste, a qualidade do produto melhora, devido a uma maior eficiência na retirada do excesso de resina e de voláteis e bolhas.

- Pré-impregnados (*PREPEG*):

Em compósitos, a resistência mecânica é basicamente função da orientação das fibras e da fração volumétrica destas, portanto, desenvolveu-se o processo de pré-impregnação de fibras com resina, com ambientes e dosagens cuidadosamente calculados, de forma a obter os requisitos adequados para aplicações estruturais de maior exigência.

Há vários processos de fabricação de pré-impregnados, onde, em qualquer situação, é fundamental a uniformidade de distribuição do polímero, em uma particular fração de massa. O *prepreg* é uma forma intermediária de compósito, feito pela impregnação de reforço com resina que sai parcialmente curada, antes de partir para a moldagem.

O semi-manufaturado pode ser transformado em compósito por meio de empilhamento e compactação das lâminas que o formam, podendo esta ser realizada em prensas ou autoclaves (meio gasoso) e hidroclaves (meio líquido).

- Pultrusão (*Pultrusion*):

Introduzido no início da década de 1950, caracterizado pela alta cadência de produção por ser altamente automatizado, este é um processo contínuo que permite a fabricação de perfis lineares de seção transversal constante tais como vergalhões, vigas, canaletas e tubos, que são prismáticos. Após a impregnação do reforço com a resina, o material é puxado através de um molde de metal aquecido adequadamente à cura da resina que dá a forma à seção transversal. Após a saída do molde, a resina cura e o perfil já está formado.

- Moldagem por Transferência de Resina (*RTM*):

O RTM – *Resin Transfer Moulding* – da mesma forma que o processo de bobinagem, também data dos primórdios da tecnologia de compósitos, porém, somente sendo usado comercialmente a partir da década de 1970. O reforço é colocado na parte inferior do molde “macho-fêmea”. Depois que o molde é fechado, ocorre a transferência da resina localizada no vaso de injeção adjacente à câmara do molde, derivando daí o nome do processo. A resina molha o reforço e cura-se, formando a parte de compósito.

- Moldagem por Injeção:

Caracterizado por etapas cíclicas, um composto de moldagem de termoplástico ou termorrígido é transportado até um molde fechado onde é injetado. As duas metades do molde são mantidas sob pressão até que a resina cure. A taxa de fluxo e a temperatura são os parâmetros de controle.

- Moldagem por Centrifugação:

Este processo molda peças de revolução de formas cilíndricas e ocas, tais como tanques, tubulações e postes, sendo o mandril preparado para ser moldado por dentro. A manta de fios cortados é colocada em um molde cilíndrico oco, ou fios contínuos de *roving* são cortados diretamente sobre as paredes internas do molde onde a força centrífuga força os componentes contra a parede durante o processo de cura [13].

1.3.6 – Estudos Numéricos

Estudar problemas de engenharia através experimentos é um dos caminhos a serem seguidos. Porém, para facilitar os desafios encontrados na resolução de um problema que apresenta dificuldades para se lidar com certas condições de contorno ou condições iniciais, onde não se podem obter soluções exatas em função da complexidade dos cálculos mas necessitando de uma solução aproximada, um dos métodos indicados é o dos elementos finitos [21].

Carvalho, Marinucci e Rossi [22], em seus estudos, obtiveram as resistências mecânicas de tubos fabricados pelo processo *filament winding* por meio de ensaios hidrostáticos. Os resultados foram comparadas com valores determinados por método numérico, sendo utilizado o *software* ANSYS. Os tubos foram fabricados com fibra de carbono e matriz de resina epóxi adotando-se configurações de bobinagem simétrica e

assimétrica, representadas, respectivamente, por $[90^\circ/-30^\circ/+30^\circ/90^\circ_2]_S$, e $[90^\circ/-30^\circ/+30^\circ/90^\circ/+30^\circ/-30^\circ/90^\circ_4]_T$, na qual o ângulo 0° representa o eixo longitudinal do tubo.

O programa de elementos finitos, utilizado como ferramenta para análise de tensões nos tubos com as configurações propostas no trabalho, não forneceu resultados que permitissem concluir que tubos fabricados com configuração assimétrica têm limite de resistência à ruptura inferior aos de configuração simétrica. O mesmo não aconteceu nos ensaios hidrostáticos, que revelaram que os dois grupos de tubos submetidos a pressão interna obtiveram pressão média de ruptura diferentes, devido às diferentes configurações de bobinagens testadas, sendo que para tubos com configuração de bobinagem assimétrica a pressão média de ruptura 7% inferior a pressão média de ruptura dos tubos com configuração simétrica, mostrando que a assimetria presente em uma das configurações interferiu na capacidade de carregamento dos tubos. Com isto, a comparação das respostas do método de elementos finitos com o ensaio hidrostático mostrou que o ensaio experimental pode contribuir com informações que não são obtidas pelo cálculo estrutural quando da análise de materiais anisotrópicos.

Um programa computacional que também utiliza o método dos elementos finitos, sendo este baseado na teoria de cascas finas axissimétricas e utilizando apenas elementos de cascas, é o COMPSHELL [2], que foi utilizado nos estudos numéricos deste trabalho.

Dentre as várias técnicas aplicadas na restauração de tubos metálicos, o emprego de materiais compósitos tem ganhado popularidade e se mostrado uma excelente alternativa aos reparos convencionais. Em particular, compósitos com matriz de resina epóxi reforçados com tecidos de fibras, vem sendo empregados em situações práticas [23]. Neste particular, estudos numéricos vêm sendo conduzidos para avaliar a aplicação destes reparos compósitos em tubulações metálicas ou não.

Baseada nas alternativas restauradoras de Vidro/Epóxi, Carbono/Epóxi e Kevlar/Epóxi, Thomazi [23] estudou sobre o efeito destas diferentes fibras do compósito reparador na recuperação mecânica de dutos metálicos avariados, bem como a análise de custo das soluções apresentadas. Neste, uma análise de tensões e deformações foi efetuada utilizando o Método de Elementos Finitos com o programa COMPSHELL, submetendo dutos de aço a pressões internas, simulando situações envolvendo o transporte de fluidos, sendo o modelo utilizado validado através da análise de convergência dos valores encontrados para deslocamentos radiais e deformações circunferenciais no tubo, através da simulação numérica, com os obtidos em análise experimental.

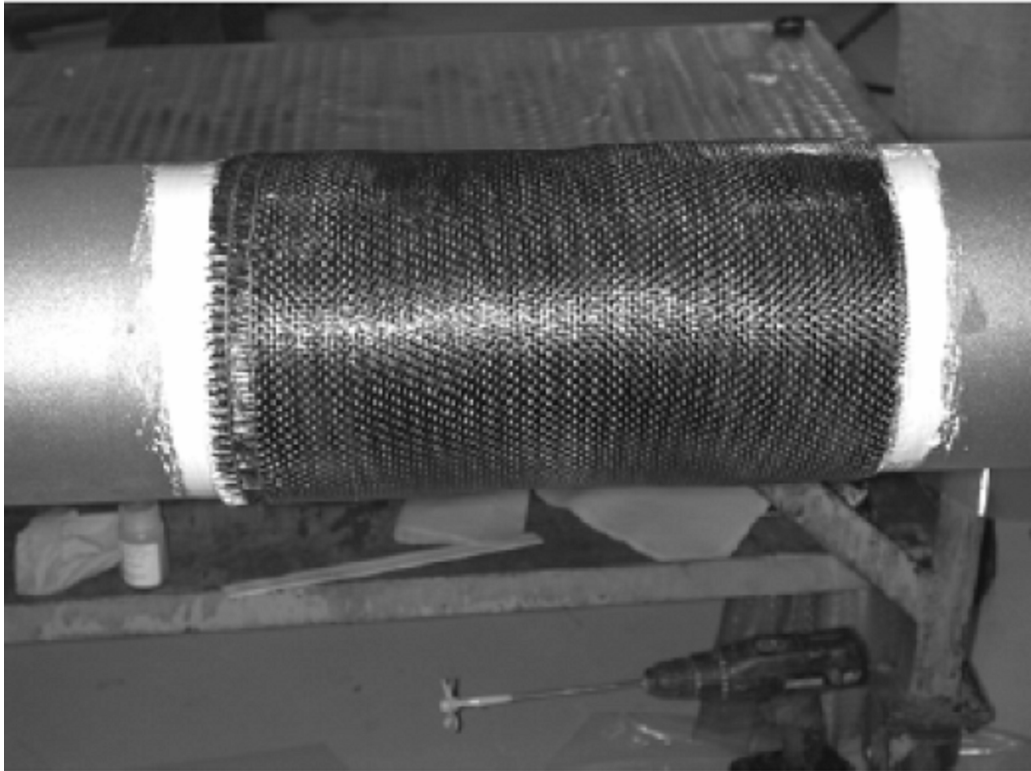


Figura 1.14 – Reparo compósito de fibra de carbono em tubo metálico [24].

Sendo necessário avaliar a restituição da rigidez através da análise do deslocamento radial e da deformação circunferencial, buscou-se a determinação da espessura de reparo necessária para que esses parâmetros voltassem aos padrões demonstrados pelo tubo íntegro, chegando-se à espessura ideal de reparo para restabelecer a rigidez. Esta pode ser dada utilizando-se a seguinte relação entre espessuras, t , e módulos de elasticidade, E , do reparo e do material base do tubo (no caso, o aço): $t_{\text{rep}} \cdot E_{\text{rep}} = t_{\text{aço}} \cdot E_{\text{aço}}$ [23].

Os três reparos utilizados foram capazes de recuperar a rigidez estrutural dos tubos (perda no desbaste) sem provocar significativo estrangulamento, por excesso de rigidez, ou estufamento, por deficiência da mesma, no local do desbaste. Adicionalmente, a comparação da análise de deformação para dutos íntegros e dutos restaurados permitiu avaliar as alternativas economicamente mais viáveis que restabeleçam o comportamento mecânico do duto, especificamente na restauração da rigidez de uma região em que houve perda de espessura na parede original do duto, chegando-se a resultados que permitiram afirmar que, em ordem de menor custo, Vidro/Epóxi < Carbono/Epóxi < Kevlar/Epóxi.

É importante ressaltar que a tecnologia de reparo compósito apresenta vantagens para uma situação de dano em tubulações onde se tornaria oneroso interromper o processo de

transporte de fluidos gasosos ou líquidos, o que, não necessariamente, é preciso no caso de reparos com compósitos [24].

Analisando o comportamento de tubos submetidos à pressão hidrostática, porém em PVC, íntegros, desbastados e com reparos compósitos, Faluhelyi e Levy Neto [24, 25] instrumentaram CP's dos tubos com extensômetros colados no seu centro. Nos ensaios de tubos íntegros, com 5 horas de duração, observaram as medidas de deformações circunferencial e longitudinal. Os tubos íntegros, desbastados e reparados passaram por simulação numérica no programa COMPSHELL para a estimativa da pressão de falha, utilizando o critério de falha de Tsai-Hill. Os resultados foram comparados com os dos experimentos realizados nos tubos de PVC e apresentaram boa correlação com os previstos pelo programa de elementos finitos, com diferenças de no máximo 9% [24]. Um dos fatores determinantes para a recuperação da integridade mecânica em relação ao tubo íntegro, nas mesmas condições de contorno e pressão interna, foi a escolha do tipo de material dos reparos compósitos com suas espessuras ideais que, para o trabalho realizado [25], obteve melhores respostas usando o reparo Epóxi/Algodão com espessura de 0,77 mm na região do desbaste, de acordo com a análise de resultados.

Na mesma linha de estudos, com enfoque na técnica de reparos em material compósito fazendo uso do COMPSHELL aliado a ensaios em bancada, Silva [26] propôs uma metodologia para a execução de reparo externo em tubulações que sofreram corrosão ao longo de grande parte de seu comprimento. Foram analisadas tubulações compósitas híbridas, de tubos de PVC reforçados externamente ao longo de seu comprimento com fibras de vidro-E impregnadas por resina epóxi, com ângulos de bobinagem de 90° e 55° com relação ao eixo longitudinal dos tubos. Nesse caso, o PVC age como selante e o compósito como reforço para que tal tubo suporte uma pressão considerável. As análises experimentais e numéricas realizadas determinaram as tensões e deformações atuantes na tubulação, através dos deslocamentos radiais e axiais, bem como a pressão de falha desta.

2 – MODELAMENTO MATEMÁTICO

2.1 – TEORIA PARA MATERIAIS COMPÓSITOS

2.1.1 – Micromecânica

Para uma análise de tensões que possibilite relacionar as tensões mecânicas e as deformações que ocorrem em um material, conhecer as propriedades elásticas dos materiais é essencial.

A micromecânica é basicamente uma técnica de homogeneização, que permite o cálculo das propriedades elásticas de um compósito a partir das propriedades elásticas de seus constituintes, desde que as frações volumétricas dos mesmos sejam conhecidas. Daí sua importância quando se trata de compósitos, já que suas propriedades são sensíveis ao tipo e orientação das fibras a serem utilizadas, tipo de resina, frações volumétricas, dentre outras variáveis. [1]

O sistema de coordenadas utilizado em materiais compósitos pode ser ilustrado pela Fig. 2.1, em que os eixos se posicionam paralelamente (direção 1) e perpendicularmente (direção 2) às fibras, determinando as direções principais (1,2).

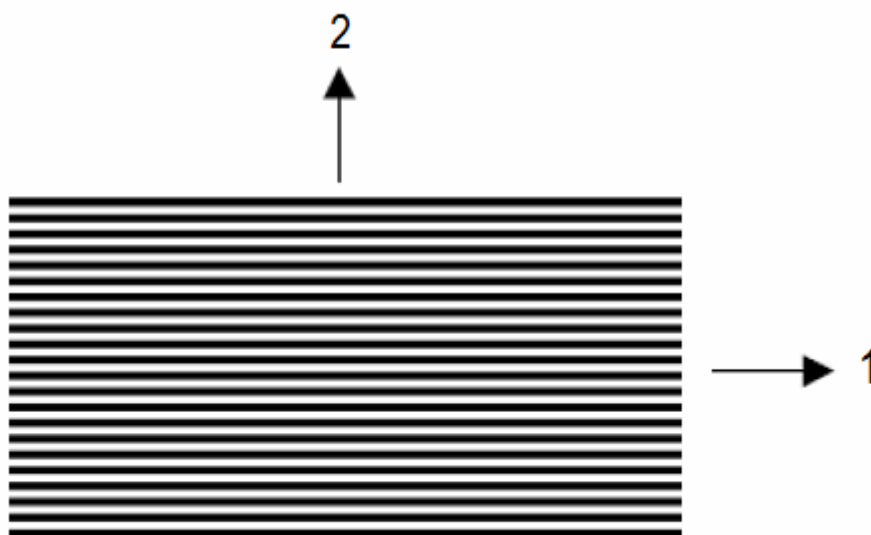


Figura 2.1 – Direções principais 1-2 em uma lâmina de compósito.

Normalmente, as fibras são bem mais rígidas que a matriz, fazendo com que o módulo de elasticidade na direção paralela às fibras, E_1 , seja mais elevado que o da direção perpendicular, E_2 .

Em uma lâmina de compósito o volume total (v_T) de material é dado por:

$$v_T = v_M + v_F + v_V \quad (2.1)$$

Onde:

v_F = volume de fibra;

v_M = volume de matriz;

v_V = volume de vazios.

O volume de vazios (v_V) corresponde ao volume de bolhas de ar e de gases que emanam da resina durante a cura.

As frações volumétricas são dadas por:

$$V_f = v_f / v_T ; V_M = v_M / v_T ; V_V = v_V / v_T \quad (2.2)$$

Onde:

V_f = fração volumétrica da fibra;

V_M = fração volumétrica da matriz;

V_V = fração volumétrica de vazios.

A combinação das Equações (2.1) e (2.2) nos fornece:

$$V_f + V_M + V_V = 1 \quad (2.3)$$

A boa qualidade de um compósito estrutural está relacionada à fração volumétrica de vazios, que deve ser baixa. Idealmente, inferior a 1% [1]. Desprezando-se então a participação dessa variável, a Equação (2.3) pode ser aproximada para:

$$V_M + V_f = 1 \quad (2.4)$$

Pela regra das misturas [1], tem-se que:

$$E_1 = E_M \cdot V_M + E_F \cdot V_F \quad (2.5)$$

A combinação das Equações (2.4) e (2.5) nos fornece:

$$E_1 = E_F \cdot V_F + E_M (1 - V_F) \quad (2.6)$$

Considerando-se o alongamento de uma lâmina com reforço unidirecional solicitado perpendicularmente às fibras, e de acordo com a Lei de Hooke obtém-se [1]:

$$\frac{1}{E_2} = \frac{V_F}{E_F} + \frac{V_M}{E_M} \quad (2.7)$$

Sendo:

E_1 = módulo de elasticidade do compósito na direção principal “1”;

E_2 = módulo de elasticidade do compósito na direção principal “2”;

E_F = módulo de Elasticidade da fibra;

E_M = módulo de Elasticidade da matriz.

A variação do coeficiente de Poisson maior de uma lamina, ν_{12} , com a fração volumétrica de fibras, V_F , é linear, e ocorre de forma análoga ao previsto pela Equação (2.5):

$$\nu_{12} = \nu_M \cdot V_M + \nu_F \cdot V_F \quad (2.8)$$

Já o coeficiente de Poisson menor, ν_{21} , é normalmente obtido através da Equação (2.9):

$$\frac{E_1}{E_2} = \frac{\nu_{12}}{\nu_{21}} \quad (2.9)$$

Sendo:

ν_F = coeficiente de Poisson da fibra;

ν_M = coeficiente de Poisson da matriz;

ν_{12} = coeficiente de Poisson devido a tensão atuando direção 1;

ν_{21} = coeficiente de Poisson devido a tensão atuando direção 2.

O módulo de cisalhamento, G_{12} , apresenta variação não linear em função de V_F , sendo dado por [1]:

$$\frac{1}{G_{12}} = \frac{V_F}{G_F} + \frac{V_M}{G_M} \quad (2.10)$$

Sendo:

G_{12} = módulo de cisalhamento associado ao plano;

G_M = módulo de cisalhamento da matriz;

G_F = módulo de cisalhamento da fibra.

2.1.2 – Macromecânica de Lâminas Compósitas

As propriedades elásticas de uma lâmina ortotrópica, como as compósitas, determinadas pelas constantes elásticas E_1 , E_2 , G_{12} , ν_{12} , e ν_{21} , são válidas somente no sistema de coordenadas principal do material (1,2). Diferentemente destes, os materiais isotrópicos, como metais policristalinos e polímeros termofixos, por exemplo, tem suas propriedades válidas em qualquer direção que seja a sollicitação mecânica, no regime elástico, e independem do sistema de coordenadas ortogonal que se utilize [1].

As propriedades elásticas ortotrópicas podem ser usadas para obter-se as relações entre tensões e deformações nas direções paralela e perpendicular às fibras (1,2) em uma lâmina com reforço unidirecional contínuo, como ilustrado na Fig. 2.2a, submetida a tensões normais (σ_1 e σ_2) e de cisalhamento (τ_{12}), onde a seta tracejada indica a direção das fibras.

Ao se fabricar um componente compósito, é importante determinar-se as relações entre tensões e deformações nas direções longitudinal e transversal (X,Y) da peça ou componente mecânico, caso suas fibras estejam orientadas de forma a ficarem inclinadas em relação ao eixo longitudinal da peça, conforme Fig. 2.2b. No caso de ser uma casca fina consideram-se apenas as coordenadas X e Y, que passam a referir-se às direções meridional e circunferencial [1].

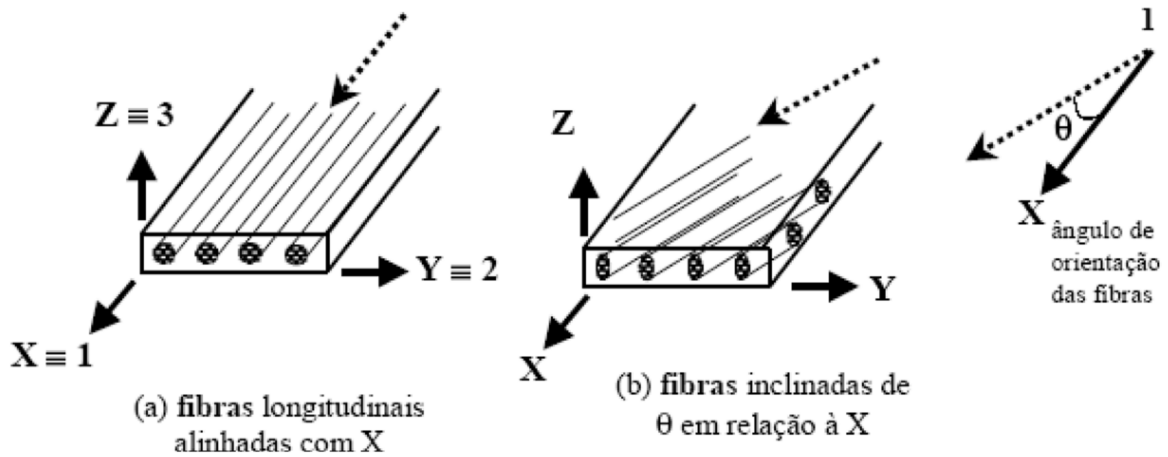


Figura 2.2 – Sistemas de coordenadas (1,2,3) e (X,Y,Z) [1].

A função matricial que segue fornece as tensões referentes às direções 1 e 2 em função das deformações, sendo a matriz [Q], válida apenas no sistema (1,2) [1]:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{12} & Q_{22} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = [Q] \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} \quad (2.11)$$

Onde os componentes da matriz [Q] são:

$$Q_{11} = E_1 / 1 - \nu_{21} \nu_{12} \quad (2.12)$$

$$Q_{12} = \nu_{12} E_2 / 1 - \nu_{21} \nu_{12} = Q_{21} = \nu_{21} E_1 / 1 - \nu_{21} \nu_{12} \quad (2.13)$$

$$Q_{22} = E_2 / 1 - \nu_{21} \nu_{12} \quad (2.14)$$

$$Q_{66} = G_{12} \quad (2.15)$$

Sendo:

σ_1 = tensão normal que atua na direção 1; σ_2 = tensão normal que atua na direção 2;
 τ_{12} = tensão de cisalhamento que atua no plano 1-2; ε_1 = deformação normal na direção 1;
 ε_2 = deformação normal na direção 2; γ_{12} = deformação de cisalhamento no plano 1-2;
 E_1 = módulo de Elasticidade da lâmina na direção 1; E_2 = módulo de Elasticidade da lâmina na direção 2; ν_{12} = coeficiente de Poisson na direção 2, devido a tensão atuando direção 1; ν_{21} = coeficiente de Poisson na direção 1, devido a tensão atuando direção 2;
 G_{12} = módulo de cisalhamento associado ao plano 1-2.

As Equações de (2.11) a (2.15) relacionam as tensões e deformações 2-D nas coordenadas principais (1,2), sendo neste caso, $\theta = 0$. Se as fibras estiverem inclinadas de um ângulo $\theta \neq 0$ relativamente à direção X, conforme ilustrado na Figura 2.2b, a Eq. (2.11) deixa de ser válida [1]. A obtenção da relação entre tensões e deformações 2-D do sistema (X,Y) para (1,2), deve ser feita utilizando-se a matriz [T]:

$$[T] = \begin{bmatrix} \cos^2 \theta & \sin^2 \theta & 2\sin\theta \cdot \cos\theta \\ \sin^2 \theta & \cos^2 \theta & -2\sin\theta \cdot \cos\theta \\ -\sin\theta \cdot \cos\theta & \sin\theta \cdot \cos\theta & \cos^2 \theta - \sin^2 \theta \end{bmatrix} \quad (2.16)$$

Utilizando-se a matriz [T], é possível calcular a matriz que relaciona as tensões no sistema (X,Y) com as deformações decorrentes das mesmas, $[\bar{Q}]$:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = [T]^{-1} \cdot [Q] \cdot [T]^T \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = [\bar{Q}] \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{16} \\ \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{26} \\ \bar{Q}_{16} & \bar{Q}_{26} & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.17)$$

É possível trabalhar-se também com placas laminadas, ou seja, uma placa composta por uma série de lâminas empilhadas, como representado na Fig. 2.3.

A numeração das camadas de 1 a N, segue a ordem crescente de acordo com o sentido da coordenada Z. Uma camada genérica k, sendo $1 \leq k \leq N$, é definida por z_k e z_{k-1} .

A espessura de cada camada é $t_k = z_k - z_{k-1}$, e a espessura total é $t = \sum_{k=1}^N (z_k - z_{k-1})$.

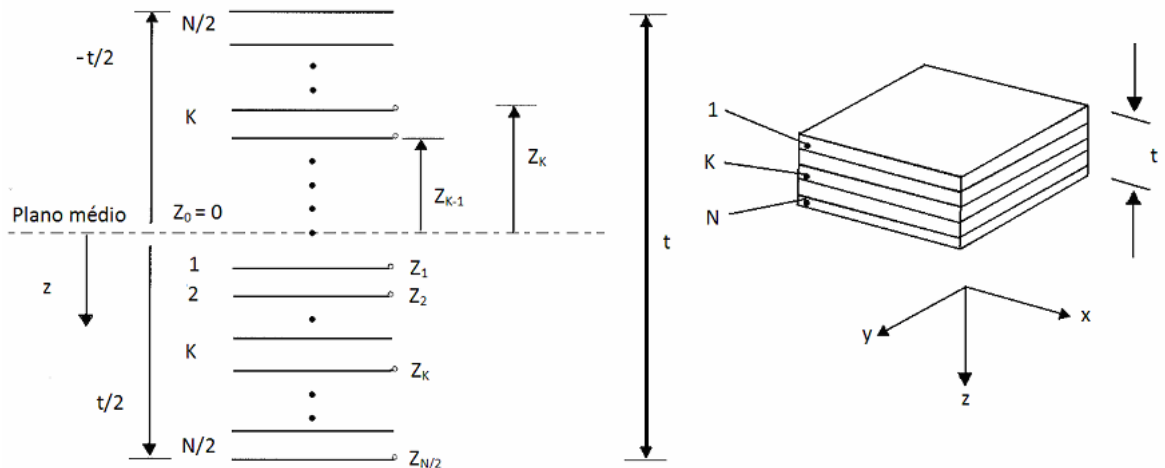


Figura 2.3 - Representação geométrica de um laminado com suas camadas [modificado, 1].

Na teoria macromecânica de placas laminadas, trabalha-se com vetores de resultantes de tensões $\{N\}$ e de resultantes de momento $\{M\}$. Quando são aplicados simultaneamente $\{N\}$ e $\{M\}$ em uma placa laminada, as deformações e curvaturas no plano médio fazem com que seções transversais nos planos (x,z) e (y,z) da placa sofram, de forma combinada, extensões, distorções, flexões e torções [1].

A matriz de rigidez do laminado, $[ABBD]$, é que relaciona resultantes de tensões $\{N\}$ e momento $\{M\}$, simultâneas, com deformações $\{\epsilon_0\}$ e curvaturas $\{\kappa_0\}$ do plano médio da placa laminada [27]:

$$\begin{Bmatrix} N \\ M \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B \\ B & D \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \epsilon_0 \\ \kappa_0 \end{Bmatrix} \quad (2.18)$$

Sendo então:

$$\{N\} = [A] \cdot \{\epsilon_0\} + [B] \cdot \{\kappa_0\}; \quad (2.19)$$

$$\{M\} = [B] \cdot \{\epsilon_0\} + [D] \cdot \{\kappa_0\}. \quad (2.20)$$

Onde:

$$A_{i,j} = \sum_{k=1}^N (\bar{Q}_{i,j})_k [z_k - z_{k-1}]; \quad (2.21)$$

$$B_{i,j} = \frac{1}{2} \sum_{k=1}^N (\bar{Q}_{i,j})_k [z_k^2 - z_{k-1}^2]; \quad (2.22)$$

$$D_{i,j} = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^N (\bar{Q}_{i,j})_k [z_k^3 - z_{k-1}^3]; \quad (2.23)$$

Observando as Eq (2.18), (2.19) e (2.20), percebe-se que para o caso de um carregamento apenas no plano (onde só as tensões de membrana atuam, não havendo momentos fletores) em uma placa laminada simétrica, $\{N\}$ estará diretamente relacionado com o vetor $\{\varepsilon_0\}$ através da matriz de rigidez extensional no plano $[A]$, e o vetor $\{\kappa_0\}$ seria igual a zero. Se o laminado não for simétrico, $\{\kappa_0\}$ não será igual a zero, havendo acoplamento com $\{N\}$, através da matriz $[B]$, responsável pelo acoplamento elástico e chamada matriz de acoplamento extensão-flexão.

Para o caso de aplicar-se só $\{M\}$ em uma placa simétrica, só apareceriam curvaturas, e as deformações no plano seriam iguais a zero. A matriz que relaciona $\{M\}$ e $\{\kappa_0\}$ é a matriz $[D]$, de rigidez à flexão e torção. Se a placa não for simétrica, também aparecem deformações no plano médio, havendo acoplamentos entre $\{M\}$ e $\{\varepsilon_0\}$ [1].

De forma expandida, a Eq (2.18) pode ser escrita:

$$\begin{pmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \\ M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} & B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ A_{12} & A_{22} & A_{26} & B_{12} & B_{22} & B_{26} \\ A_{16} & A_{26} & A_{66} & B_{16} & B_{26} & B_{66} \\ B_{11} & B_{12} & B_{16} & D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ B_{12} & B_{22} & B_{26} & D_{12} & D_{22} & D_{26} \\ B_{16} & B_{26} & B_{66} & D_{16} & D_{26} & D_{66} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_{x0} \\ \varepsilon_{y0} \\ \gamma_{xy0} \\ \kappa_{x0} \\ \kappa_{y0} \\ \kappa_{xy0} \end{pmatrix} \quad (2.24)$$

Muitas vezes é necessário prever se um certo componente submetido a um dado carregamento mecânico irá falhar, com a fratura de uma ou mais lâminas do componente. Primeiramente, deve-se obter as tensões no sistema (1,2), em todas as camadas, $1 \leq k \leq N$, a partir das tensões no sistema (x,y). Isto porque ensaios destrutivos são feitos nas coordenadas principais do material. Uma vez conhecidas as tensões em uma lâmina k no sistema (1,2), $(\sigma_1, \sigma_2 \text{ e } \tau_{12})$, se forem conhecidas as resistências à tração (X_{T1} e X_{T2}), à compressão (X_{C1} e X_{C2}), nas direções 1 e 2, respectivamente, e ao cisalhamento no plano (1,2), (S_{12}), pode-se aplicar um critério de falha, para avaliar se a referida lâmina irá falhar, ou não [1].

O Critério de Tsai-Hill é bastante usado em lâminas compósitas:

$$\left(\frac{\sigma_1}{X}\right)^2 - \left(\frac{\sigma_1\sigma_2}{X^2}\right) + \left(\frac{\sigma_2}{Y}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}}\right)^2 < 1 \quad (2.25)$$

Na eq. (2.25): $X = X_{T1}$ se $\sigma_1 > 0$ e $X = X_{C1}$ se $\sigma_1 < 0$; $Y = X_{T2}$ se $\sigma_2 > 0$ e $Y = X_{C2}$ se $\sigma_2 < 0$; e S_{12} é a resistência ao cisalhamento da lâmina no plano (1,2), independentemente de o termo τ_{12} ser positivo ou negativo [1]. A lâmina falha para resultados maiores ou iguais a 1.

Apesar de ter maior aceitação, o critério de falha de Tsai-Hill não considera intrinsecamente as diferenças de resistências trativas e compressivas dos materiais quando escolhe entre X_{T1} e X_{C1} e entre X_{T2} e X_{C2} , conforme σ_1 e σ_2 sejam trativos ou compressivos, e exigindo maior tempo computacional em programas. Também não apresenta bons resultados em estados de tensão caracterizados por compressões nos três eixos principais de materiais [28].

Além disso, se for considerado o critério proposto por Hill, eq. (2.26), que deu origem ao critério de Tsai-Hill, eq. (2.25), tem-se:

$$F(\sigma_2 - \sigma_3)^2 + G(\sigma_3 - \sigma_1)^2 + H(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + 2L\tau_{23}^2 + 2M\tau_{13}^2 + 2N\tau_{12}^2 < 1 \quad (2.26)$$

Na eq. (2.26) as constantes F , G , H , L , M , N , são propriedades de resistência dos materiais obtidas experimentalmente [28].

Examinando (2.26), percebe-se mais uma limitação do critério de Tsai-Hill pois, assim como o critério de von Mises, é suposto que um estado hidrostático de tensões não pode causar falha, e pode ser visto impondo $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 = \sigma$ e $\sigma > 0$ e $\tau_{23} = \tau_{31} = \tau_{12} = 0$. Como envolve apenas diferenças entre tensões normais, isso torna o lado esquerdo sempre nulo, indicando segurança sempre, independente do nível de σ . Para materiais isotrópicos, esse estado de tensões não impõe distorções cisalhantes, porém, para um material não isotrópico, por causa do acoplamento extensão-cisalhamento, um estado de tensões hidrostático produz deformações cisalhantes e falha. Uma proposição para corrigir essa deficiência foi feita por Hoffman, pela introdução de termos lineares em (2.26), como pode se perceber pelos três últimos termos à esquerda da eq. (2.27), com constantes obtidas experimentalmente [28]:

$$F(\sigma_2 - \sigma_3)^2 + G(\sigma_3 - \sigma_1)^2 + H(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + 2L\tau_{23}^2 + 2M\tau_{13}^2 + 2N\tau_{12}^2 + c_1\sigma_1 + c_2\sigma_2 + c_3\sigma_3 < 1 \quad (2.27)$$

Para uma lâmina transversalmente isotrópica, sob estado plano de tensões, a expressão do critério de Hoffman toma a forma simplificada [28]:

$$\frac{\sigma_1^2}{X_{T1}X_{C1}} - \frac{\sigma_1\sigma_2}{X_{T1}X_{C1}} + \frac{\sigma_2^2}{X_{T2}X_{C2}} + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \frac{X_{T1} - X_{C1}}{X_{T1}X_{C1}}\sigma_1 + \frac{X_{T2} - X_{C2}}{X_{T2}X_{C2}}\sigma_2 < 1 \quad (2.28)$$

A eq. (2.28) pode claramente ser reduzida ao critério de Tsai-Hill, eq. (2.25), quando $X = X_{T1} = X_{C1}$ e $Y = X_{T2} = X_{C2}$ [28].

2.1.3 – Teoria de Cascas Finas

Um corpo limitado por duas superfícies curvas, onde a distância entre as superfícies é pequena diante das outras dimensões, define a casca de uma estrutura. Ao ser submetida à pressão, o material dessas estruturas fica sujeito a um carregamento atuante em todas as direções. Essa visão complexa, pode ser analisada de forma simples, se a estrutura possuir uma parede fina. No caso de uma tubulação, para que seja considerada de parede fina a razão entre o diâmetro nominal, D , e a espessura da parede do tubo, t , deve ser maior que 20, $D/t > 20$. [29]

Com isso, no caso da casca fina ser um cilindro submetido a uma pressão hidrostática interna (P) e fechado nas extremidades, a tensão aplicada ao longo da espessura na direção radial pode ser desprezada, reduzindo o problema a um estado plano de tensões, com uma tensão circunferencial σ_{θ} e uma tensão axial σ_x , dadas por:

$$\sigma_x = P.R / 2.t , \text{ (tensão axial média na parede do tubo)} \quad (2.29)$$

$$\sigma_{\theta} = P.R / t , \text{ (tensão circunferencial média na parede do tubo)} \quad (2.30)$$

onde: P = pressão, R = raio do tubo, t = espessura da parede.

As resultantes de tensão axial, e circunferencial são dadas por:

$$N_x = P.R / 2, \text{ (resultante de tensões axiais médias)} \quad (2.31)$$

$$N_{\theta} = P.R, \text{ (resultante de tensões circunferenciais médias)} \quad (2.32)$$

Associando-se as equações (2.29) e (2.30), tem-se que a razão entre as tensões de membrana σ_x (tensão axial) e σ_{θ} (tensão circunferencial) será, $\sigma_{\theta} / \sigma_x = 2$. Esta consideração, porém, despreza os momentos fletores atuantes na membrana.

É possível considerar que o tubo está submetido a um estado biaxial de tensões (2D), quando na realidade também está sujeito a uma tensão atuante ao longo da linha radial que é, entretanto, desprezada por ser muito menor que as tensões axial e circunferencial. Por isso a distribuição de tensões ao longo de sua espessura não sofrerá uma variação significativa.

A Fig. 2.4 representa o diagrama de corpo livre de um segmento de tubo cilíndrico submetido à pressão interna:

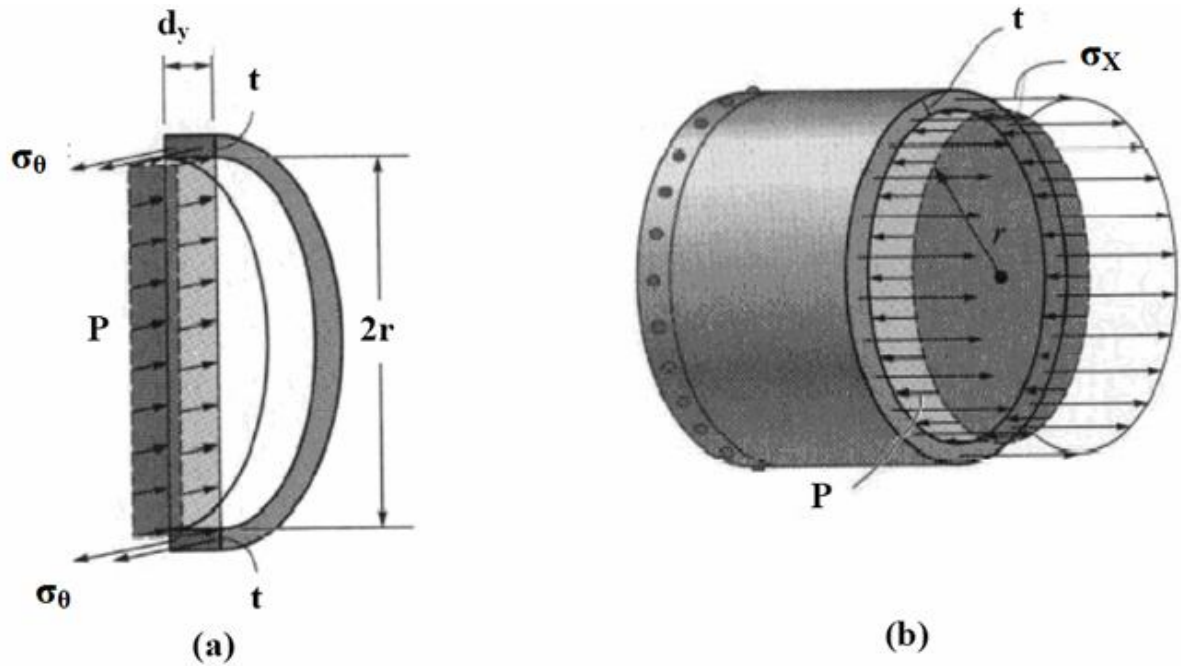


Figura 2.4 – Diagrama de corpo livre de um segmento de tubo cilíndrico [29].

As tensões atuantes num elemento de casca são consideradas agindo no plano médio da superfície, dando origem às resultantes de tensão (N e Q) e de momentos (M), conforme ilustrados na Fig. 2.5:

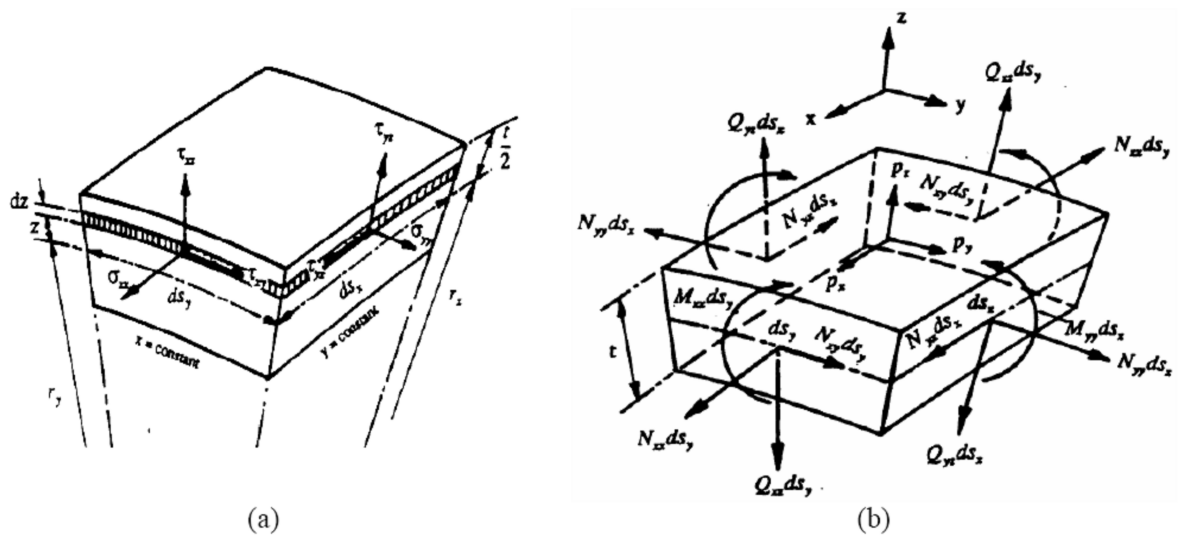


Figura 2.5 – (a) Tensões atuantes em um elemento de casca; (b) Resultantes de tensão e momento em um elemento de casca [23].

2.2 – ESTUDO NUMÉRICO

2.2.1 – COMPSHELL

O programa computacional COMPSHELL, desenvolvido na Universidade de Liverpool [2], utiliza o “Método dos Elementos Finitos” (MEF), que se baseia na idéia de encontrar solução aproximada para um problema complicado subdividindo-o em um conjunto de outros mais simples, em que a solução para cada região é feita subdividindo-a em várias outras menores.

É baseado na teoria de não linearidade geométrica de cascas finas axissimétricas. Utiliza apenas elementos de cascas compostos por camadas, também chamadas de lâminas, onde estas podem ser ortotrópicas, possuindo características próprias e diferentes orientações entre fibras de reforço. Com isso, o COMPSHELL permite a análise de deformações moderadamente grandes sob estados de tensões variados, e assume que a casca seja de parede fina quando a razão entre o diâmetro (D) e a espessura (t) seja maior que 20, ($D/t > 20$), aproximando assim a análise tridimensional (3D) para bidimensional (2D) equivalente.

A estrutura do material no COMPSHELL é dividida em segmentos formados por anéis axissimétricos discretizados em elementos ao longo da direção longitudinal, formando os elementos básicos do programa. O programa coleta os dados sobre um segmento longitudinal, camada por camada, que, revolucionados em torno do eixo de simetria, vem a formar os anéis. Estes anéis possuem um nó em cada extremidade, representando os elementos da estrutura, discretizados ao longo da direção axial. Os segmentos são unidos por junções, sendo a parede da casca idealizada pela superposição das camadas, ao longo da espessura, que são perfeitamente coladas, elásticas e homogêneas (Fig. 2.6).

As geometrias podem ser cilíndricas, cônicas, esféricas ou toroidais, ou mesmo combinação destas.

Em relação à superfície média do elemento, cada nó possui quatro graus de liberdade, sendo três de translação e um de rotação:

1. O deslocamento de translação longitudinal (u), que está na mesma direção “s” do eixo de simetria da casca cilíndrica;

2. O deslocamento de translação circunferencial (v), que está na direção tangente à seção circular da casca, perpendicular aos outros dois deslocamentos, tangenciando circunferencialmente a casca;
3. O deslocamento de translação radial (w), que está na mesma direção do raio da casca cilíndrica.
4. O deslocamento de rotação meridional (β), que indica o ângulo de rotação meridional, em relação ao eixo x , indicando a magnitude de rotação no plano formado pelas direções longitudinal e radial.

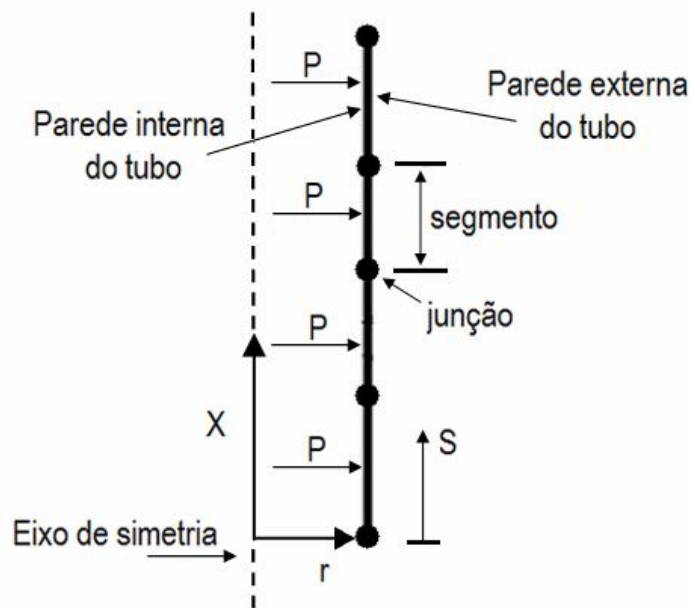


Figura 2.6 - Modelagem geral do COMPSHELL para tubos [modificado, 24]

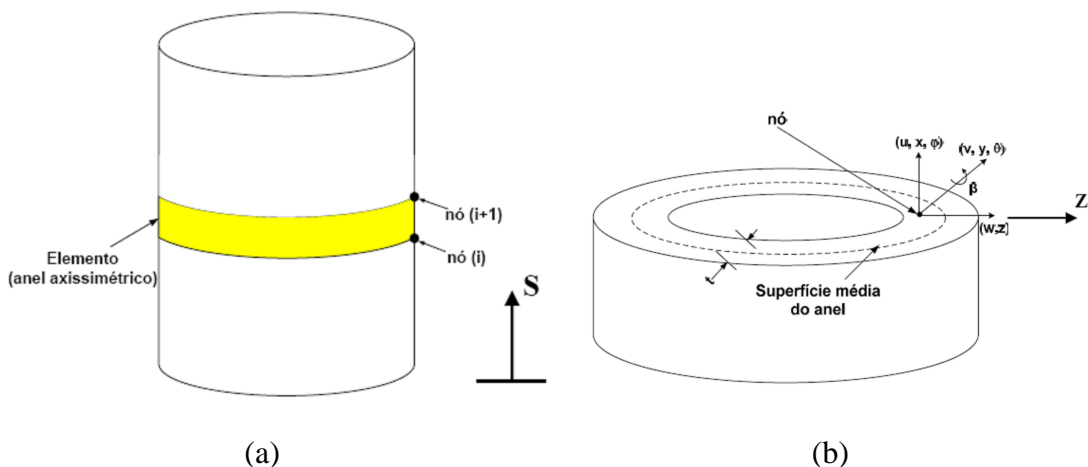


Figura 2.7 – (a) Representação de um elemento finito de casca axissimétrica. (b) Graus de liberdade de um elemento finito de casca axissimétrica. [modificado, 25]

Para realizar as interpolações e resolver o sistema de equações não-lineares, é utilizado o algoritmo de Newton-Raphson [30], aproximando o resultado. O aumento no número de elementos contido em cada segmento aumenta o tempo de processamento necessário, porém, pode influenciar o resultado, pois um maior número de elementos melhora a aproximação deste, refinando as interpolações.

Aceitando a teoria de cascas finas, o programa despreza o cisalhamento transversal, Q_x , bem como a deformação normal na direção da espessura da parede da casca, e admite a superposição arbitrária de camadas com espessura constante.

O COMPSHELL permite que se analise a estrutura quanto à falha, utilizando-se vários critérios de resistência, quando simulada uma pressão hidrostática sobre os tubos, neste caso, pressão interna.

Definidas as coordenadas iniciais axial, x , e radial, r , passa-se a definir, segmento a segmento, desde as coordenadas iniciais, a geometria, coordenadas finais (que serão o início do próximo segmento, quando houver), número de camadas e propriedades mecânicas, além da espessura, de cada uma delas.

Para cada nó dos elementos, o arquivo de saída do COMPSHELL fornece os deslocamentos de translação, de rotação, e as resultantes de momento e tensão ao longo da estrutura em relação à superfície média da casca, chegando-se à deformação desejada por meio dos valores do deslocamento e comprimento inicial.

O programa fornece ainda, em caso de falha, a pressão, o ponto e a camada (lâmina) do segmento a que este se sujeitou, de acordo com o critério de falha escolhido.

2.2.1 – Geometria e Condições de Contorno

Para demonstrar a vantagem da utilização da areia como carga de adição à parede de tubos, ensaios de tração axial e circunferencial, pressão hidrostática e rigidez, foram realizados por Barros [13] e serão utilizados como base de comparação nesta análise numérica. Os tubos de sua análise experimental foram fabricados segundo recomendações da Norma ANSI/AWWA C950-01 por bobinagem contínua e fibras de Vidro-E inclinadas de $+80^\circ$ e -80° em relação ao eixo longitudinal do tubo impregnadas por resina poliéster ortoftálica, com as três seguintes configurações:

- Tubo A: diâmetro nominal 12” (300 mm); classe de pressão 150 psi (1034 kPa); com adição de areia; classe de rigidez 36 psi (248 kPa).

- Tubo B: diâmetro nominal 12” (300 mm); classe de pressão 150 psi (1034 kPa); sem adição de areia mas com a espessura compensada por fibra de vidro contínua; classe de rigidez 36 psi (248 kPa).

- Tubo C: diâmetro nominal 12” (300 mm); classe de pressão 150 psi (1034 kPa); sem adição de areia; sem atender aos requisitos de rigidez, por possuir espessura menor, e com a mesma quantidade e disposição das fibras utilizadas no tubo A.

Para o presente estudo, serão considerados os tubos com a configuração “A”, que são tubos encontrados comercialmente, e possuem estrutura como mostrada microscopicamente na Fig. 2.8.

A partir da Fig. 2.8, foi utilizado o software AutoCad que permitiu medir as espessuras médias de todas as camadas, em escala, e a partir da proporção estimar as espessuras de cada camada (lâmina).

Para a simulação, as camadas bobinadas (*filament winding*) com fibra de vidro-E contínua e resina poliéster ortoftálica foram divididas em camadas de igual espessura, alternadamente orientadas a $+80^\circ$ e -80° com relação ao eixo longitudinal.

Os resultados obtidos para as espessuras das camadas são mostrados na Tabela 2.1 e proporcionalmente representados na Fig. 2.9.

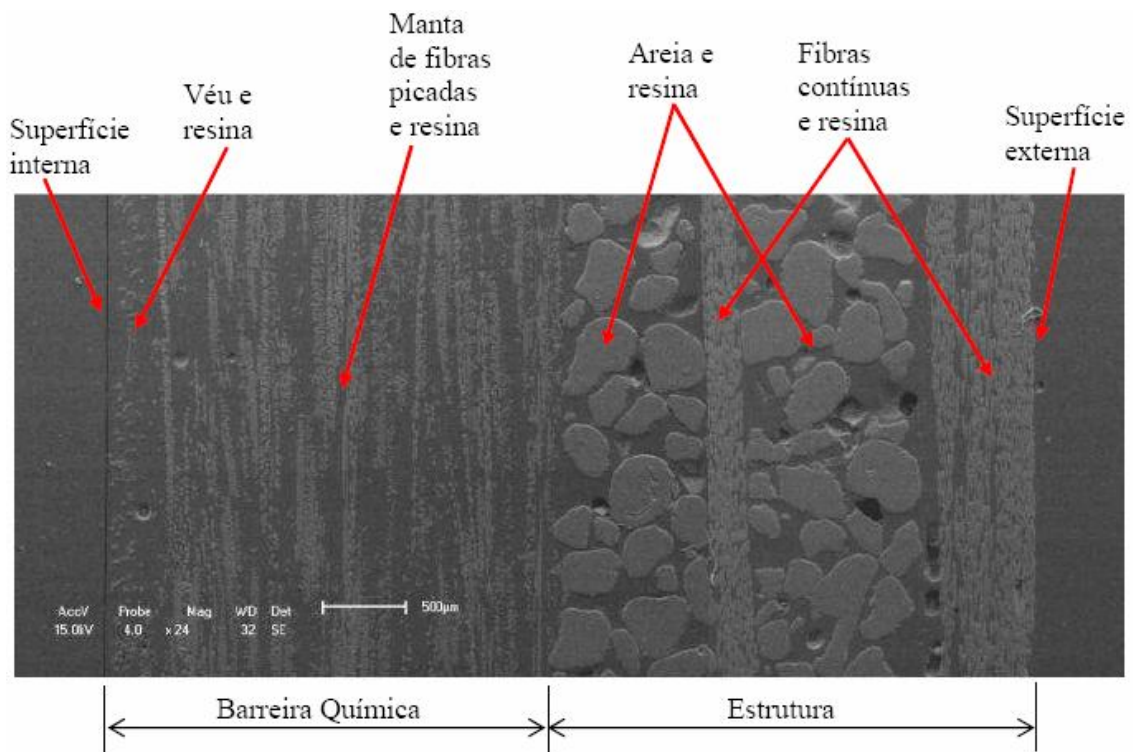


Figura 2.8 – A seção transversal do tubo “A”, com suas camadas [13].

Tabela 2.1 – Valores médios das espessuras de cada lâmina (camada).

Camada/detalhes*	Espessura [mm]	Ângulo de bobinagem [graus]
1 véu	0,370	Aplicação manual
2 fibra picada	2,390	Aplicação manual
3 areia	1,050	-
4 bobinagem	0,105	+80
5 bobinagem	0,105	-80
6 areia	1,050	-
7 bobinagem	0,105	+80
8 bobinagem	0,105	-80
9 bobinagem	0,105	+80
10 bobinagem	0,105	-80
11 bobinagem	0,105	+80
12 bobinagem	0,105	-80
TOTAL	5,7	

*Todas as camadas são impregnadas com resina poliéster ortoftálica.

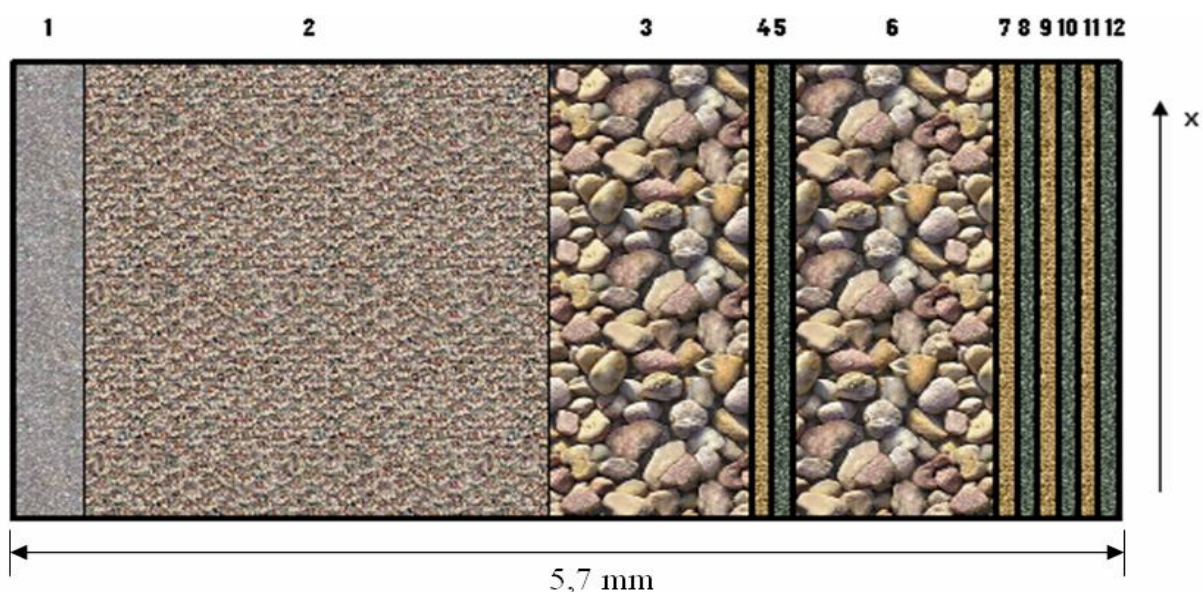


Figura 2.9 – Representação proporcional das espessuras das camadas estimadas.

As propriedades dos materiais necessárias para simular o comportamento de um tubo submetido à pressão interna no COMPSHELL são: Densidade; Módulo de Young na direção 1, E_{11} ; Módulo de Young na direção 2, E_{22} ; Coef. Poisson, ν ; Cisalhamento no plano, G_{12} ; Limite Resistência Tração na direção 1, X_{1T} ; Limite Resistência Compressão na direção 1, X_{1C} ; Limite Resistência Tração na direção 2, X_{2T} ; Limite Resistência Compressão na direção 2, X_{2C} ; Limite Resistência Cisalhamento, S_{12} ; Fração volumétrica de fibras, V_f .

As propriedades mecânicas para as camadas foram estimadas da bibliografia e são apresentadas na Tabela 2.2:

Tabela 2.2 – Propriedades mecânicas para as camadas. [31, 32]

Propriedades	Véu de Superfície**	Fibras picadas e resina*	Areia e resina**	Bobinagem com fibras contínuas e resina*
Densidade [g/mm^3]	0,0013	0,0018	0,0018	0,00197
Módulo de Young, E_{11} [MPa]	3350	8000	3350	35000
Módulo de Young, E_{22} [MPa]	3350	8000	3350	10400
Coef. Poisson, ν	0,35	0,2	0,35	0,281 (0,083)
Cisalhamento no plano, G_{12} [MPa]	1350	3330	1350	3200
Limite Resistência Tração, X_{1T} [MPa]	65	133	65	820
Limite Resistência Compressão, X_{1C} [MPa]	170	133	170	610
Limite Resistência Tração, X_{2T} [MPa]	65	133	65	75
Limite Resistência Compressão, X_{2C} [MPa]	170	133	170	133
Limite Resistência Cisalhamento, S_{12} [MPa]	45	66,5	45	34,5
Fração volumétrica de fibras, V_f	-	0,2	-	0,46

* Valores médios; ** Propriedades aproximadas para as da resina poliéster.

No procedimento experimental para determinação da pressão hidrostática de falha [13] os corpos de prova foram feitos por segmentos de 1 metro dos tubos, seguindo recomendações da norma ASTM D1599 que requer comprimentos úteis para os tubos ensaiados de no mínimo três vezes seu diâmetro (300 mm). No procedimento, o corpo-de-prova é montado em um dispositivo composto por *caps* (tampas), tirantes e tampões (Fig. 2.10) e é ensaiado tendo sua pressão interna elevada gradativamente até a observação do vazamento.

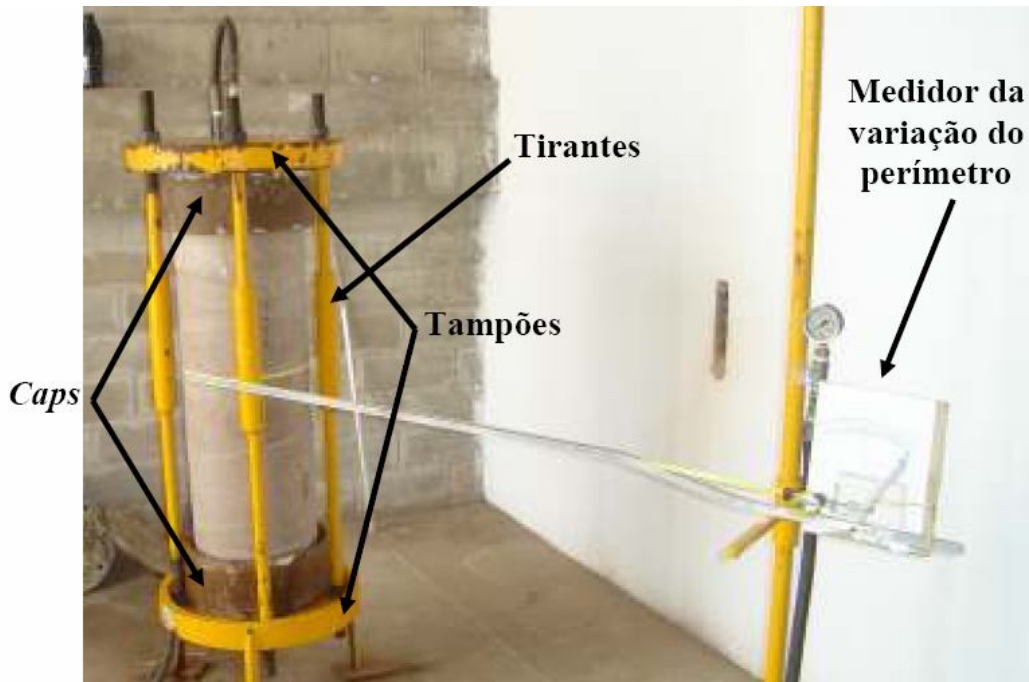


Figura 2.10 – Configuração do ensaio experimental a ser considerada neste trabalho [13].

Neste trabalho, $D = 300$ mm e $t = 5,7$ mm, logo $D/t = 52,6 > 20$, desta maneira o estado de tensões tridimensional será reduzido para um estado de tensões bidimensional.

Os tubos, presos por tampões ligados por tirantes, têm seu deslocamento de translação longitudinal (u) restrito. Os deslocamentos de translação circunferencial (v) e radial (w), e deslocamento de rotação meridional (β) também são restritos nas extremidades dos tubos, onde estão fechados pelos caps.

A Fig. 2.11 representa a geometria básica de um tubo comercial, onde DE é o diâmetro externo e $t = e$, é a espessura do tubo.

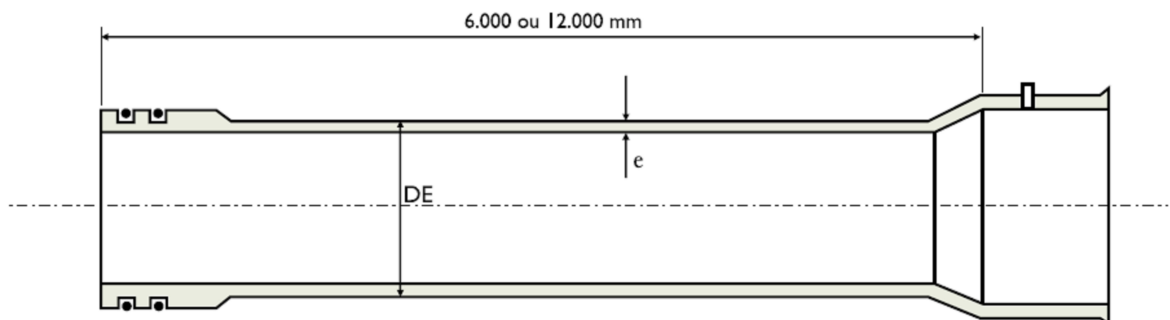


Figura 2.11 – Geometria básica de um tubo comercial [33].

A região dos tubos que fica envolvida pelos *caps* pode ser comparada a região de conexão entre dois tubos. Essa região pode ser considerada como um ponto crítico, pois ali incidem resultantes de tensões e momentos fletores devidos ao engastamento. Porém, como percebe-se pela Fig. 2.12, esse é um local em que um tubo adentra parcialmente o outro (ponta/bolsa), formando uma região de maior espessura.

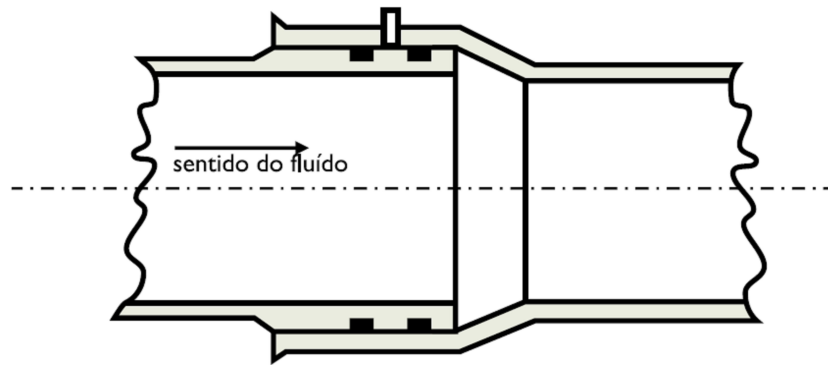


Figura 2.12 Conexão entre dois tubos [33].

É como se nessa região o tubo tivesse sua parede de espessura triplicada, como ilustra a Fig. 2.13, sucessivamente colocadas uma após a outra, perfilando três vezes a parede total apresentada na Tabela 2.1:

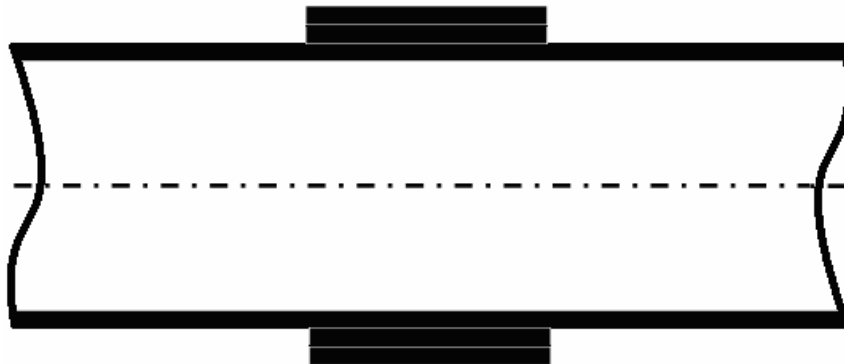


Figura 2.13 – Espessura da parede do tubo triplicada na região da conexão.

Dada a configuração experimental, da metade para as extremidades dos tubos a situação é simétrica. Os tubos de 1 metro de comprimento que foram ensaiados experimentalmente serão simulados considerando-se segmentos com 500 mm de comprimento, vindo do infinito e terminando na região de maior espessura proporcionada pelos *caps*, como mostrado na Fig 2.14. Segundo informações fornecidas pela Petrofisa,

fabricante de tubos em PRFV, essa zona de acoplamento possui nestes tubos um tamanho médio de 170 mm, a ser aqui considerado.

Para os deslocamentos de translação longitudinal (u), translação circunferencial (v), translação radial (w), e de rotação meridional (β), serão adotadas as nomenclaturas do COMPSHELL em que 1 = livre e 0 = restrito, indicando as condições de contorno a serem usadas, conforme a Fig. 2.14.

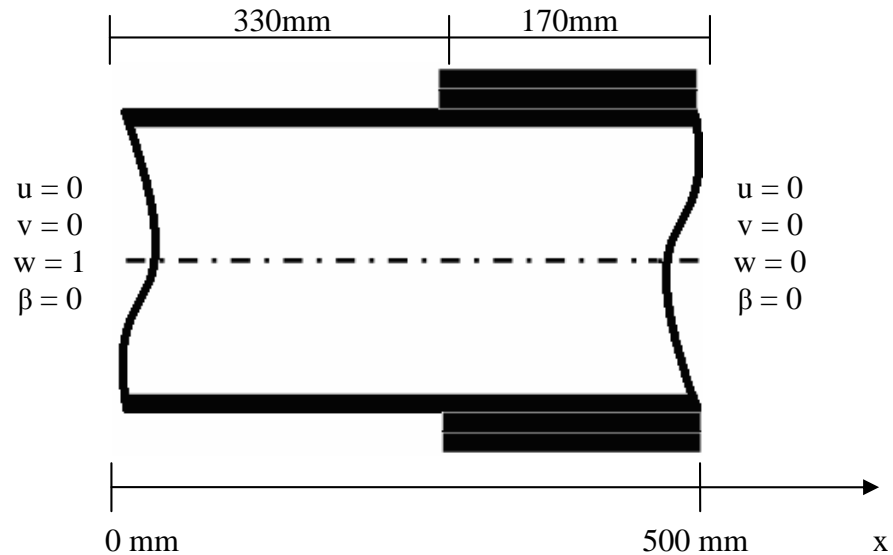


Figura 2.13 – Segmento de tubo a ser simulado.

Em $x = 0$, considera-se que há apenas deslocamento de translação radial, e em $x = 500$ mm, considera-se como um engastamento perfeito, para que a situação fique próxima da configuração dos ensaios de Barros [13].

3 – RESULTADOS

3.1 – RESULTADOS EXPERIMENTAIS [13]

A Tabela 3.1 apresenta os resultados médios obtidos nos ensaios de pressão hidrostática realizados experimentalmente por Barros [13] para cinco tubos denominados “tubos A”, feitos em PRFV com carga de adição de areia quartzoza, DN 300mm, fabricados de acordo com uma classe de pressão de 1034 kPa, e rigidez de 248 kPa.

Tabela 3.1 – Resultados dos ensaios de pressão hidrostática [13].

<i>05 corpos-de-prova</i>		<i>Pressão de ruptura média [kPa]</i>
Tubos com adição de areia; Pc = 1034 kPa; CR = 248 kPa.	Valor	4550
	Desvio padrão	260 (5,7 %)

Observa-se que as amostras apresentaram pressão de ruptura acima do valor especificado em norma, com fator de segurança médio de 4,4 em relação a Pc.

As falhas ocorreram longitudinalmente na camada interna (barreira química), atravessando pela estrutura, nas direções circunferencial e axial, até alcançar a superfície e vazar.

3.2 – RESULTADOS DO COMPSHELL (CONFIGURAÇÃO INICIAL)

Utilizando as configurações de tamanho e propriedades descritos na seção 2.2.1, foram realizadas simulações numéricas utilizando os critérios de falha de Tsai-Hill e de Hoffman.

3.2.1 – Simulação Utilizando o Critério de Falha de Tsai-Hill

Utilizando-se o critério de falha de Tsai-Hill, que é uma das opções do programa COMPSHELL, os resultados obtidos foram os seguintes:

Pressão de falha: 5,05 MPa

Camada que falhou: 12 (superfície externa).

Posição no eixo “x” da falha: 298 mm

Nas figuras de 3.1 a 3.7 estão os gráficos de todas as grandezas simuladas pelo COMPSHELL quando o tubo está submetido à pressão de falha. Deve-se notar, na Fig.

3.2, que o valor estabilizado de N_{θ} , para $0 \leq x \leq 250$ mm, corresponde à resultante de tensão circunferencial prevista pela teoria da membrana, $N_{\theta} = P.R = 757,5$ N/mm, indicando que a simulação numérica, nesse aspecto, é precisa.

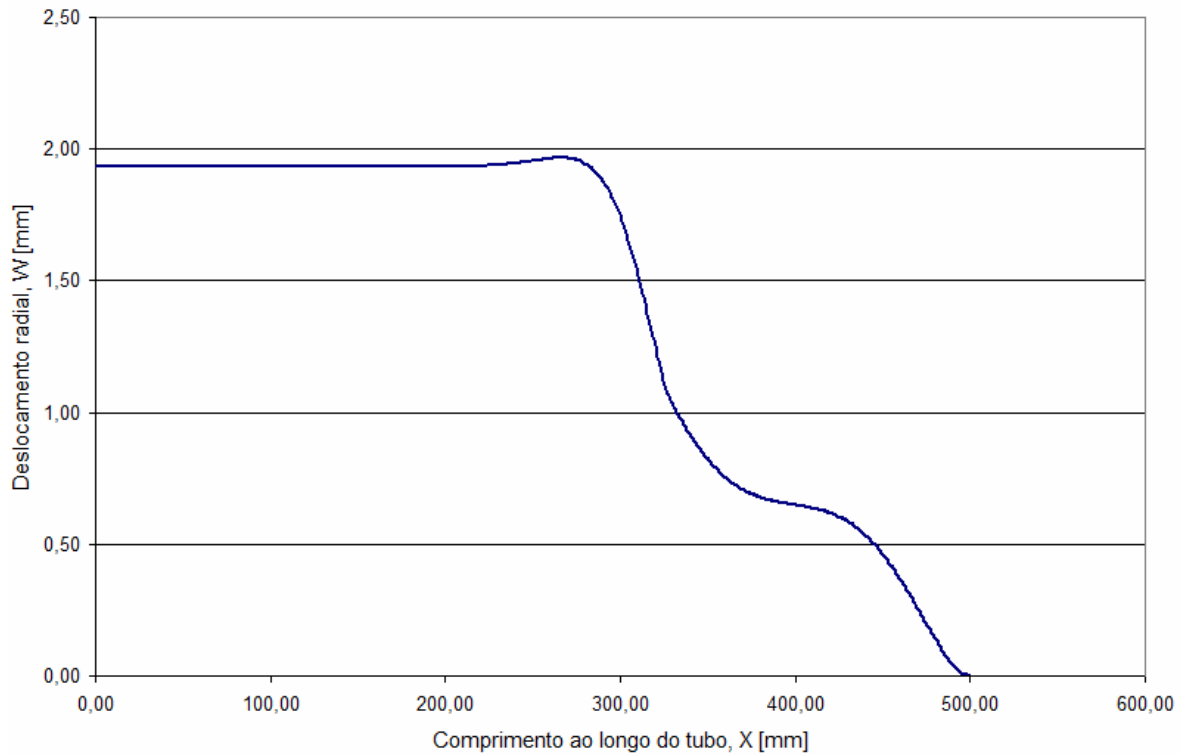


Figura 3.1 – Deslocamento radial ao longo do tubo

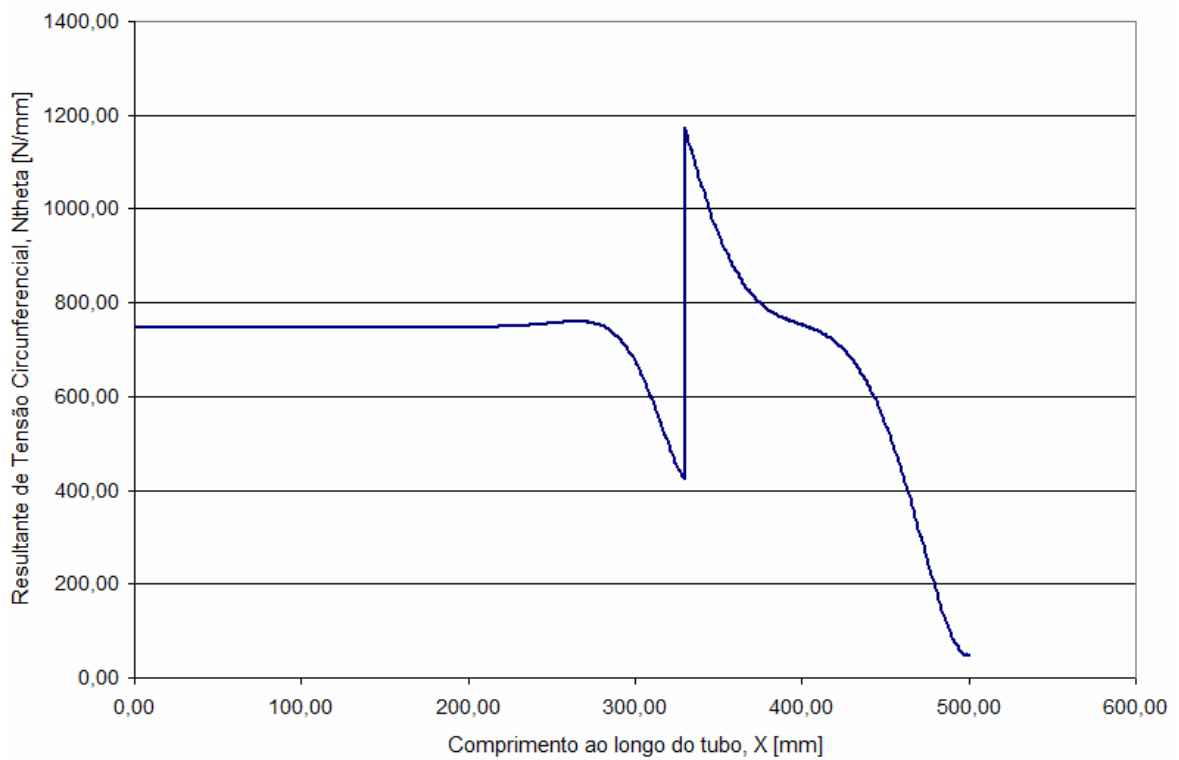


Figura 3.2 – Resultante de tensão circunferencial ao longo do tubo

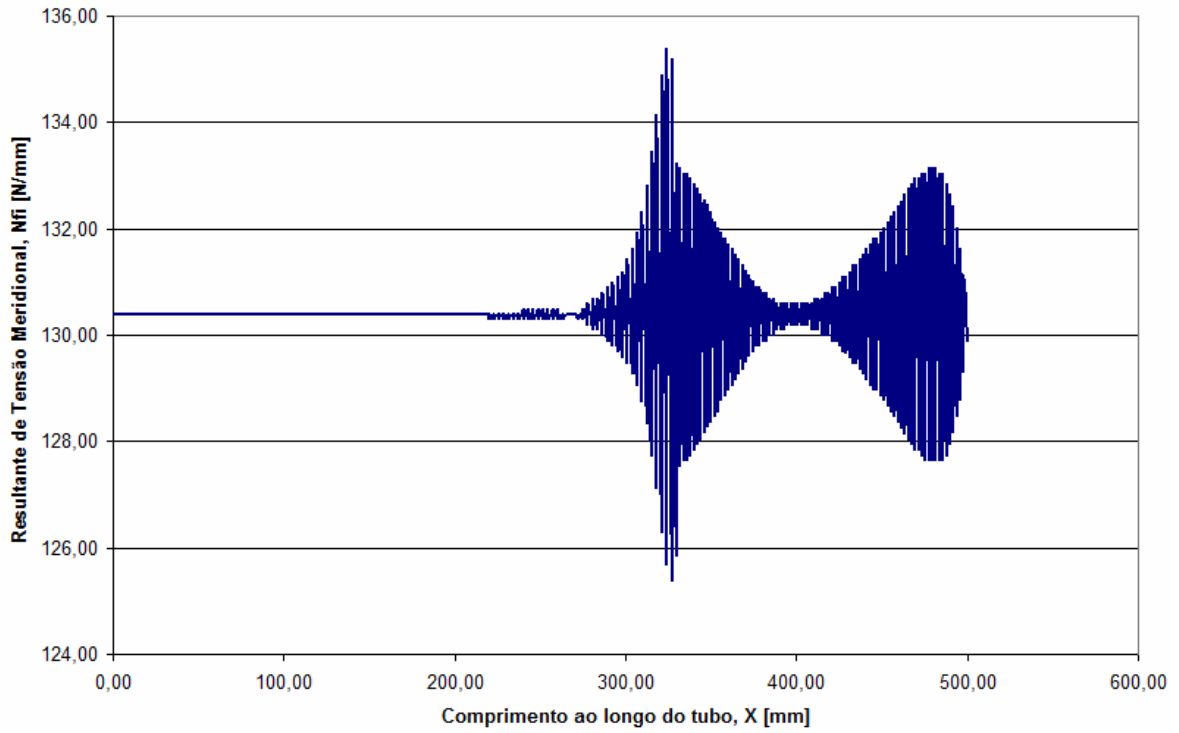


Figura 3.3 – Resultante de tensão meridional ao longo do tubo

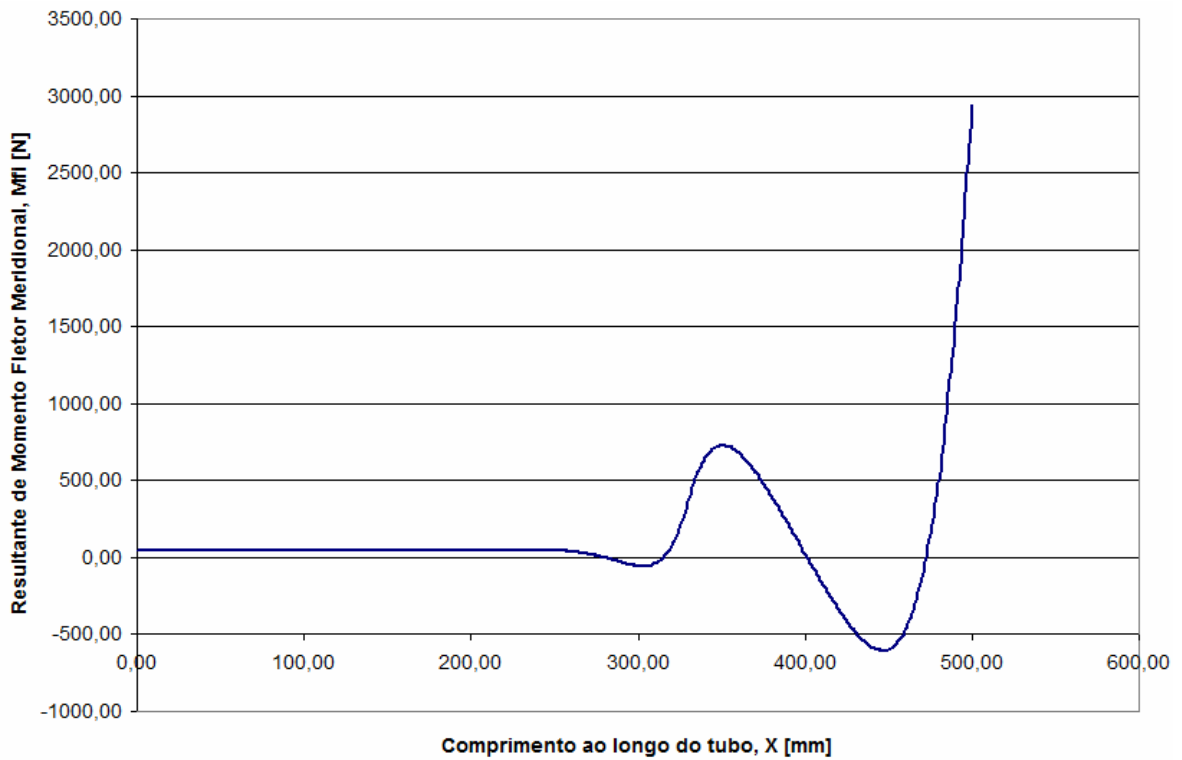


Figura 3.4 – Resultante de momento fletor meridional ao longo do tubo

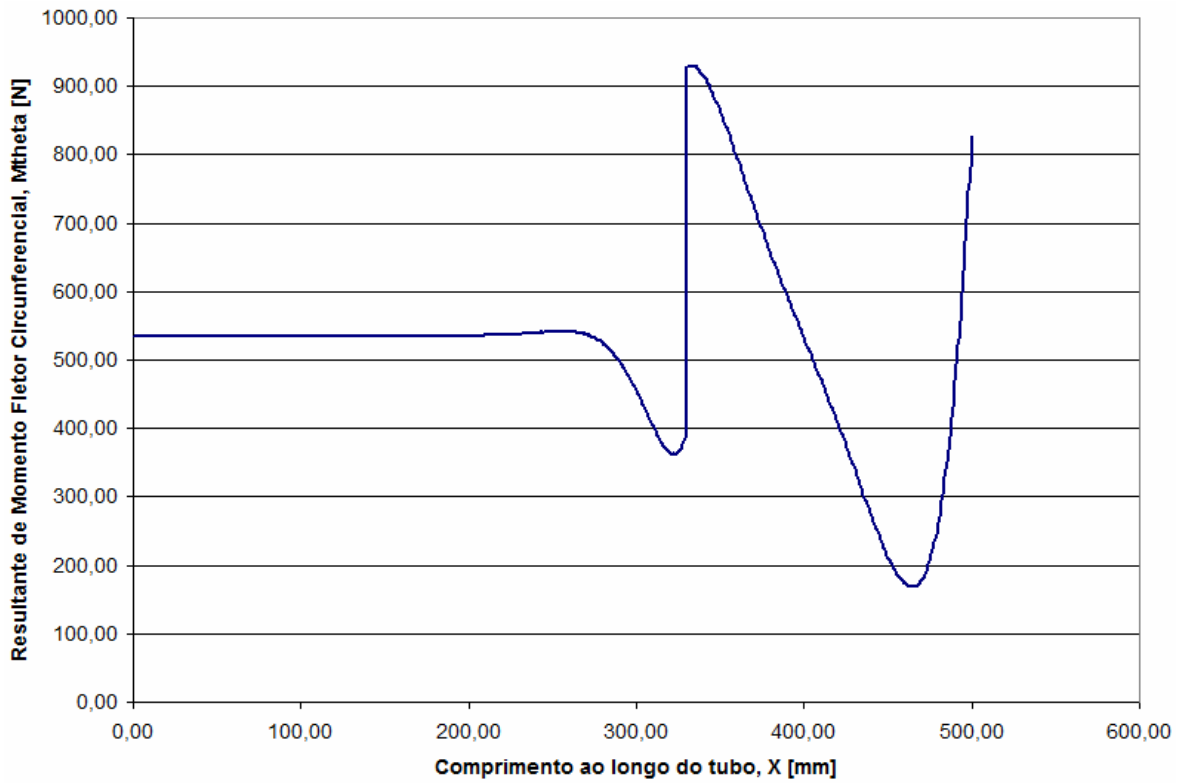


Figura 3.5 – Resultante de momento fletor circunferencial ao longo do tubo

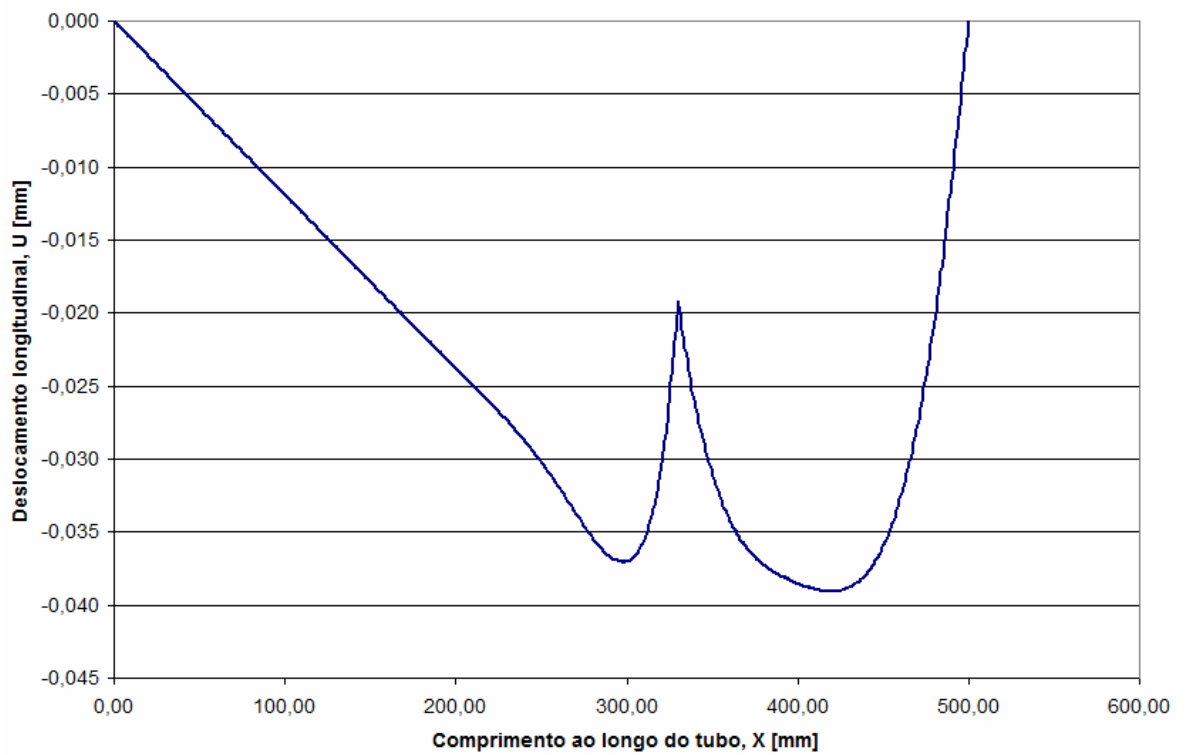


Figura 3.6 – Deslocamento longitudinal ao longo do tubo

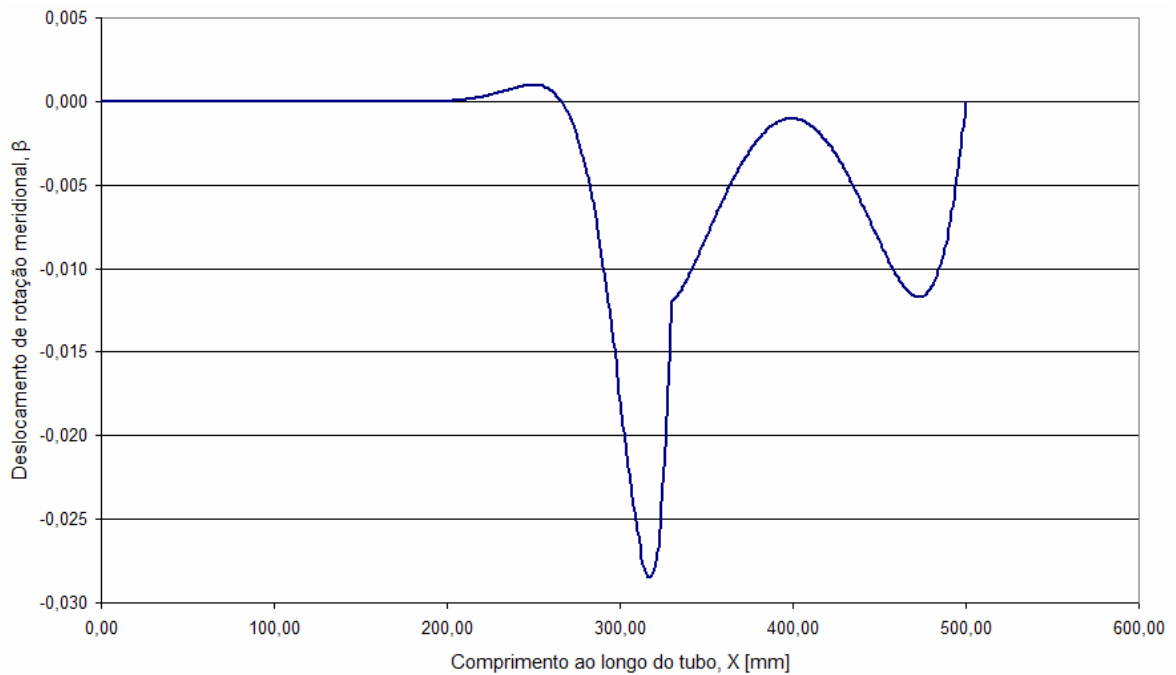


Figura 3.7 – Deslocamento de rotação meridional ao longo do tubo

3.2.2 – Simulação Utilizando o Critério de Falha de Hoffman

Utilizando-se o critério de falha de Hoffman, que é outra das opções do programa COMPSHELL, os resultados obtidos foram os seguintes:

- Pressão de falha: 4,96 MPa
- Posição no eixo “x” da falha: 330 mm (início do segmento de reforço, trecho de variação na espessura)
- Camada que falhou: 1 (superfície interna)

Os gráficos para esta configuração seguiram as mesmas tendências e apresentaram exatamente os mesmos desenhos que observa-se nos gráficos da seção 3.2.1, com os picos e vales ocorrendo nas mesmas posições, com relação ao eixo do comprimento do tubo “x”, porém, com valores ligeiramente menores para as resultantes e deslocamentos. Na Fig. 3.8, observa-se simultaneamente os gráficos mais significativos, de N_{θ} , N_x , M_{θ} e M_x , para esta situação. Para $x = 330$ mm, local da falha e início do trecho com variação na espessura (t), N_{θ} e M_{θ} apresentam variações discretas (i.e. saltos).

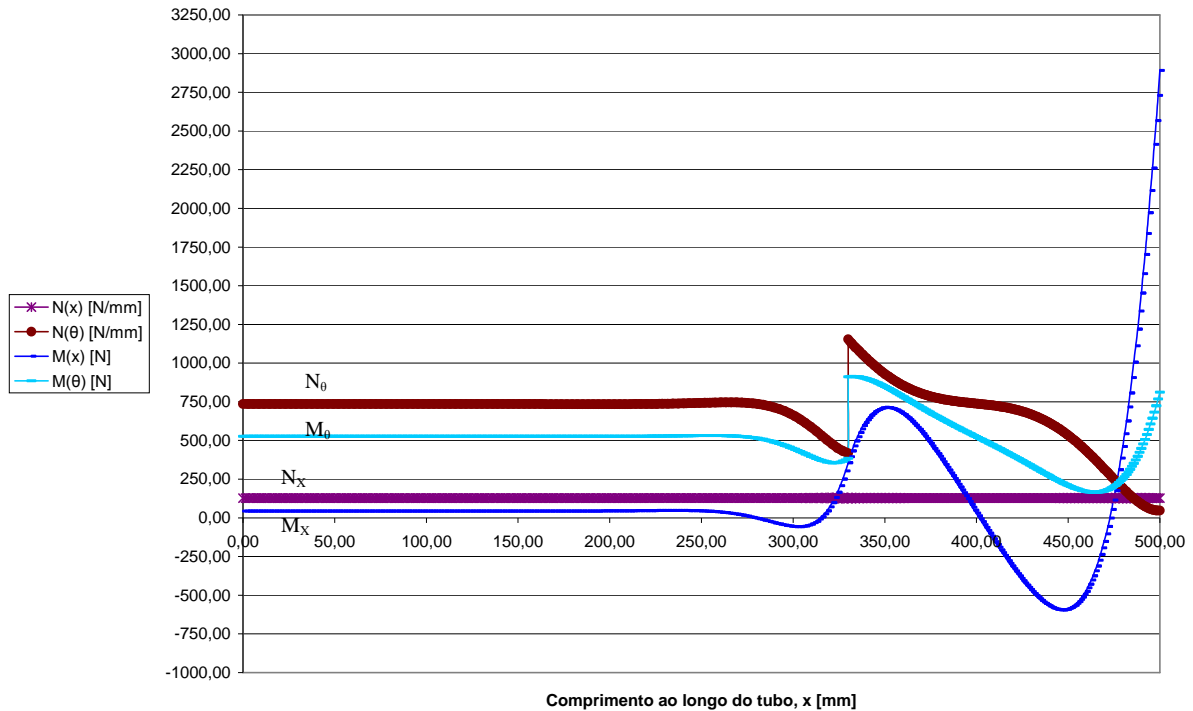


Figura 3.8 – N_θ , N_x , M_θ e M_x ao longo do tubo para a situação descrita em 3.2.2.

Os principais valores de pico foram:

$$N_\theta = 1154 \text{ N/mm}$$

$$M_\theta = 913 \text{ N}$$

$$N_x = 133 \text{ N/mm}$$

$$M_x = 2891 \text{ N}$$

3.2.3 – Matriz [ABBD]

Simplificações associando-se as tensões de membrana σ_x (tensão axial) e σ_θ (tensão circunferencial), equações (2.29) e (2.30), desprezam os momentos fletores atuantes na membrana. Os materiais compósitos, porém, podem apresentar comportamento não isotrópico, tensões residuais e também, mesmo quando submetidos apenas a solicitações mecânicas no plano (i.e. tensões de membrana), gerando momentos fletores com efeitos inesperados que podem ter influência na estrutura do material, com conseqüências no processo de falha.

Além dos resultados do COMPSHELL, a matriz de rigidez [ABBD], que relaciona resultantes de tensões $\{N\}$ e momento $\{M\}$, simultâneas, com deformações $\{\epsilon_0\}$ e curvaturas $\{\kappa_0\}$ do plano médio, é mostrada a seguir a título de visualização.

Para o cálculo da matriz [ABBD], foi implementado em linguagem Scilab v4.1.1, um código simples, constante no APÊNDICE C, baseado na seção 2.1.2 e utilizando as propriedades dos materiais apresentadas nas Tabelas 2.1 e 2.2. O resultado obtido foi o seguinte:

$$\begin{bmatrix} A & B \\ B & D \end{bmatrix} = \left(\begin{array}{ccc|ccc} 35,95 & 9,63 & 0,00 & 95,04 & 28,91 & 0,00 \\ 9,63 & 55,83 & 0,00 & 28,91 & 194,80 & -0,19 \\ 0,00 & 0,00 & 13,74 & 0,00 & -0,19 & 35,98 \\ \hline 95,04 & 28,91 & 0,00 & 370,37 & 122,76 & 0,03 \\ 28,91 & 194,80 & -0,19 & 122,76 & 879,47 & -1,94 \\ 0,00 & -0,19 & 35,98 & 0,03 & -1,94 & 138,99 \end{array} \right)$$

4 – ANÁLISES E DISCUSSÕES

Neste capítulo, além da análise dos resultados obtidos nas simulações, em comparação dos resultados experimentais de Barros [13], dentre outras, alguns parâmetros geométricos, condições de contorno e referentes às propriedades elásticas e de ruptura dos materiais que compõem a parede laminada do tubo foram alterados nas seções que seguem. Isso foi feito com o intuito de se verificar a influência dos mesmos na pressão de falha dos tubos, conforme detalhado na seção 4.7, denominada: Resumo Analítico dos Resultados.

Sobre a matriz [ABBD] anteriormente calculada, observando a Eq. (2.19) tem-se que, como o laminado não é simétrico, a curvatura $\{\kappa_0\}$ não será nula mesmo que na parede do tubo só existam tensões de membrana, havendo acoplamento desta com $\{N\}$ através da matriz [B], responsável pelo acoplamento elástico; e $\{N\}$ estará diretamente relacionado com o vetor $\{\varepsilon_0\}$ através da matriz [A], de rigidez extensional no plano.

Também aparecem deformações no plano médio, e observa-se pela Eq e (2.20) que há acoplamentos entre $\{M\}$ e $\{\varepsilon_0\}$, através da matriz [B], e entre $\{M\}$ e $\{\kappa_0\}$, através da matriz [D], de rigidez à flexão e torção.

Com base nas simulações, os resultados preliminares para a pressão de ruptura obtidos na seção 3.2 apresentaram boa correlação com a média dos resultados experimentais de 4550 kPa (ver seção 3.1), sendo a pressão de ruptura calculada pelo COMPSHELL 11,1% maior (5054 kPa), quando utilizado o critério de Tsai-Hill; e 9,1% maior (4963 kPa) quando utilizado o critério de Hoffman.

Para a simulação referente à pressão de falha, utilizando o critério de falha de Tsai-Hill, percebe-se pela Fig. 3.1, variando-se a abscissa x de 0 a 500 mm, que o raio vem de uma expansão constante de quase 2 mm (i.e. $w = 2$ mm) até começar a oscilar e cair, à medida que se aproxima da região de reforço (i.e. com espessura 3 vezes maior), chegando a zero no engastamento.

Na Fig. 3.2, vê-se observa-se que a resultante de tensão circunferencial vem constante ao valor de 748,3 N/mm, até começar a ser influenciada pelo segmento de reforço. No ponto onde se inicia o reforço, sofre uma queda para 425,3 N/mm e sobe em degrau para seu valor máximo, 1175 N/mm, no mesmo ponto, chegando próximo a zero no engastamento.

A resultante de tensão meridional, Fig. 3.3, apresenta uma amplitude máxima de 4,9 N/mm na região perturbada pelo engastamento, com relação a média, que segue com valor constante quando estabilizada em 130,4 N/mm.

A resultante de momento fletor meridional, Fig. 3.4, também segue em valor constante, em 44,57 N, começa a oscilar próximo ao início do reforço e tem seu pico no engastamento, com 2944 N.

Na Fig. 3.5, tem-se a resultante de momento fletor circunferencial, que vem em constante de 535,5 N e oscila até um valor máximo de 929,8 N no início do segmento de reforço.

A Fig 3.6 mostra um deslocamento longitudinal máximo de um ponto do tubo de quase -0,04 mm.

O deslocamento de rotação máximo foi de 0,028°, pela figura 3.7.

Tem-se então que, em geral, os valores permanecem constantes a partir de $x = 0$ e, a medida que se aproximam do segmento de reforço, começam a oscilar.

O mesmo pôde ser observado para a simulação utilizando o critério de falha de Hoffman, onde pode-se ver pelos gráficos mais significativos (Fig. 3.8), de N_0 , N_x , N_θ e $N_{x\theta}$, os picos e vales ocorrendo nas mesmas posições que no caso anterior, com relação ao eixo do comprimento do tubo “x”, porém, com valores ligeiramente menores para as resultantes e deslocamentos que os encontrados usando-se Tsai-Hill.

Com base na configuração inicial, apresentada na seção 2.2.1, nas seções seguintes essa configuração será alterada e simulada no COMPSHELL, de forma a aprofundar a análise e verificar a influência que a variação de alguns parâmetros selecionados causariam no comportamento mecânico dos tubos.

4.1 – MANTIDA A CONFIGURAÇÃO INICIAL E COM ALTERAÇÃO DAS PROPRIEDADES ELÁSTICAS PELA REGRA DAS MISTURAS

Apesar da boa correlação anteriormente mencionada, é possível fazer um paralelo entre as propriedades elásticas apresentadas na Tabela 2.2 para as camadas de “bobinagem com fibras contínuas e resina”, com as propriedades apresentadas na Tabela 4.1 para resina poliéster pura e fibra e vidro-E pura.

Calculando-se as propriedades do compósito Resina Poliéster/Fibras de Vidro-E, que vai formar as camadas de “bobinagem com fibras contínuas e resina”, pela regra das

misturas, equações de (2.1) a (2.10), obtém-se as propriedades elásticas da Tabela 4.2 para uma mesma fração volumétrica de fibras, $V_F = 0,46$, considerada da literatura.

Tabela 4.1 – Propriedades elásticas da Resina Poliéster e da Fibra de Vidro-E [31].

Propriedades	Resina Poliéster*	Fibras de Vidro-E*
Densidade [g/mm^3]	0,00130	0,00254
Módulo de Young, E_{11} [MPa]	3350	73000
Módulo de Young, E_{22} [MPa]	3350	73000
Coef. Poisson, ν	0,35	0,2
Cisalhamento no plano, G_{12} [MPa]	1350	3330

* Valores médios.

Tabela 4.2 – Propriedades elásticas da do compósito Resina Poliéster/Fibras de Vidro-E, que forma as camadas de “bobinagem com fibras contínuas e resina”, calculadas pela regra das misturas com $V_F = 0,46$.

Propriedades	Bobinagem com fibras contínuas e resina
Densidade [g/mm^3]	0,00187
Módulo de Young, E_{11} [MPa]	35389
Módulo de Young, E_{22} [MPa]	5970
Coef. Poisson, ν	0,29 (0,049)
Cisalhamento no plano, G_{12} [MPa]	2407

Comparando-se estas propriedades elásticas àquelas da Tabela 2.2, percebe-se que as maiores diferenças se concentram nos valores de E_{22} (43,3% menor), ν_{21} (40,9% menor) e G_{12} (24,8% menor).

Plotada a eq. (2.7), para o cálculo de E_{22} com V_F variando de 0 a 100%, obtém-se o gráfico da Fig. 4.1.

Pode-se ver então pela Fig. 4.1 que E_{22} parecia estar superestimado, pois não cresce linearmente com V_F , estando abaixo de 10 GPa mesmo quando $V_F = 70\%$, fração dificilmente alcançada nessa situação.

As equações (2.7) e (2.10) são aproximações e não apresentam boas correlações com resultados experimentais para $0,5 < V_F < 0,7$. Porém, neste trabalho $V_F = 0,46 < 0,5$ e o erro associado ao uso destas equações é desprezível [34].

As simulações no COMPSHELL serão então refeitas, para os dois critérios de falha utilizados, alterando-se as propriedades elásticas das camadas de “bobinagem com fibras contínuas e resina” da Tabela 2.2 pelas da Tabela 4.2.

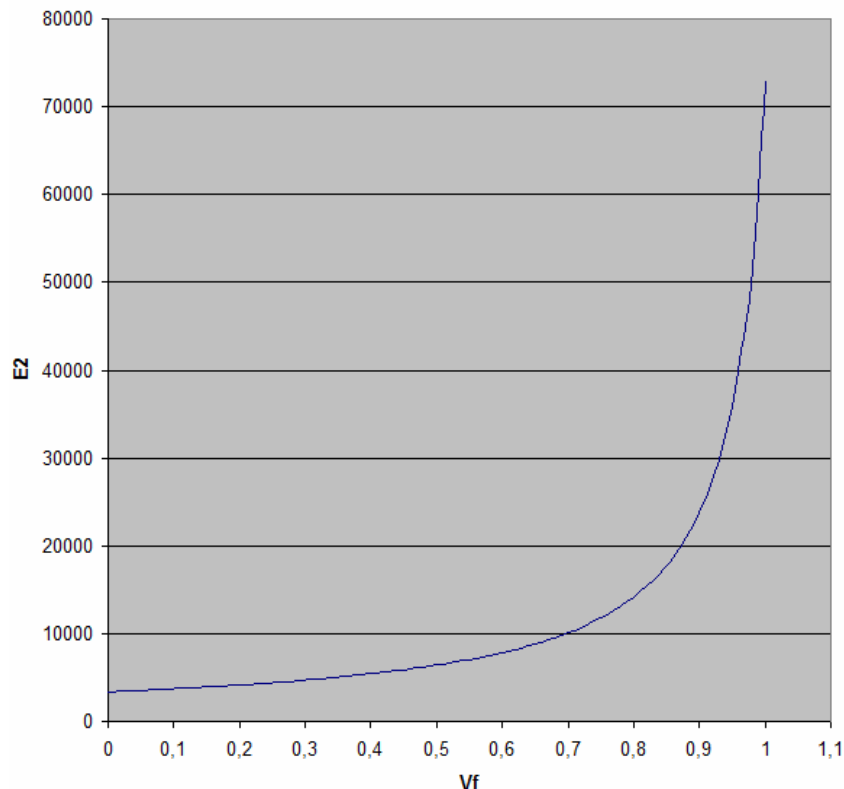


Figura 4.1 – Variação do módulo de elasticidade perpendicular às fibras em função da fração volumétrica de fibras.

4.1.1 – Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Critério de Falha de Tsai-Hill

Utilizando-se o critério de falha de Tsai-Hill, os resultados obtidos foram os seguintes:

- Pressão de falha: 6,57 MPa
- Posição no eixo “x” da falha: 330 mm (início do segmento de reforço)
- Camada que falhou: 1

Os principais valores de pico foram:

$$N_{\theta} = 1519 \text{ N/mm}$$

$$M_{\theta} = 913 \text{ N}$$

$$N_X = 168 \text{ N/mm}$$

$$M_X = 2891 \text{ N}$$

Na Fig. 4.2, observa-se simultaneamente os gráficos mais significativos, de N_{θ} , N_X , M_{θ} e M_X , para esta situação:

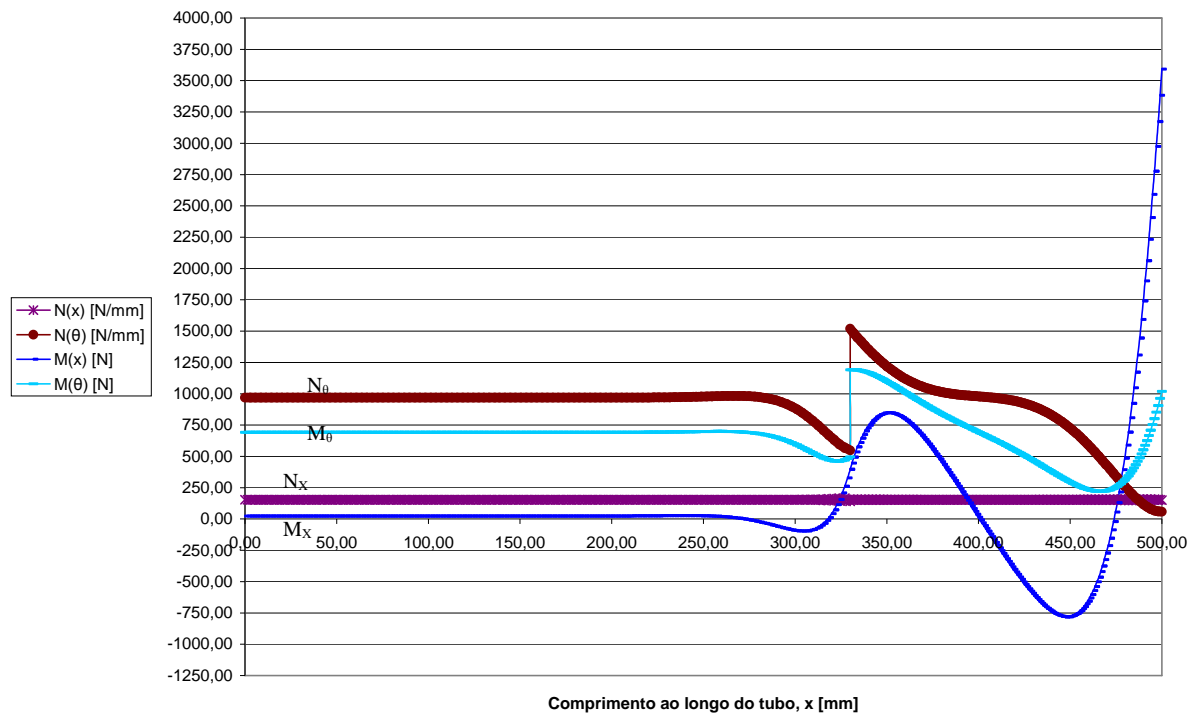


Figura 4.2 – N_{θ} , N_X , M_{θ} e M_X ao longo do tubo para a situação descrita em 4.1.1.

4.1.2 – Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Critério de Falha de Hoffman

Utilizando-se o critério de falha de Hoffman, os resultados obtidos foram os seguintes:

- Pressão de falha: 4,42 MPa
- Posição no eixo “x” da falha: 330 mm (início do segmento de reforço)
- Camada que falhou: 1

Os principais valores de pico foram:

$$N_{\theta} = 1022 \text{ N/mm}$$

$$M_{\theta} = 803 \text{ N}$$

$$N_X = 112 \text{ N/mm}$$

$$M_X = 2420 \text{ N}$$

Na Fig. 4.3, observa-se simultaneamente os gráficos mais significativos, de N_θ , N_x , M_θ e M_x , para esta situação:

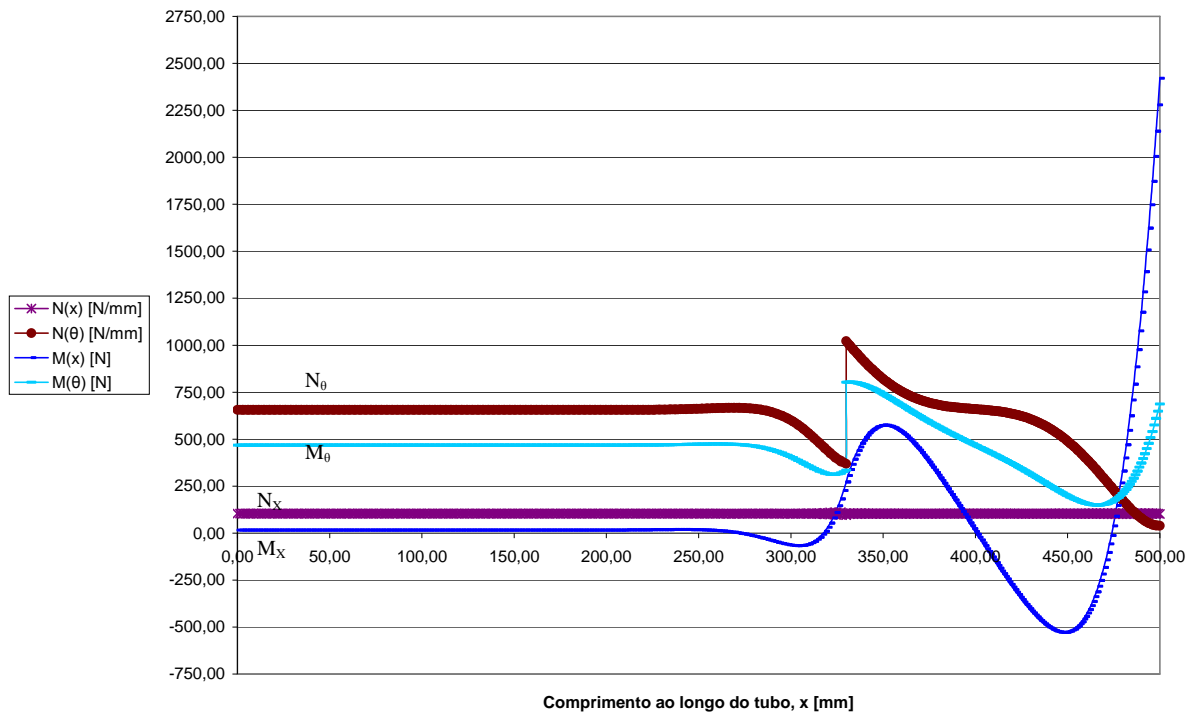


Figura 4.3 – N_θ , N_x , M_θ e M_x ao longo do tubo para a situação descrita em 4.1.2.

Novamente observa-se que há uma melhor correlação com a média dos resultados experimentais quando se usa o critério de falha de Hoffman, sendo a pressão de falha calculada pelo COMPSHELL 2,8% menor que a experimental.

Os gráficos seguem o mesmo padrão do caso inicial.

4.2 – REDUÇÃO DA ESPESSURA DA CAMADA DE REFORÇO

O acoplamento entre os tubos forma uma região de maior espessura, o que acaba evitando que os efeitos de resultantes de momento fletor atuantes na região, que funciona como um engastamento, venham a causar falha no local.

Inicialmente, as simulações foram feitas como se essa região possuísse o triplo da espessura do tubo, como observa-se na Fig. 2.12. Alterando-se essa espessura para apenas o dobro da espessura do tubo, é obtido o esquema mostrado na Fig. 4.4.

As simulações serão feitas para a nova configuração utilizando-se as duas formas de propriedades elásticas combinadas aos dois diferentes critérios de falha já utilizados.

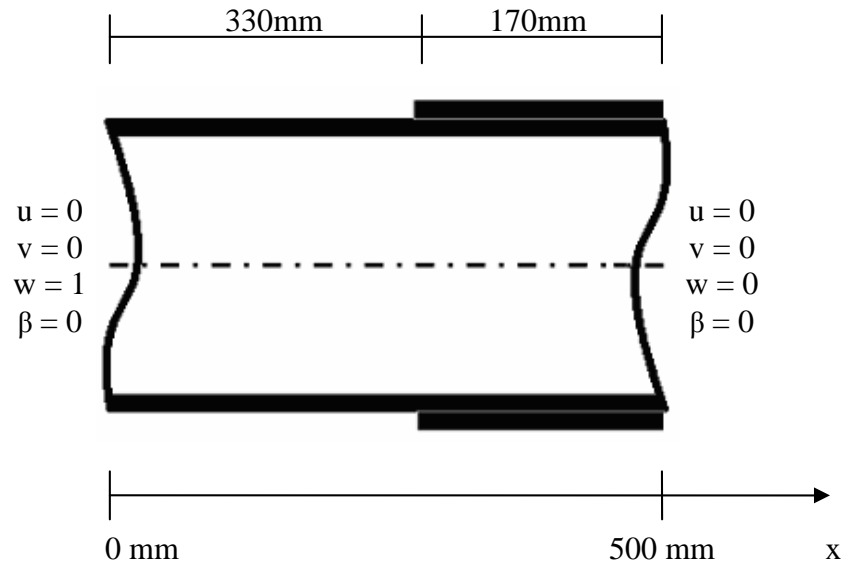


Figura 4.4 – Segmento de tubo a ser simulado, sendo o segmento de reforço com dobro da espessura do tubo.

4.2.1 – Simulação Utilizando Propriedades Retiradas da Literatura e Critério de Falha de Tsai-Hill

Utilizando-se as propriedades elásticas dos materiais retiradas da literatura, Tabela 2.2, e o critério de falha de Tsai-Hill, os resultados obtidos foram os seguintes:

- Pressão de falha: 5,46 MPa
- Posição no eixo “x” da falha: 500 mm (engastamento, final do segmento de reforço)
- Camada que falhou: 24 (última camada do segmento de reforço, 2x12)

Os principais valores de pico foram:

$$N_{\theta} = 1109 \text{ N/mm}$$

$$M_{\theta} = 830 \text{ N}$$

$$N_x = 142 \text{ N/mm}$$

$$M_x = 2141 \text{ N}$$

Na Fig. 4.5, observa-se simultaneamente os gráficos mais significativos, de N_θ , N_x , M_θ e M_x , para esta situação:

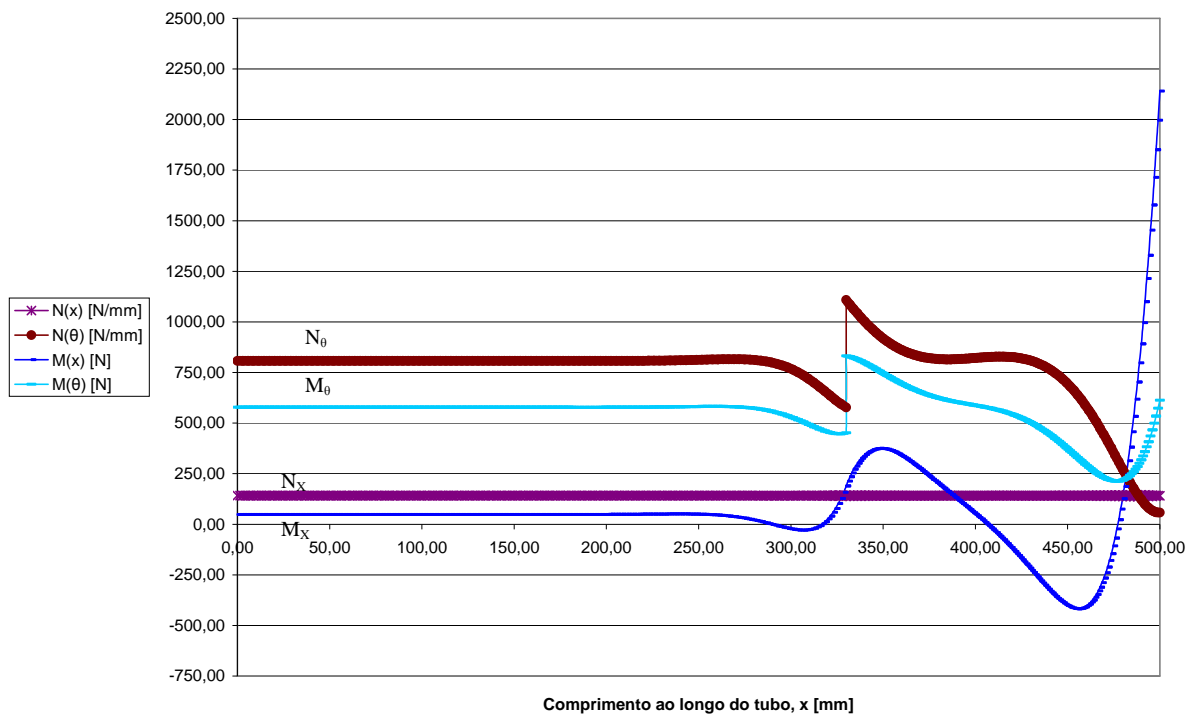


Figura 4.5 – N_θ , N_x , M_θ e M_x ao longo do tubo para a situação descrita em 4.2.1.

4.2.2 – Simulação Utilizando Propriedades Retiradas da Literatura e Critério de Falha de Hoffman

Utilizando-se as propriedades elásticas dos materiais retiradas da literatura, Tabela 2.2, e o critério de falha de Hoffman, os resultados obtidos foram os seguintes:

- Pressão de falha: 5,12 MPa
- Posição no eixo “x” da falha: 500 mm (engastamento, final do segmento de reforço)
- Camada que falhou: 1

Os principais valores de pico foram:

$$N_\theta = 1041 \text{ N/mm}$$

$$M_\theta = 778 \text{ N}$$

$$N_x = 137 \text{ N/mm}$$

$$M_x = 2009 \text{ N}$$

Na Fig. 4.6, observa-se simultaneamente os gráficos mais significativos, de N_θ , N_x , M_θ e M_x , para esta situação:

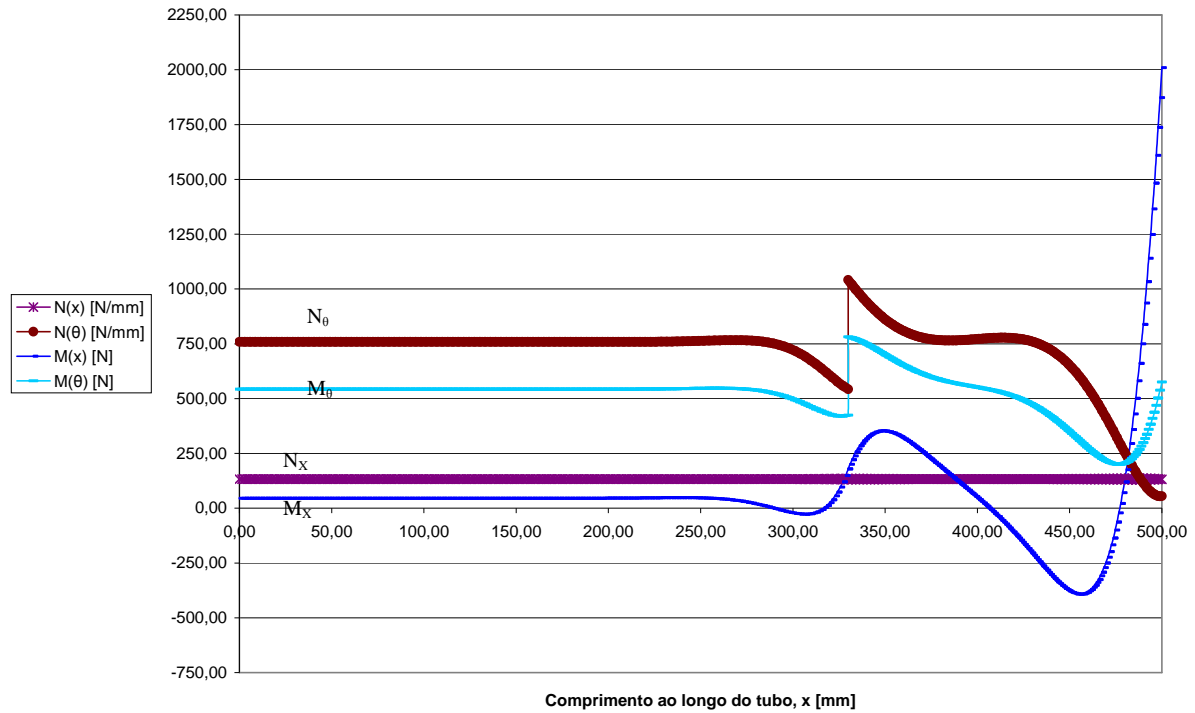


Figura 4.6 – N_{θ} , N_x , M_{θ} e M_x ao longo do tubo para a situação descrita em 4.2.2.

4.2.3 – Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Critério de Falha de Tsai-Hill

Utilizando-se as propriedades elásticas dos materiais retiradas da regra das misturas, Tabela 4.2, e o critério de falha de Tsai-Hill, os resultados obtidos foram os seguintes:

- Pressão de falha: 5,56 MPa
- Posição no eixo “x” da falha: 500 mm (engastamento, final do segmento de reforço)
- Camada que falhou: 2

Os principais valores de pico foram:

$$N_{\theta} = 1128 \text{ N/mm}$$

$$M_{\theta} = 841 \text{ N}$$

$$N_x = 138 \text{ N/mm}$$

$$M_x = 2013 \text{ N}$$

Na Fig. 4.7, observa-se simultaneamente os gráficos mais significativos, de N_{θ} , N_x , M_{θ} e M_x , para esta situação:

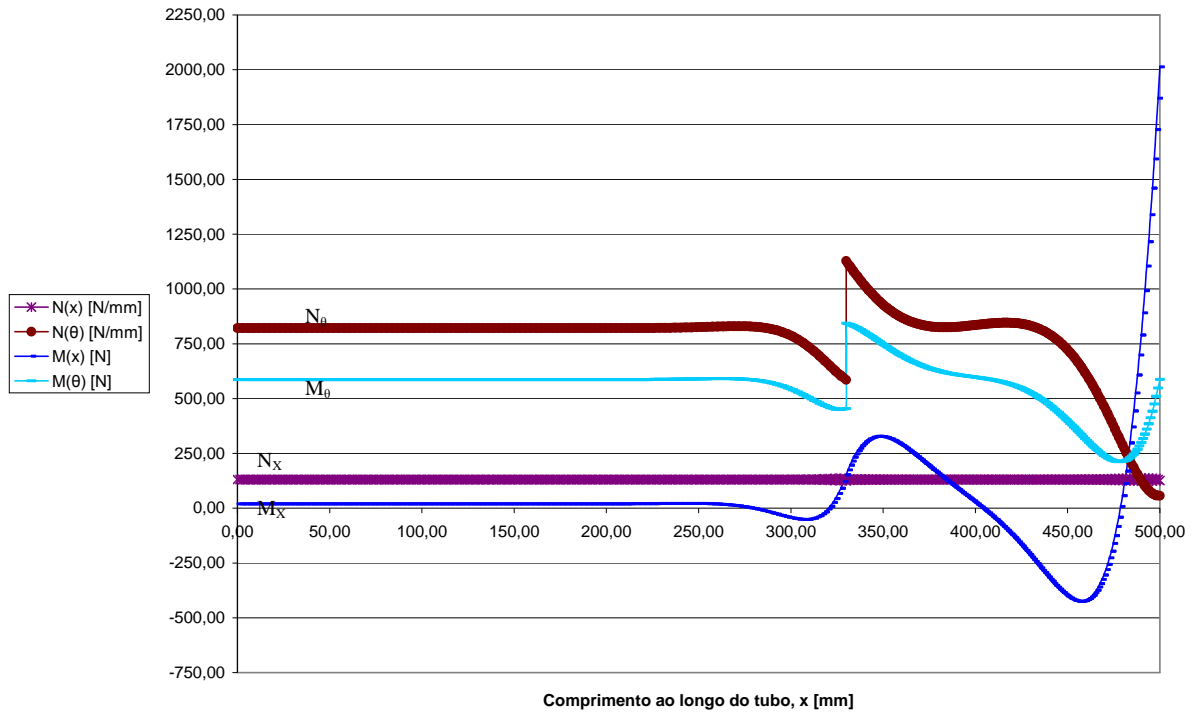


Figura 4.7 – N_{θ} , N_x , M_{θ} e M_x ao longo do tubo para a situação descrita em 4.2.3.

4.2.4 – Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Critério de Falha de Hoffman

Utilizando-se as propriedades elásticas dos materiais retiradas da regra das misturas, Tabela 4.2, e o critério de falha de Hoffman, os resultados obtidos foram os seguintes:

- Pressão de falha: 4,66 MPa
- Posição no eixo “x” da falha: 500 mm (engastamento, final do segmento de reforço)
- Camada que falhou: 1

Os principais valores de pico foram:

$$N_{\theta} = 946 \text{ N/mm}$$

$$M_{\theta} = 706 \text{ N}$$

$$N_x = 115 \text{ N/mm}$$

$$M_x = 1687 \text{ N}$$

Na Fig. 4.8, observa-se simultaneamente os gráficos mais significativos, de N_{θ} , N_x , M_{θ} e M_x , para esta situação:

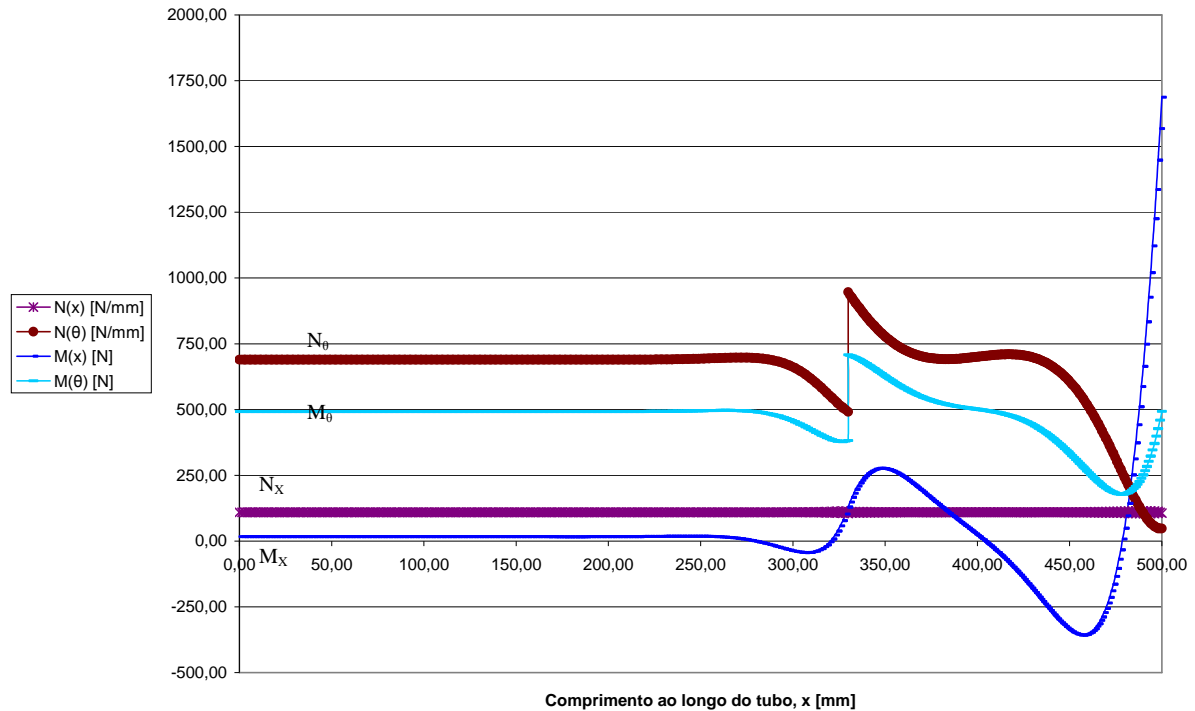


Figura 4.8 – N_0 , N_x , M_0 e M_x ao longo do tubo para a situação descrita em 4.2.4.

4.3 – DESLOCAMENTO DE TRANSLAÇÃO LONGITUDINAL LIVRE EM $X = 0$

Na Fig. 2.12, é possível fazer com que o deslocamento de translação longitudinal, u , seja livre ($u = 1$) em $x = 0$, apesar de nas condições experimentais o tubo estar preso por tirantes, para que seja simulado o comportamento nesta situação.

As simulações serão feitas para a nova configuração utilizando-se as duas formas de propriedades elásticas combinadas aos dois diferentes critérios de falha já utilizados.

4.3.1 – Simulação Utilizando Propriedades Retiradas da Literatura e Critério de Falha de Tsai-Hill

Utilizando-se as propriedades elásticas dos materiais retiradas da literatura, Tabela 2.2, e o critério de falha de Tsai-Hill, os resultados obtidos foram os seguintes:

- Pressão de falha: 5,75 MPa
- Posição no eixo “x” da falha: 283,7 mm
- Camada que falhou: 2

Na Fig. 4.9, observa-se simultaneamente os gráficos mais significativos, de N_θ , N_x , M_θ e M_x , para esta situação. O gráfico obtido para o deslocamento longitudinal ao longo do tubo para esta situação, Fig. 4.10, pode ser comparado com o gráfico que ilustra a primeira situação, na Fig. 3.6.

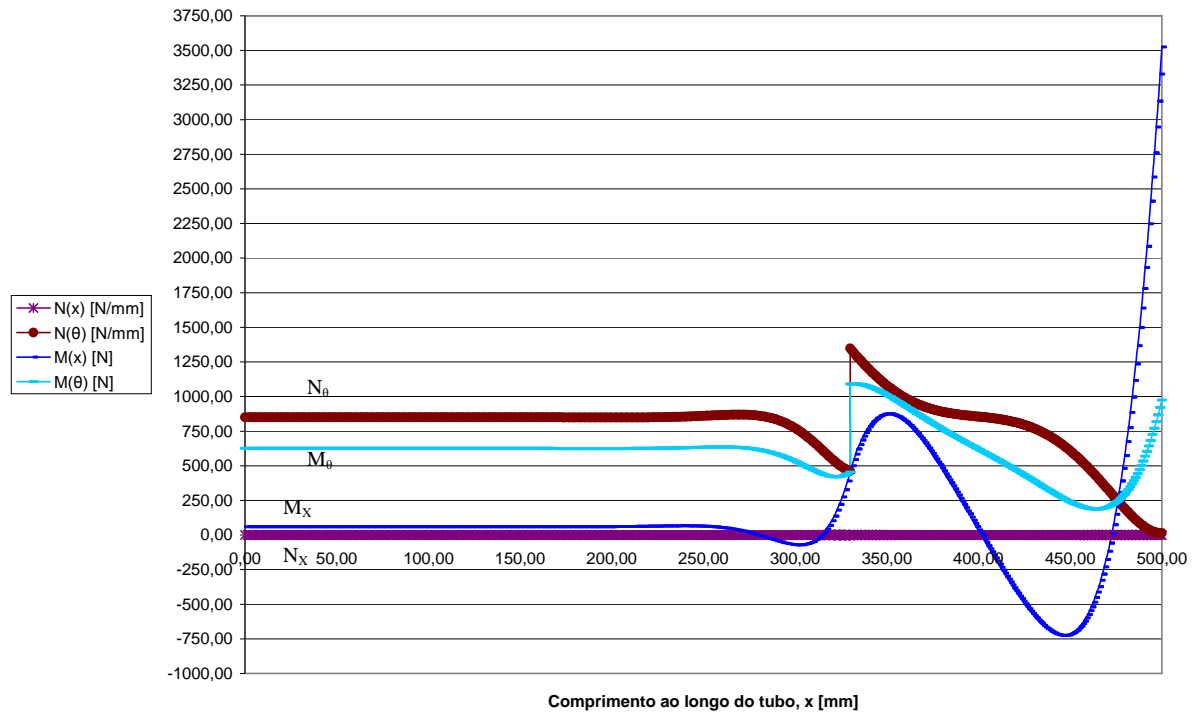


Figura 4.9 – N_θ , N_x , M_θ e M_x ao longo do tubo para a situação descrita em 4.3.1.

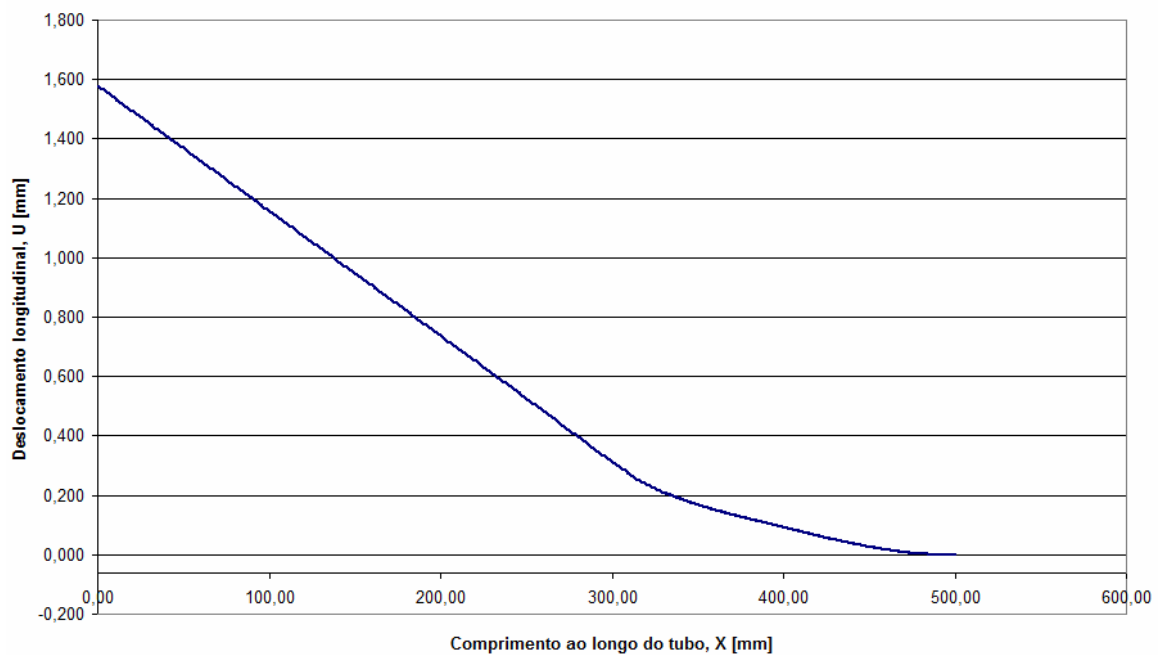


Figura 4.10 – Deslocamento longitudinal ao longo do tubo com “u” livre.

4.3.2 – Simulação Utilizando Propriedades Retiradas da Literatura e Critério de Falha de Hoffman

Utilizando-se as propriedades elásticas dos materiais retiradas da literatura, Tabela 2.2, e o critério de falha de Hoffman, os resultados obtidos foram os seguintes:

- Pressão de falha: 5,77 MPa
- Posição no eixo “x” da falha: 283,7 mm
- Camada que falhou: 2

Na Fig. 4.11, observa-se simultaneamente os gráficos mais significativos, de N_θ , N_x , M_θ e M_x , para esta situação:

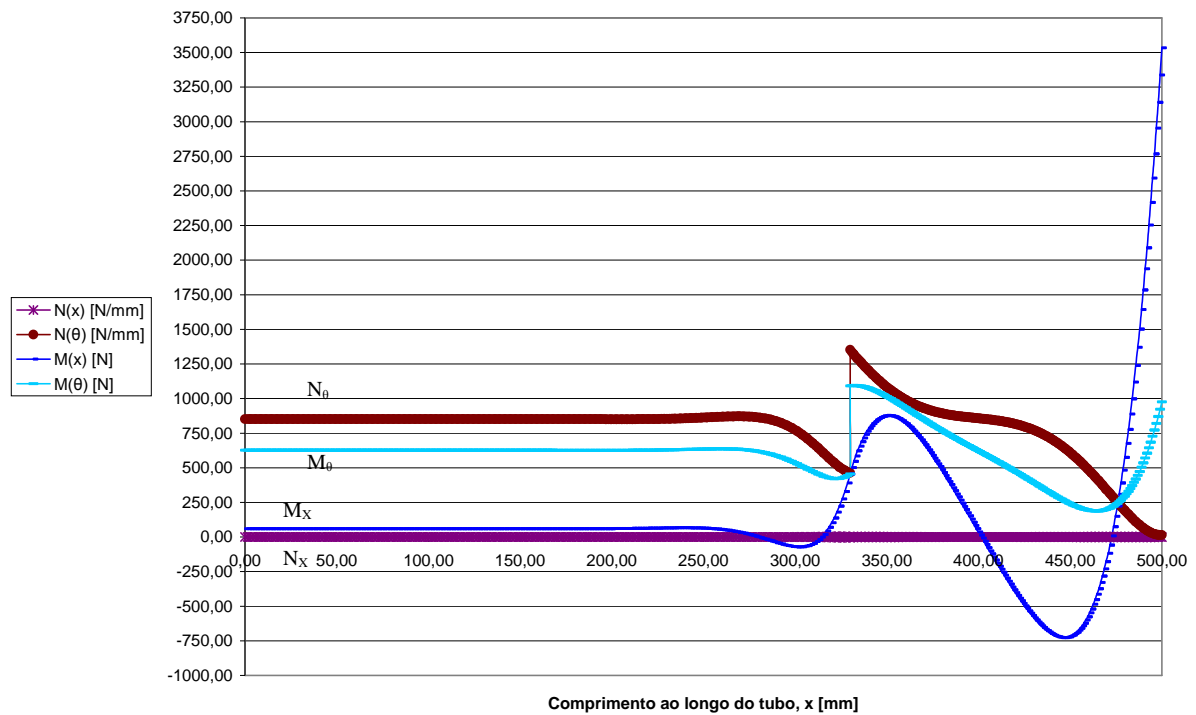


Figura 4.11 – N_θ , N_x , M_θ e M_x ao longo do tubo para a situação descrita em 4.3.2.

Os principais valores de pico foram:

$$N_\theta = 1352 \text{ N/mm}$$

$$M_\theta = 1094 \text{ N}$$

$$N_x = 7 \text{ N/mm}$$

$$M_x = 3533 \text{ N}$$

4.3.3 – Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Critério de Falha de Tsai-Hill

Utilizando-se as propriedades elásticas dos materiais retiradas da regra das misturas, Tabela 4.2, e o critério de falha de Tsai-Hill, os resultados obtidos foram os seguintes:

- Pressão de falha: 5,69 MPa
- Posição no eixo “x” da falha: 288 mm
- Camada que falhou: 2

Na Fig. 4.12, observa-se simultaneamente os gráficos mais significativos, de N_θ , N_x , M_θ e M_x , para esta situação:

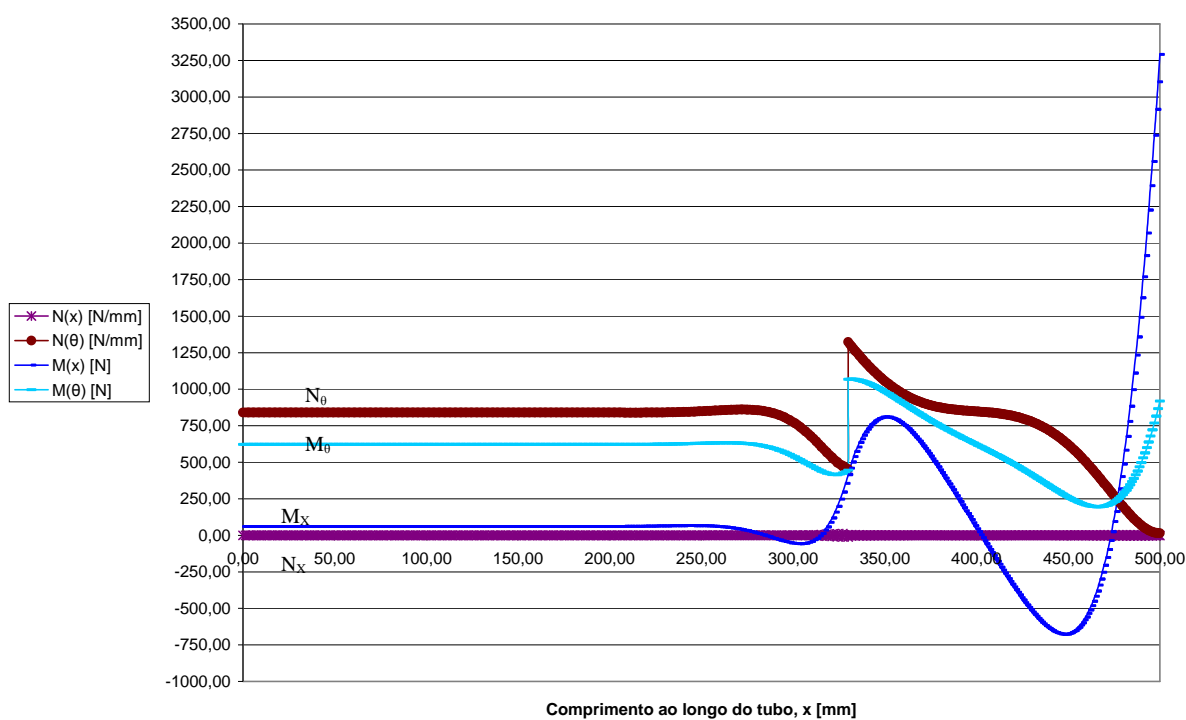


Figura 4.12 – N_θ , N_x , M_θ e M_x ao longo do tubo para a situação descrita em 4.3.3.

Os principais valores de pico foram:

$$N_\theta = 1323 \text{ N/mm}$$

$$M_\theta = 1069 \text{ N}$$

$$N_x = 12 \text{ N/mm}$$

$$M_x = 3291 \text{ N}$$

4.3.4 – Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Critério de Falha de Hoffman

Utilizando-se as propriedades elásticas dos materiais retiradas da regra das misturas, Tabela 4.2, e o critério de falha de Hoffman, os resultados obtidos foram os seguintes:

- Pressão de falha: 5,10 MPa
- Posição no eixo “x” da falha: 330 mm (início do segmento de reforço)
- Camada que falhou: 1

Na Fig. 4.13, observa-se simultaneamente os gráficos mais significativos, de N_θ , N_x , M_θ e M_x , para esta situação:

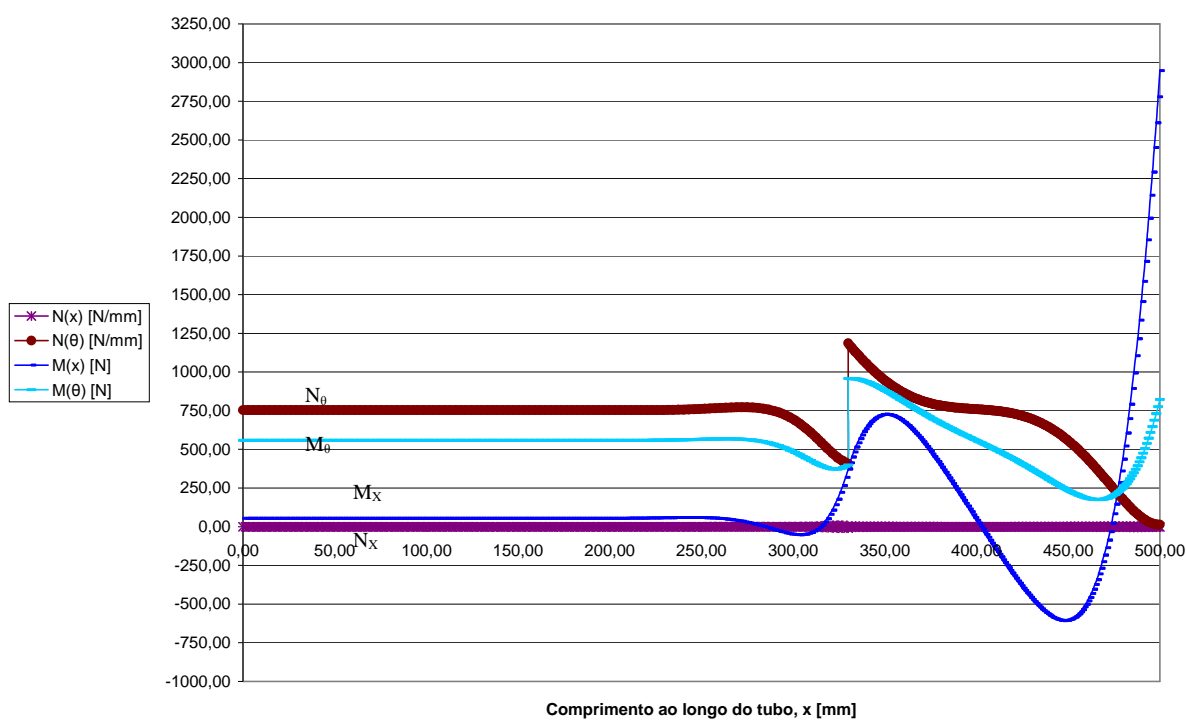


Figura 4.13 – N_θ , N_x , M_θ e M_x ao longo do tubo para a situação descrita em 4.3.4.

Os principais valores de pico foram:

$$N_\theta = 1186 \text{ N/mm}$$

$$M_\theta = 956 \text{ N}$$

$$N_x = 10 \text{ N/mm}$$

$$M_x = 2948 \text{ N}$$

4.4 – MAIOR SEGMENTAÇÃO E RESISTÊNCIA NO CONCENTRADOR DE TENSÕES

A região de transição entre o segmento normal do tubo e aquele que possui o reforço (a partir de $x = 330$ mm), apresenta um ressalto geométrico, o que provoca concentração de tensões.

Se for aumentada a segmentação do tubo, como na Fig. 4.14, extrapolando os limites de resistência a tração, compressão e cisalhamento nos segmentos centrais para valores da ordem de 10^{10} MPa, estará se evitando que a falha ocorra no concentrador de tensões.

As simulações serão feitas para a nova configuração utilizando-se as duas formas de propriedades elásticas combinadas aos dois diferentes critérios de falha já utilizados.

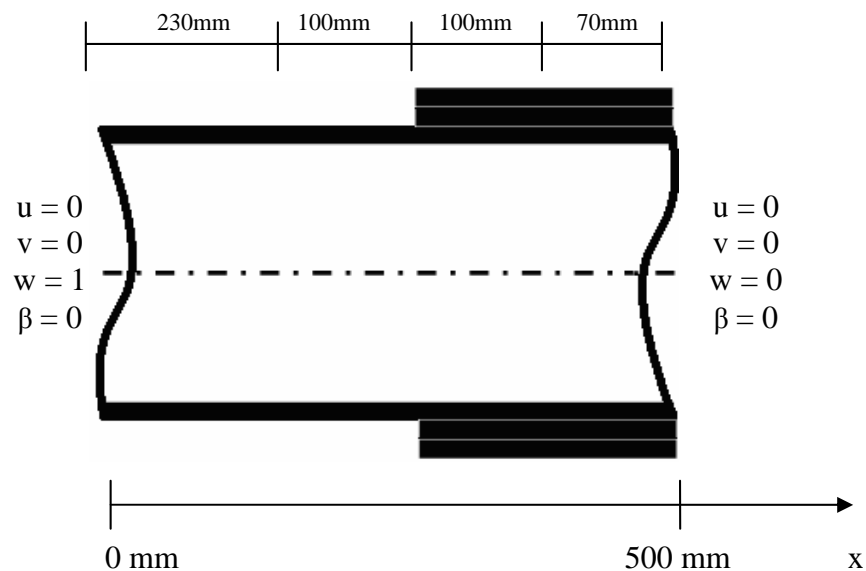


Figura 4.14 – Tubo a ser simulado com maior segmentação.

4.4.1 – Simulação Utilizando Propriedades Retiradas da Literatura e Critério de Falha de Tsai-Hill

Utilizando-se as propriedades elásticas dos materiais retiradas da literatura, Tabela 2.2, e o critério de falha de Tsai-Hill, os resultados obtidos foram os seguintes:

- Pressão de falha: 5,91 MPa
- Posição no eixo “x” da falha: 500 mm (engastamento, final do segmento de reforço)
- Camada que falhou: 4

Na Fig. 4.15, observa-se simultaneamente os gráficos mais significativos, de N_θ , N_x , M_θ e M_x , para esta situação:

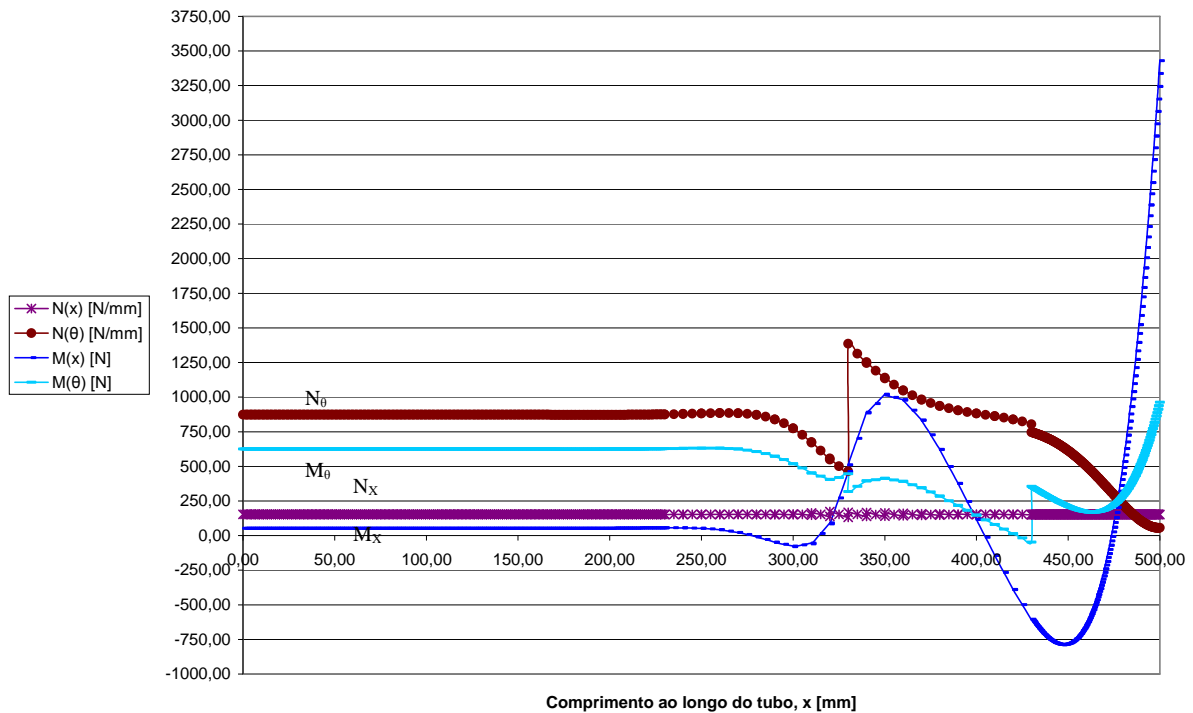


Figura 4.15 – N_θ , N_x , M_θ e M_x ao longo do tubo para a situação descrita em 4.4.1.

Os principais valores de pico foram:

$$N_\theta = 1386 \text{ N/mm}$$

$$M_\theta = 963 \text{ N}$$

$$N_x = 174 \text{ N/mm}$$

$$M_x = 3430 \text{ N}$$

4.4.2 – Simulação Utilizando Propriedades Retiradas da Literatura e Critério de Falha de Hoffman

Utilizando-se as propriedades elásticas dos materiais retiradas da literatura, Tabela 2.2, e o critério de falha de Hoffman, os resultados obtidos foram os seguintes:

- Pressão de falha: 5,97 MPa
- Posição no eixo “x” da falha: 500 mm (engastamento, final do segmento de reforço)
- Camada que falhou: 4

Na Fig. 4.16, observa-se simultaneamente os gráficos mais significativos, de N_θ , N_x , M_θ e M_x , para esta situação:

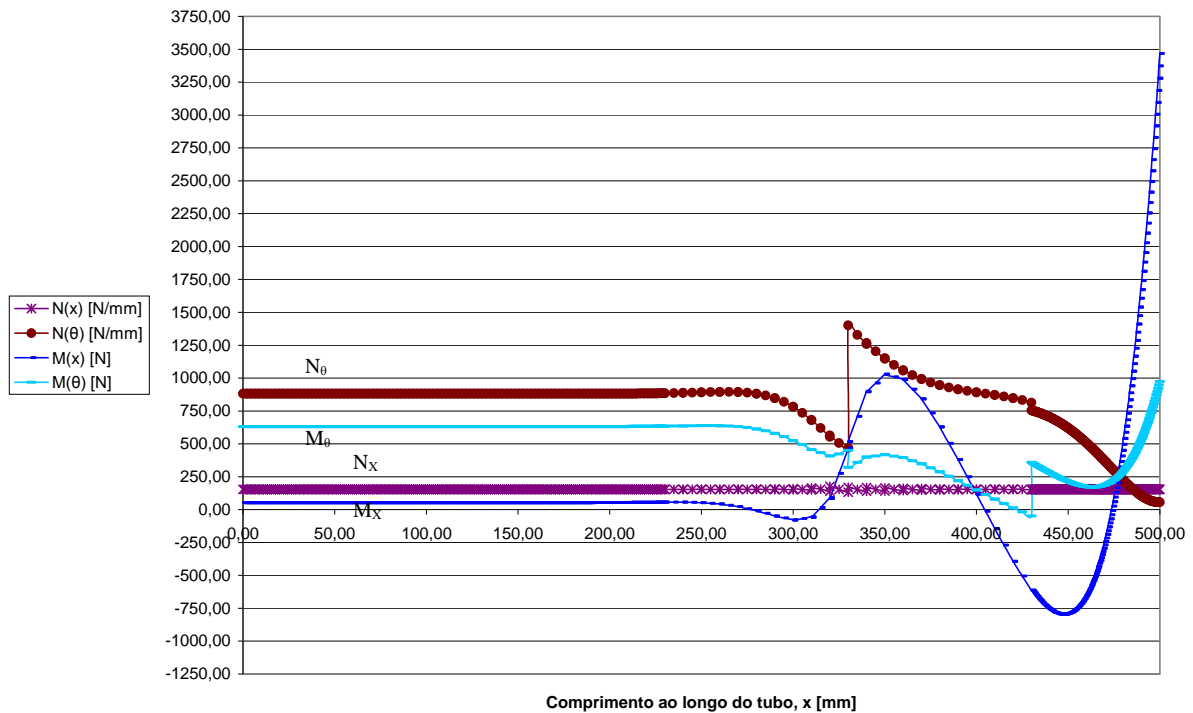


Figura 4.16 – N_θ , N_x , M_θ e M_x ao longo do tubo para a situação descrita em 4.4.2.

Os principais valores de pico foram:

$$N_\theta = 1401 \text{ N/mm}$$

$$M_\theta = 974 \text{ N}$$

$$N_x = 176 \text{ N/mm}$$

$$M_x = 3467 \text{ N}$$

4.4.3 – Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Critério de Falha de Tsai-Hill

Utilizando-se as propriedades elásticas dos materiais retiradas da regra das misturas, Tabela 4.2, e o critério de falha de Tsai-Hill, os resultados obtidos foram os seguintes:

- Pressão de falha: 6,83 MPa
- Posição no eixo “x” da falha: 230 mm (transição do primeiro para o segundo segmento)
- Camada que falhou: 2

Na Fig. 4.17, observa-se simultaneamente os gráficos mais significativos, de N_θ , N_x , M_θ e M_x , para esta situação:

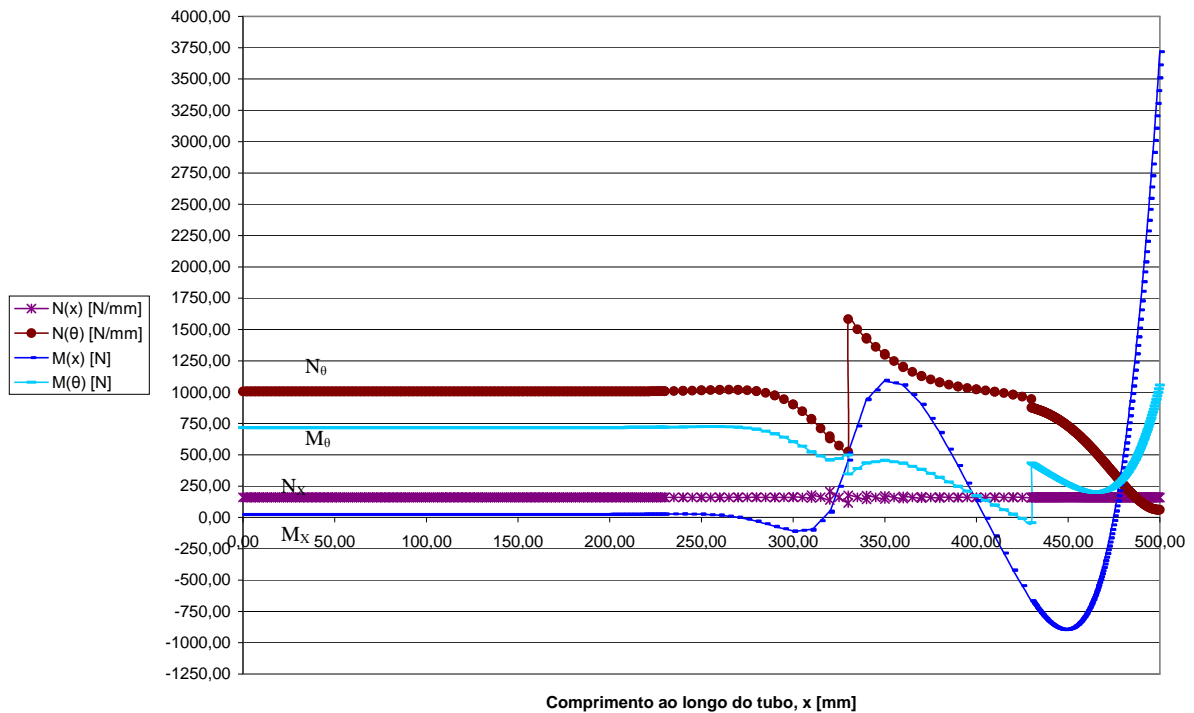


Figura 4.17 – N_θ , N_x , M_θ e M_x ao longo do tubo para a situação descrita em 4.4.3.

Os principais valores de pico foram:

$$N_\theta = 1583 \text{ N/mm}$$

$$M_\theta = 1056 \text{ N}$$

$$N_x = 206 \text{ N/mm}$$

$$M_x = 3718 \text{ N}$$

4.4.4 – Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Critério de Falha de Hoffman

Utilizando-se as propriedades elásticas dos materiais retiradas da regra das misturas, Tabela 4.2, e o critério de falha de Hoffman, os resultados obtidos foram os seguintes:

- Pressão de falha: 6,06 MPa
- Posição no eixo “x” da falha: 230 mm (transição do primeiro para o segundo segmento)
- Camada que falhou: 1

Na Fig. 4.18, observa-se simultaneamente os gráficos mais significativos, de N_θ , N_x , M_θ e M_x , para esta situação:

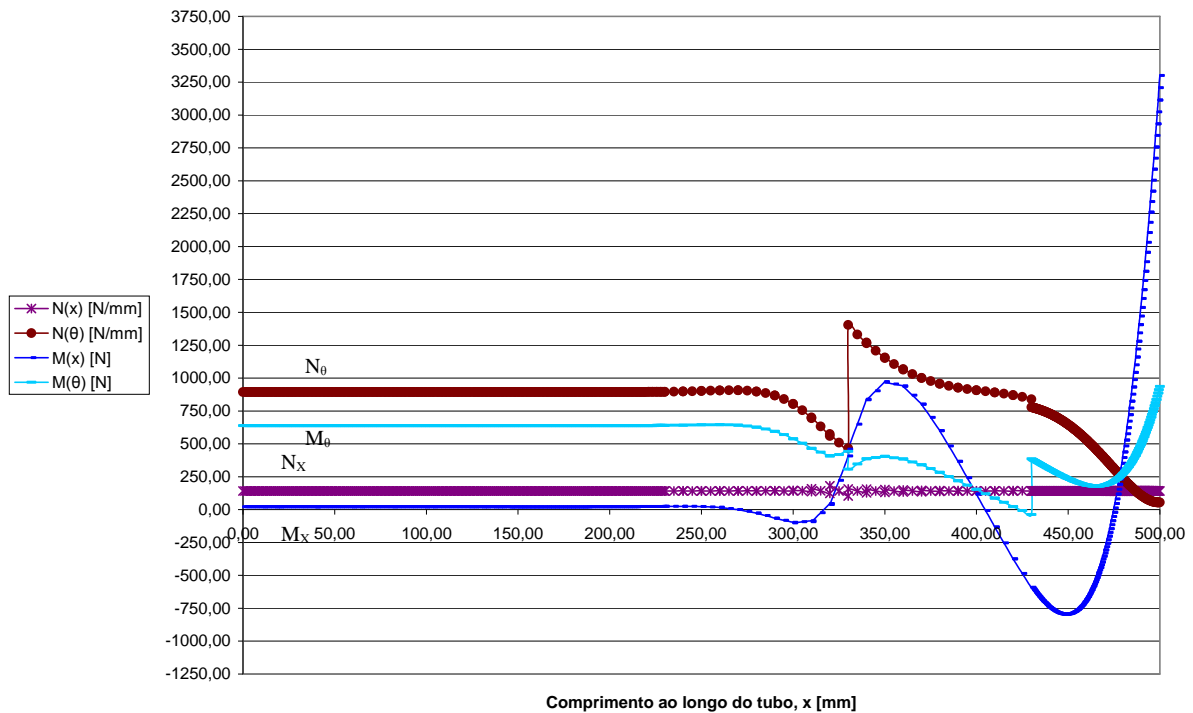


Figura 4.18 – N_θ , N_x , M_θ e M_x ao longo do tubo para a situação descrita em 4.4.4.

Os principais valores de pico foram:

$$N_\theta = 1404 \text{ N/mm}$$

$$M_\theta = 937 \text{ N}$$

$$N_x = 182 \text{ N/mm}$$

$$M_x = 3300 \text{ N}$$

4.5 – ELIMINAÇÃO DO RESSALTO GEOMÉTRICO CRIANDO SEGMENTO MODIFICADO

Outra forma de reduzir a concentração de tensão na região de transição entre o segmento normal do tubo e aquele que possui o reforço, $x = 330 \text{ mm}$, é eliminando o ressalto geométrico, o que provoca concentração de tensões.

Se o tubo for mantido com a mesma espessura (5,7 mm) de ponta a ponta e os limites de resistência à tração, compressão e cisalhamento forem extrapolados para valores da ordem de 10^{10} MPa no segmento final, de 170 mm, estará se criando um trecho

modificado, ao invés do reforço, que evita falha por efeitos de resultantes de momento fletor atuantes no engastamento e também evita o concentrador de tensões.

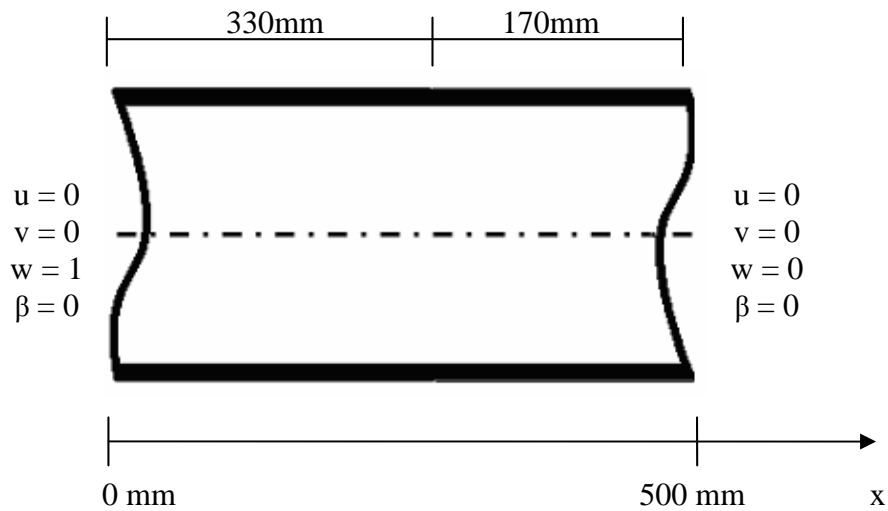


Figura 4.19 – Tubo a ser simulado com resistências extrapoladas no segmento final.

4.5.1 – Simulação Utilizando Propriedades Retiradas da Literatura e Critério de Falha de Tsai-Hill

Utilizando-se as propriedades elásticas dos materiais retiradas da literatura, Tabela 2.2, e o critério de falha de Tsai-Hill, os resultados obtidos foram os seguintes:

- Pressão de falha: 6,32 MPa
- Posição no eixo “x” da falha: 295 mm
- Camada que falhou: 12

Os principais valores de pico foram:

$$N_{\theta} = 959 \text{ N/mm}$$

$$M_{\theta} = 681 \text{ N}$$

$$N_x = 251 \text{ N/mm}$$

$$M_x = 1258 \text{ N}$$

Na Fig. 4.20, observa-se simultaneamente os gráficos mais significativos, de N_{θ} , N_x , M_{θ} e M_x , para esta situação:

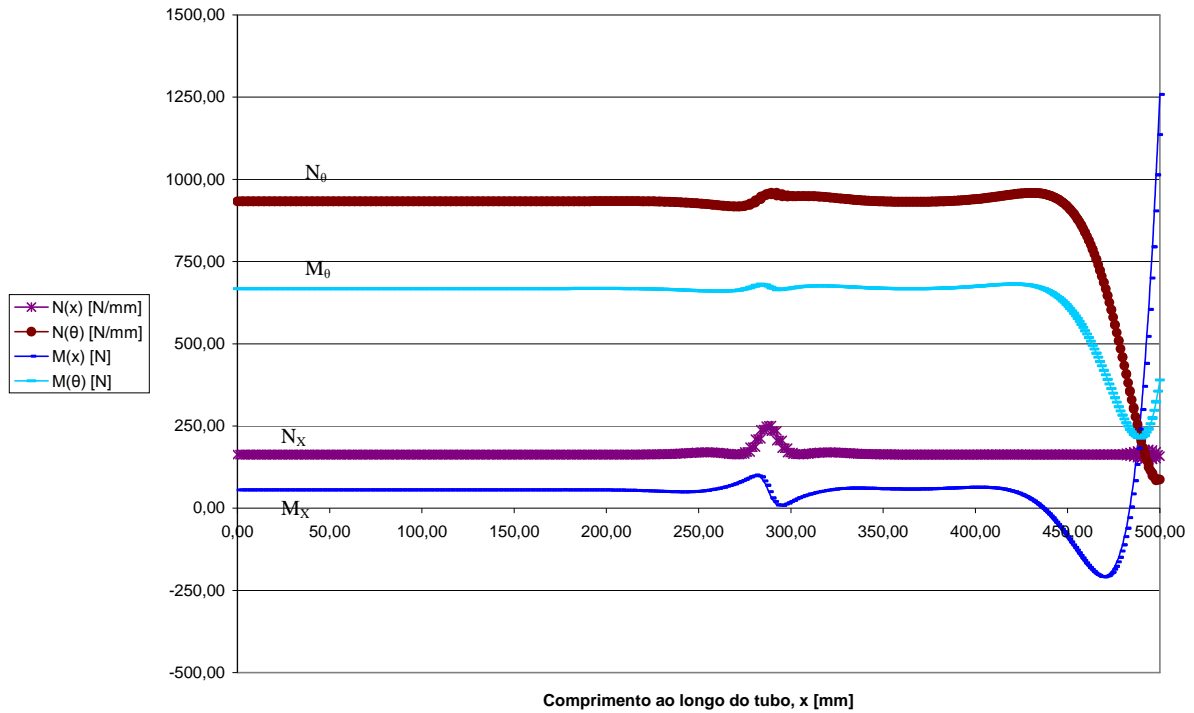


Figura 4.20 – N_θ , N_X , M_θ e M_X ao longo do tubo para a situação descrita em 4.5.1.

4.5.2 – Simulação Utilizando Propriedades Retiradas da Literatura e Critério de Falha de Hoffman

Utilizando-se as propriedades elásticas dos materiais retiradas da literatura, Tabela 2.2, e o critério de falha de Hoffman, os resultados obtidos foram os seguintes:

- Pressão de falha: 6,05 MPa
- Posição no eixo “x” da falha: 292,4 mm
- Camada que falhou: 6

Os principais valores de pico foram:

$$N_\theta = 917 \text{ N/mm}$$

$$M_\theta = 651 \text{ N}$$

$$N_X = 173 \text{ N/mm}$$

$$M_X = 1203 \text{ N}$$

Na Fig. 4.21, observa-se simultaneamente os gráficos mais significativos, de N_θ , N_X , M_θ e M_X , para esta situação:

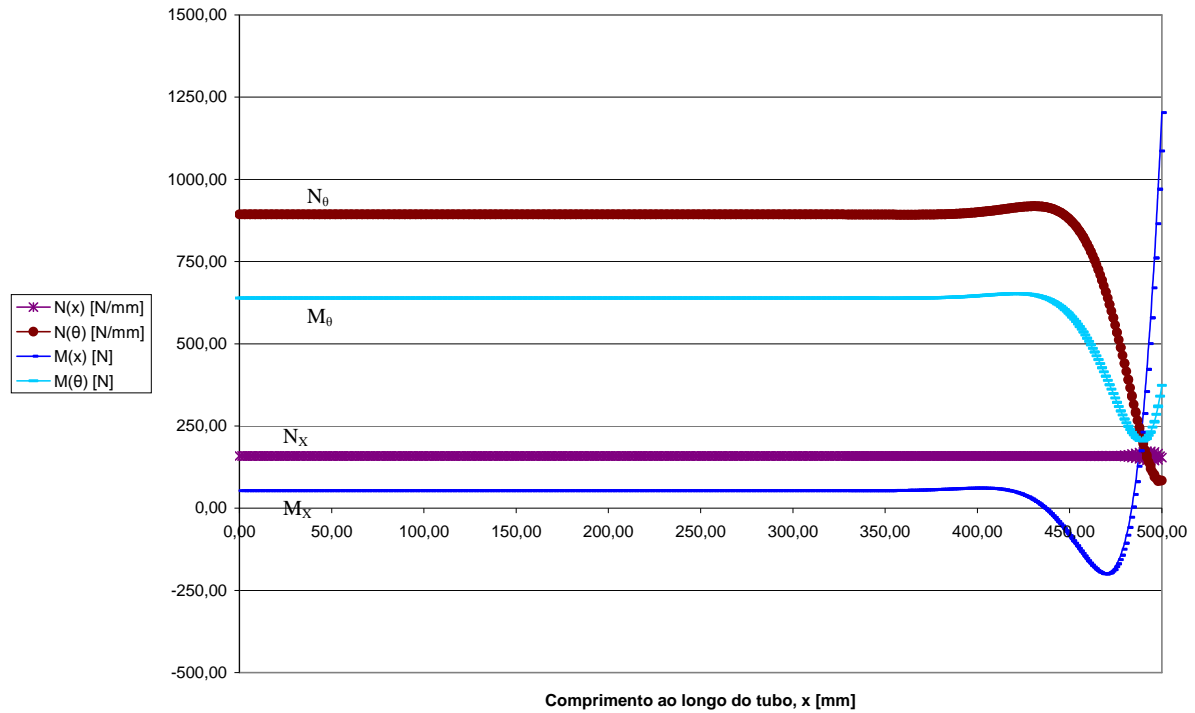


Figura 4.21 – N_θ , N_x , M_θ e M_x ao longo do tubo para a situação descrita em 4.5.2.

4.5.3 – Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Critério de Falha de Tsai-Hill

Utilizando-se as propriedades elásticas dos materiais retiradas da regra das misturas, Tabela 4.2, e o critério de falha de Tsai-Hill, os resultados obtidos foram os seguintes:

- Pressão de falha: 6,84 MPa
- Posição no eixo “x” da falha: 301,1 mm
- Camada que falhou: 2

Os principais valores de pico foram:

$$N_\theta = 1035 \text{ N/mm}$$

$$M_\theta = 732 \text{ N}$$

$$N_x = 258 \text{ N/mm}$$

$$M_x = 1181 \text{ N}$$

Na Fig. 4.22, observa-se simultaneamente os gráficos mais significativos, de N_θ , N_x , M_θ e M_x , para esta situação:

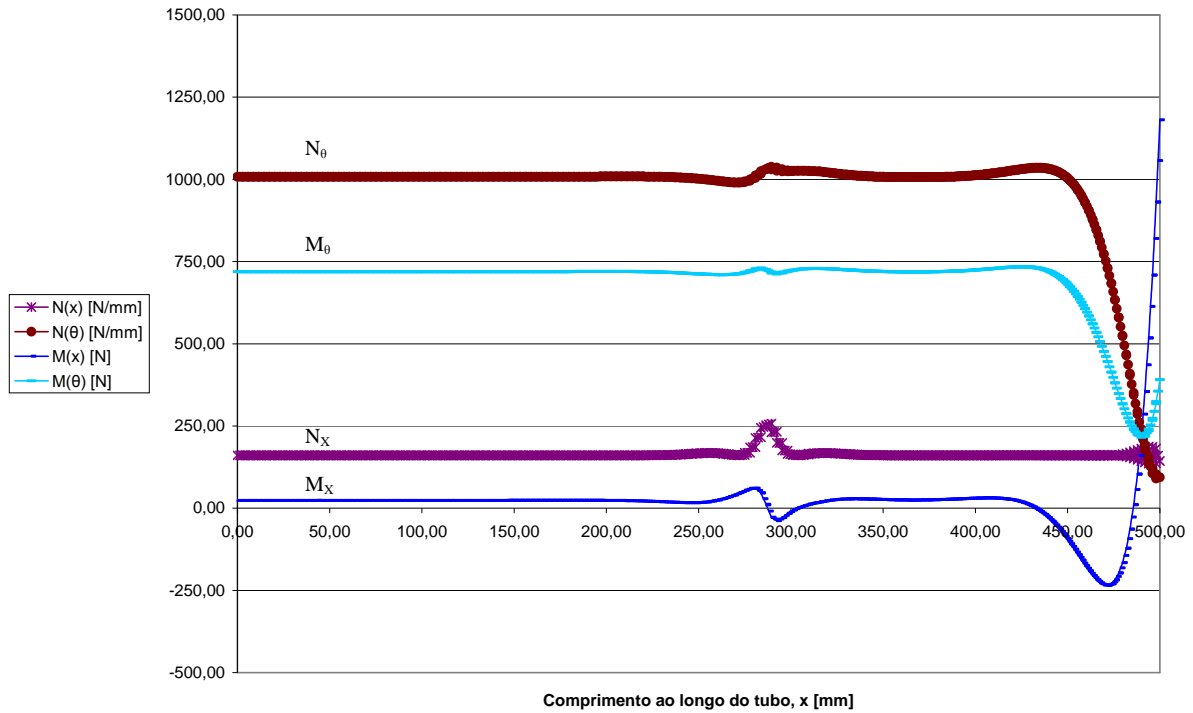


Figura 4.22 – N_θ , N_x , M_θ e M_x ao longo do tubo para a situação descrita em 4.5.3.

4.5.4 – Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Critério de Falha de Hoffman

Utilizando-se as propriedades elásticas dos materiais retiradas da regra das misturas, Tabela 4.2, e o critério de falha de Hoffman, os resultados obtidos foram os seguintes:

- Pressão de falha: 6,02 MPa
- Posição no eixo “x” da falha: 283,7 mm
- Camada que falhou: 1

Os principais valores de pico foram:

$$N_\theta = 913 \text{ N/mm}$$

$$M_\theta = 647 \text{ N}$$

$$N_x = 166 \text{ N/mm}$$

$$M_x = 1040 \text{ N}$$

Na Fig. 4.23, observa-se simultaneamente os gráficos mais significativos, de N_θ , N_x , M_θ e M_x , para esta situação:

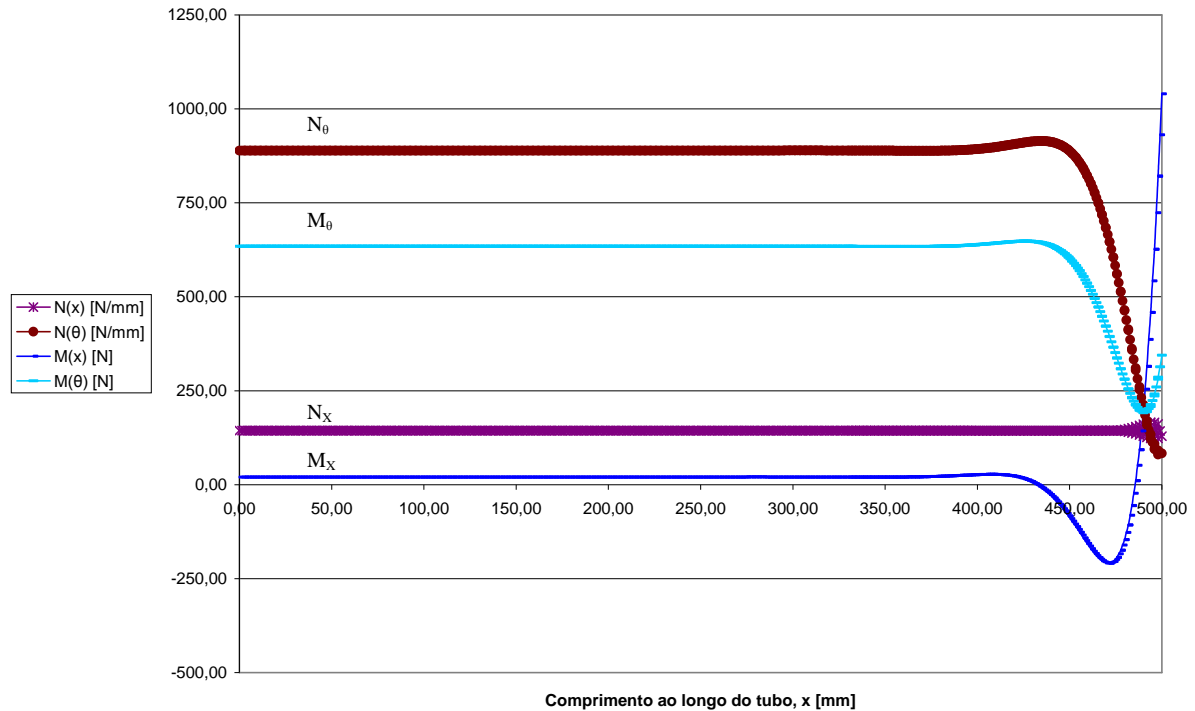


Figura 4.23 – N_θ , N_x , M_θ e M_x ao longo do tubo para a situação descrita em 4.5.4.

4.6 – AUMENTO DA EXTENSÃO DO TRECHO MODIFICADO

Utilizando-se a mesma segmentação colocada na seção 4.4, porém, modificando-se os 3 últimos segmentos (a partir de $x = 230$ mm) com a extrapolação dos limites de resistência a tração, compressão e cisalhamento nestes segmentos para valores da ordem de 10^{10} MPa, o tubo estará sendo superdimensionado em toda a região afetada por oscilações das resultantes de tensão e momento fletor. Isso dificulta que a falha ocorra na região de oscilação, onde há vários picos.

As simulações serão feitas para a nova configuração utilizando-se as duas formas de propriedades elásticas combinadas aos dois diferentes critérios de falha já utilizados.

4.6.1 – Simulação Utilizando Propriedades Retiradas da Literatura e Critério de Falha de Tsai-Hill

Utilizando-se as propriedades elásticas dos materiais retiradas da literatura, Tabela 2.2, e o critério de falha de Tsai-Hill, os resultados obtidos foram os seguintes:

- Pressão de falha: 5,46 MPa
- Posição no eixo “x” da falha: 203,8 mm

- Camada que falhou: 12

Os principais valores de pico foram:

$$N_{\theta} = 831 \text{ N/mm}$$

$$M_{\theta} = 590 \text{ N}$$

$$N_x = 162 \text{ N/mm}$$

$$M_x = 1080 \text{ N}$$

Na Fig. 4.24, observa-se simultaneamente os gráficos mais significativos, de N_{θ} , N_x , M_{θ} e M_x , para esta situação:

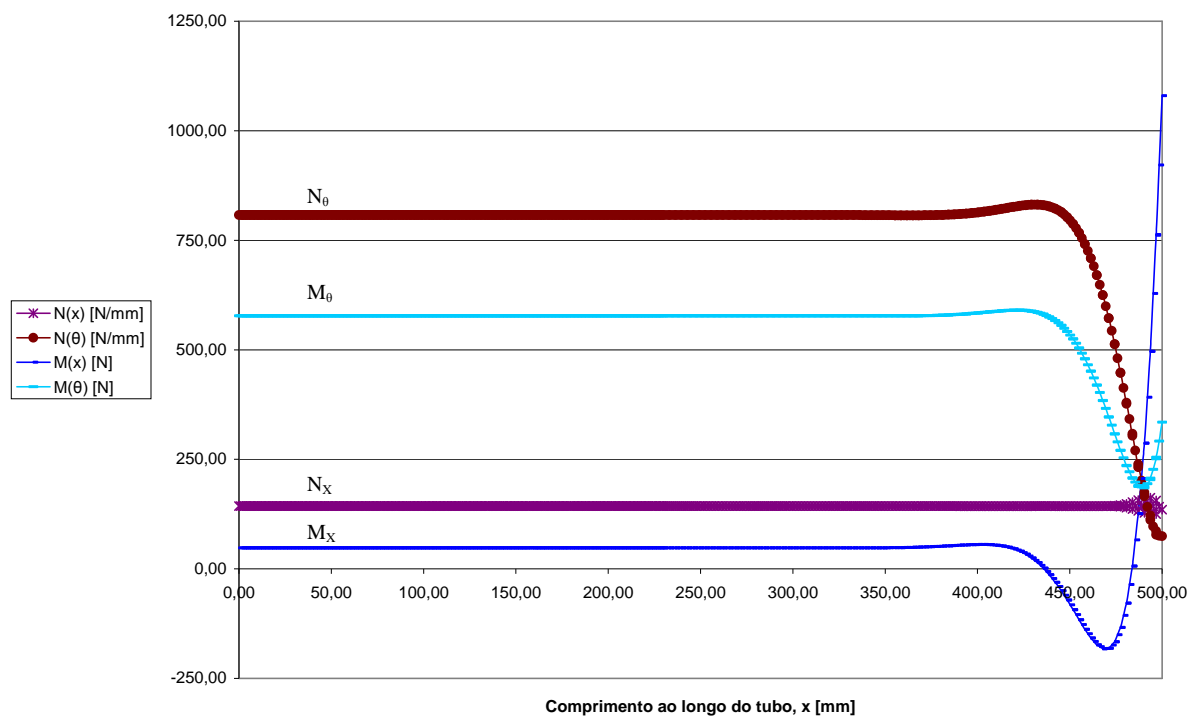


Figura 4.24 – N_{θ} , N_x , M_{θ} e M_x ao longo do tubo para a situação descrita em 4.6.1.

4.6.2 – Simulação Utilizando Propriedades Retiradas da Literatura e Critério de Falha de Hoffman

Utilizando-se as propriedades elásticas dos materiais retiradas da literatura, Tabela 2.2, e o critério de falha de Hoffman, os resultados obtidos foram os seguintes:

- Pressão de falha: 5,46 MPa
- Posição no eixo “x” da falha: 203,8 mm
- Camada que falhou: 12

Os principais valores de pico foram:

$$N_{\theta} = 826 \text{ N/mm}$$

$$M_{\theta} = 588 \text{ N}$$

$$N_x = 162 \text{ N/mm}$$

$$M_x = 1076 \text{ N}$$

Na Fig. 4.25, observa-se simultaneamente os gráficos mais significativos, de N_{θ} , N_x , M_{θ} e M_x , para esta situação:

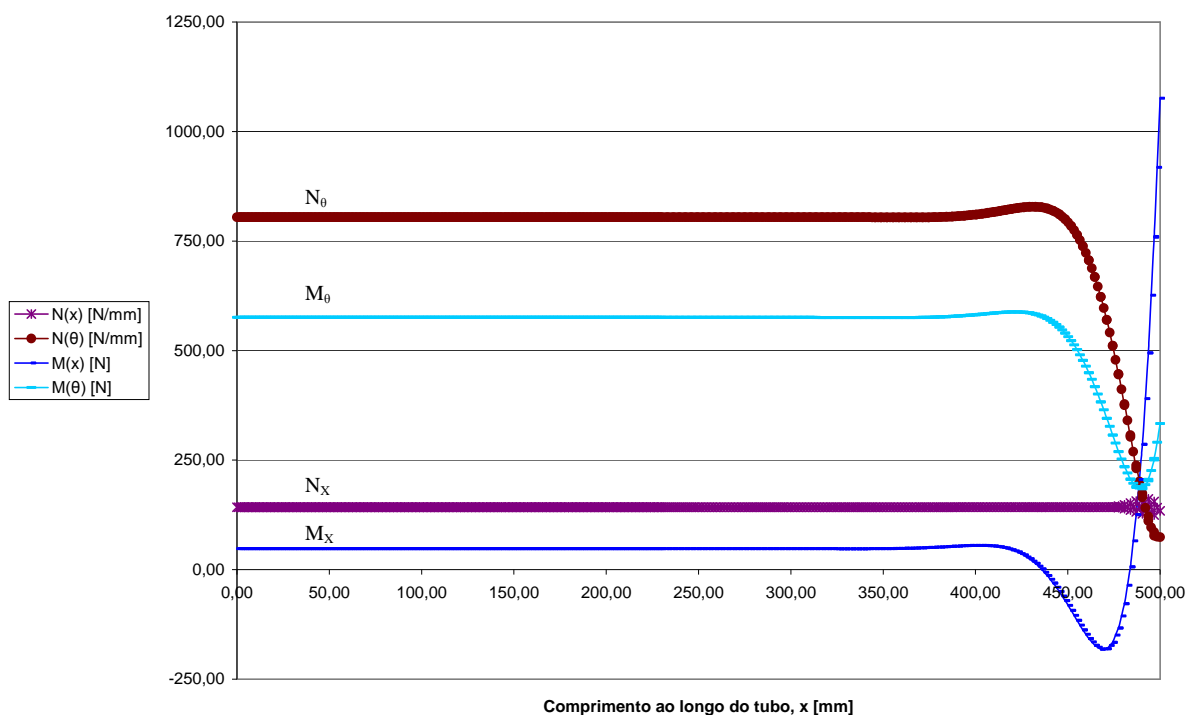


Figura 4.25 – N_{θ} , N_x , M_{θ} e M_x ao longo do tubo para a situação descrita em 4.6.2.

4.6.3 – Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Critério de Falha de Tsai-Hill

Utilizando-se as propriedades elásticas dos materiais retiradas da regra das misturas, Tabela 4.2, e o critério de falha de Tsai-Hill, os resultados obtidos foram os seguintes:

- Pressão de falha: 6,87 MPa
- Posição no eixo “x” da falha: 213,9 mm
- Camada que falhou: 2

Os principais valores de pico foram:

$$N_{\theta} = 1039 \text{ N/mm}$$

$$M_{\theta} = 737 \text{ N}$$

$$N_X = 207 \text{ N/mm}$$

$$M_X = 1177 \text{ N}$$

Na Fig. 4.26, observa-se simultaneamente os gráficos mais significativos, de N_{θ} , N_X , M_{θ} e M_X , para esta situação:

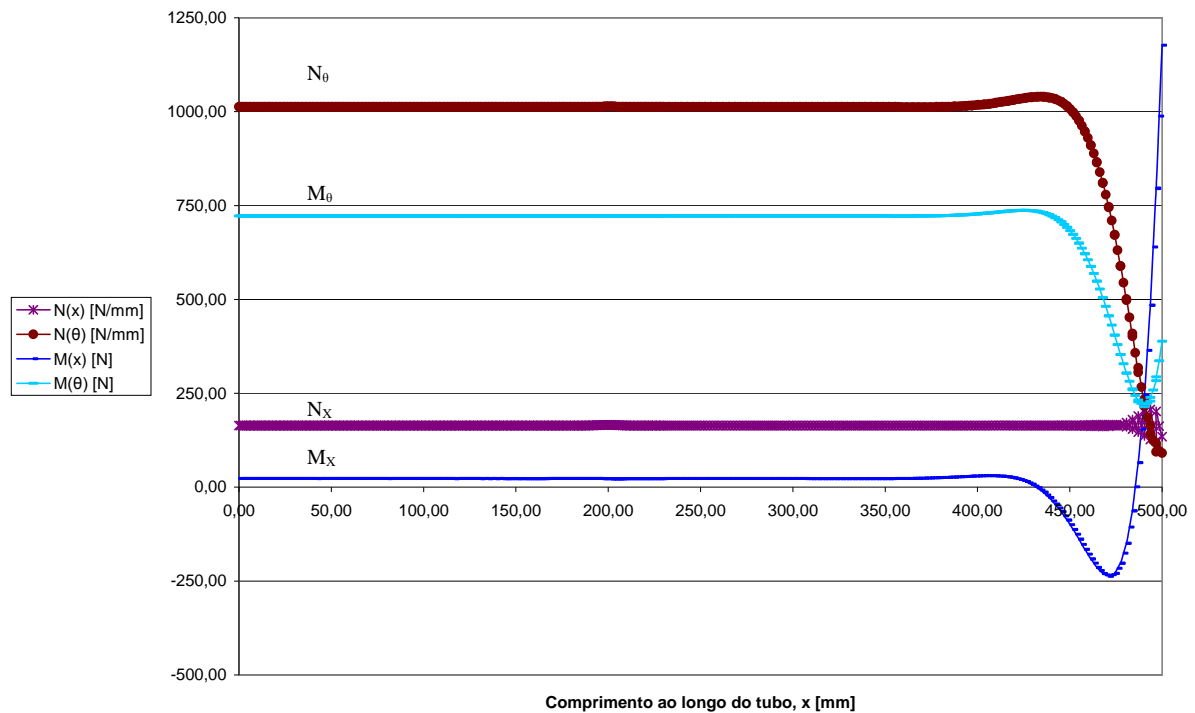


Figura 4.26 – N_{θ} , N_X , M_{θ} e M_X ao longo do tubo para a situação descrita em 4.6.3.

4.6.4 – Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Critério de Falha de Hoffman

Utilizando-se as propriedades elásticas dos materiais retiradas da regra das misturas, Tabela 4.2, e o critério de falha de Hoffman, os resultados obtidos foram os seguintes:

- Pressão de falha: 5,48 MPa
- Posição no eixo “x” da falha: 197,7 mm
- Camada que falhou: 1

Os principais valores de pico foram:

$$N_{\theta} = 835 \text{ N/mm}$$

$$M_{\theta} = 591 \text{ N}$$

$$N_X = 162 \text{ N/mm}$$

$$M_X = 941 \text{ N}$$

Na Fig. 4.27, observa-se simultaneamente os gráficos mais significativos, de N_{θ} , N_X , M_{θ} e M_X , para esta situação:

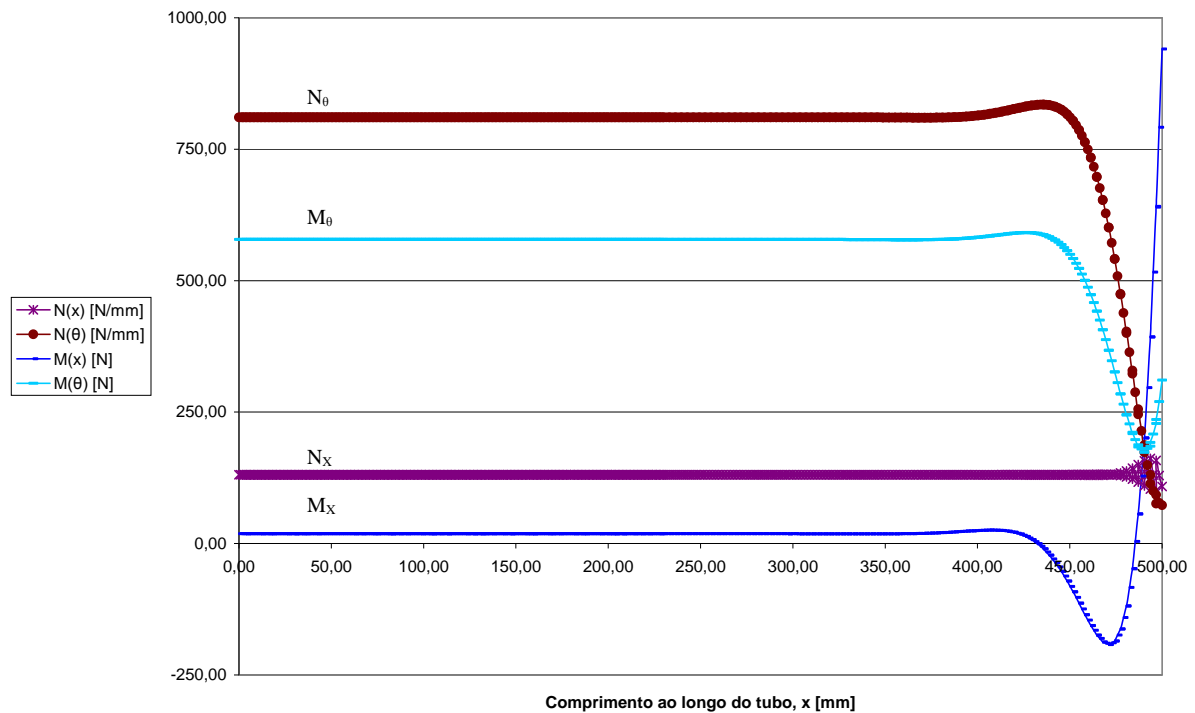


Figura 4.27 – N_{θ} , N_X , M_{θ} e M_X ao longo do tubo para a situação descrita em 4.6.4.

4.7 – RESUMO ANALÍTICO DOS RESULTADOS

Dadas as configurações simuladas anteriormente, é possível nomeá-las, na ordem em que aparecem, da seguinte forma:

Caso 1 – Configuração Inicial (Seções 3.2 e 4.1);

Caso 2 – Redução na Espessura da Camada de Reforço (Seção 4.2);

Caso 3 – Deslocamento de Translação Longitudinal Livre em $x = 0$ (Seção 4.3);

Caso 4 – Maior Segmentação e Resistência no Concentrador de Tensões (Seção 4.4);

Caso 5 – Eliminação do Ressalto Geométrico Criando Segmento Modificado (Seção 4.5);

Caso 6 – Aumento da Extensão do Trecho Modificado (Seção 4.6).

E cada um dos seis casos anteriores pode ser dividido pelas situações:

- a) Simulação Utilizando Propriedades Retiradas da Literatura e Utilizando o Critério de Falha de Tsai-Hill;
- b) Simulação Utilizando Propriedades Retiradas da Literatura e Utilizando o Critério de Falha de Hoffman;
- c) Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Utilizando o Critério de Falha de Tsai-Hill;
- d) Simulação Utilizando Propriedades Estimadas pela Regra das Misturas e Utilizando o Critério de Falha de Hoffman.

Os resultados foram condensados na Tabela 4.3:

Tabela 4.3 – Resumo dos resultados.

Situação (a)	Caso 1	Caso 2	Caso 3	Caso 4	Caso 5	Caso 6
P_{falha} [MPa]	5,05	5,46	5,75	5,91	6,32	5,46
Posição x [mm]	298	500	283,7	500	295	203,8
Camada falha	12	24	2	4	12	12

Situação (b)	Caso 1	Caso 2	Caso 3	Caso 4	Caso 5	Caso 6
P_{falha} [MPa]	4,96	5,12	5,77	5,97	6,05	5,46
Posição x [mm]	330	500	283,7	500	292,4	203,8
Camada falha	1	1	2	4	6	12

Situação (c)	Caso 1	Caso 2	Caso 3	Caso 4	Caso 5	Caso 6
P_{falha} [MPa]	6,57	5,56	5,69	6,83	6,84	6,87
Posição x [mm]	330	500	288	230	301,1	213,9
Camada falha	1	2	2	2	2	2

Situação (d)	Caso 1	Caso 2	Caso 3	Caso 4	Caso 5	Caso 6
P_{falha} [MPa]	4,42	4,66	5,1	6,06	6,02	5,48
Posição x [mm]	330	500	330	230	283,7	197,7
Camada falha	1	1	1	1	1	1

O Caso 1 apresentou, no geral, as melhores correlações com o resultado experimental. Para as Situações (a) e (b), os resultados foram 11% e 9% maior, respectivamente. A utilização das propriedades tiradas da regra das misturas trouxe uma excelente correlação com o resultado experimental (97%) na Situação (d), quando foi utilizado o critério de

falha de Hoffman, porém com Tsai-Hill (Situação (c)), o resultado simulado foi 44% maior.

Como não foi possível saber com precisão a espessura apresentada pelos tubos na região da junção, a configuração foi variada no Caso 2, apresentando pressões de ruptura até 25% acima da experimental, porém, a Situação (d) foi a que apresentou a melhor correlação com o resultado experimental, 98%, dentre todas as realizadas neste trabalho.

Na situação analisada experimentalmente, não havia a situação de deslocamento de translação longitudinal livre (i.e., condição de contorno em $x = 0$ com u livre), como proposto no Caso 3. Contudo, como é possível que isso ocorra em uma linha de tubos, a situação foi estudada, e mostrou que essa não restrição causou um aumento na pressão de ruptura para todas as situações.

Como na prática a transição entre o segmento normal de um tubo e o segmento reforçado pela junção pode ocorrer de forma mais suave, sem um brusco concentrador de tensões como o proposto nas simulações, a modificação de trechos em torno desse ponto permitiu verificar que, evitando-se a falha nesse ponto, a pressão de falha é, no mínimo, 34% maior, como se tem no Caso 4, quando comparado ao resultado mais conservador (Caso 1(d)).

Já a retirada completa desse ressalto geométrico, que se deu pela modificação do segmento da junção no Caso 5, aumentaria a pressão de falha para valores 36% maiores, no mínimo.

Modificando os segmentos onde há oscilações das resultantes de tensão e momento fletor, como feito no Caso 6, é possível forçar que a falha ocorra no segmento inicial. Na região, as tensões atuantes são mais próximas às tensões de membrana.

Seguindo a norma ASTM D 2290-00, Barros [13] realizou cinco ensaios de resistência à tração circunferencial em anéis extraídos dos tubos (Figuras 1.5 e 1.6). Os anéis são inseridos no disco bi-partido com suas metades tracionadas em sentidos opostos, gerando tensões normais de tração circunferenciais (σ_θ) na parede dos anéis. A tensão circunferencial média que causou a ruptura dos anéis foi $\sigma_\theta = 141,7$ MPa, com coeficiente de variação de 2,8%. A partir deste resultado, igualando-se σ_θ com a tensão circunferencial de membrana que atua na parede do tubo, $(P \cdot R) / t$, quando este é pressurizado internamente com uma pressão P , sendo o raio $R = 150$ mm e a espessura da parede do tubo $t = 5,7$ mm, pode-se estimar a pressão de falha do tubo, utilizando-se a Eq. (2.30).

Substituindo-se os valores de R , t e σ_{θ} obtêm-se $P = 5,39$ MPa. Neste caso, são desprezados os momentos fletores circunferenciais que atuam no tubo.

Essa pressão obtida a partir da média dos ensaios de resistência à tração circunferencial dos anéis apresenta uma correlação de 99% com os resultados obtidos no Caso 6. Por sua vez, os do Caso 6 apresentaram correlação de 80% com o resultado experimental dos ensaios de pressão hidrostática (um bom resultado, já que no experimental há atuação de resultantes de momento fletor contribuindo para diminuir a pressão de ruptura). A exceção nesse Caso foi a Situação (c), na qual se utiliza o critério de falha de Tsai-Hill, onde a pressão de falha ficou destoante dos outros resultados, discrepância recorrente para quase todos os casos nessa Situação.

O critério de Tsai-Hill mostrou-se bem mais instável que o de Hoffman, apresentando diferenças de até 30% quando comparadas às pressões de falha utilizando-se propriedades da literatura e da regra das misturas (ver resultados para o Caso 1, Situações (a) e (c)), contra 13% de Hoffman (ver resultados para o Caso 3, Situações (b) e (d)).

Em geral, Hoffman mostrou-se também mais conservativo que Tsai-Hill, apresentando pressões teóricas menores para o momento da falha.

As Situações (d) e (b) e (a), nessa ordem, apresentaram resultados mais próximos aos experimentais, em média.

Nos experimentos [13], esta falha corresponde à pressão (P) no início do vazamento dos tubos. Uma imagem da superfície interna de um dos tubos, após o ensaio destrutivo de pressão interna (P), é mostrada na Fig. 4.28. Percebe-se nesta imagem que a falha ocorre longitudinalmente, como era de se esperar, devido à ação de tensões normais de tração circunferenciais (σ_{θ}), e em região próxima ao engastamento.

Essa trinca na superfície interna corresponde a uma falha na barreira química, camadas 1 e 2, estando de acordo com a maioria dos casos simulados pelo COMPSHELL.

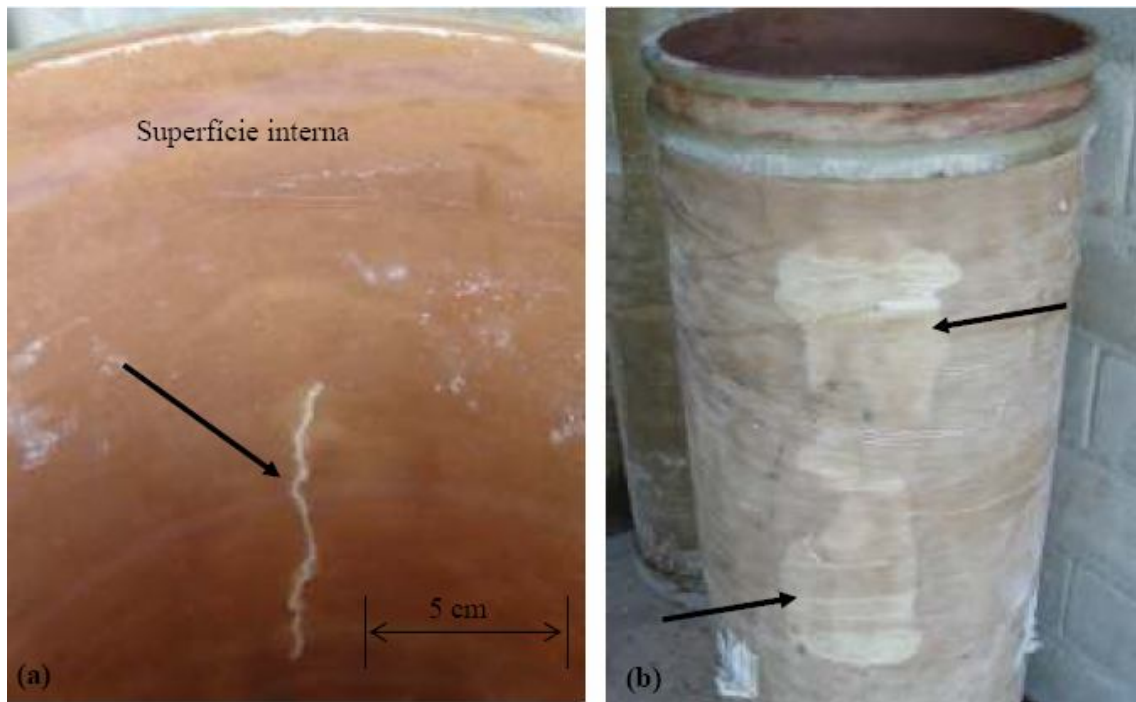


Figura 4.28 [13] – Trinca na superfície interna (a); mancha provocada pelo vazamento (b).

5 – CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

5.1 – CONCLUSÕES

Para tubos em PRFV, com parede de espessura $t = 5,7$ mm e adição de areia quartzoza como carga de adição (*filler*), DN = 300 mm, e usando-se nas simulações numéricas as propriedades elásticas estimadas pela regra das misturas para suas camadas bobinadas (compósito resina poliéster / fibra de vidro-E contínua, $V_F = 0,46$), o critério de falha de Hoffman foi sempre mais conservativo que o de Tsai-Hill, bem como mais próximo da média dos valores experimentais ($P_{Fexp} = 4,55$ MPa, c/ desvio padrão de 0,26 MPa).

Usando-se as propriedades elásticas retiradas da literatura, para o mesmo compósito, os resultados para os dois critérios de falha utilizados ficaram bastante próximos entre si, porém, não foram os resultados mais próximos dos valores experimentais.

Com isso, observa-se que os melhores resultados para as configurações utilizadas neste trabalho foram, em termos de maior correlação com os resultados experimentais, obtidos com as propriedades estimadas pela regra das misturas e utilizando-se o critério de falha de Hoffman para as simulações (Situação (d), detalhadas no Capítulo 4).

De acordo com o critério de falha de Hoffman, todas as alterações promovidas (Casos 2-6) tiveram como consequência um aumento na pressão de falha teórica (P_{Fteo}) com relação ao Caso 1.

O mesmo observa-se para o critério de falha de Tsai-Hill quando na Situação (a), mas não se repete na Situação (c).

A Situação (c), com as propriedades estimadas pela regra das misturas e utilizando-se o critério de falha de Tsai-Hill para as simulações, apresentou ainda os resultados mais distantes dos experimentais para quase todos os casos.

Observou-se que a pressão de falha máxima teórica foi obtida no Caso 6 (c), com $P_{falha} = 6,87$ MPa (Tsai-Hill); e a pressão de falha mínima teórica foi obtida no Caso 1 (d), com $P_{falha} = 4,42$ MPa (Hoffman).

A melhor correlação entre as pressões de falha teórica e experimental foi obtida no Caso 2 (d), com $P_{Fteo} = 4,66$ MPa e $P_{Fexp} = 4,55$ MPa.

Observou-se ótima correlação (98-99%) entre as pressões de ruptura teóricas obtidas no Caso 6 (a), (b) e (d), onde as tensões atuantes na região da falha são mais próximas às tensões de membrana, e a pressão de ruptura obtida a partir da média dos ensaios de resistência à tração circunferencial de anéis retirados dos tubos (5,39 MPa). Estes

resultados credenciam estes ensaios de resistência como ótima alternativa com relação a testes hidrostáticos, pois são bem mais econômicos, apesar de desconsiderar momentos fletores resultantes dos engastamentos.

Em praticamente toda a extensão dos tubos simulados nas Situações de (a) a (d), em todos os Casos (1 a 6), há resultantes de momentos fletores circunferenciais (M_θ) que guardam uma proporcionalidade com as resultantes de tensão circunferencial (N_θ), como observa-se pelos gráficos, sugerindo que M_θ sofre efeitos secundários de N_θ . Estes momentos fletores são induzidos pelas deformações circunferenciais, tendo em vista que o elemento B_{22} da matriz [B] (ver eq. 2.24) é diferente de zero (i.e. $B_{22} \neq 0$), o que ocorre em laminados não simétricos [1, 4, 27, 28, 32].

Nos trechos em que M_θ é uniforme (aproximadamente entre $x = 0$ e 250 mm), sua magnitude variou, conforme o Caso, entre 20% e 50% do valor de pico da resultante de momento fletor meridional (M_x), que ocorre no engastamento em $x = 500$ mm, sendo que no Caso 2, em todas as Situações, e no Caso 4, Situações (a) e (b), a falha ocorreu exatamente no local de pico de M_x , conforme detalhado na Tabela 4.3.

Em tubulações de parede isotrópica ou laminada simetricamente, a matriz [B] é nula e N_θ não induz M_θ [23, 24, 25, 26, 32].

As mudanças nas configurações das simulações buscando mascarar os efeitos dos picos das resultantes de tensão e momento fletor, reforçando ou modificando os segmentos onde ocorrem, mostrou que há um aumento na pressão de ruptura teórica de falha nesses casos. Ou, analogamente, que a pressão de ruptura teórica diminui quando os picos de resultante de tensão e momento fletor atuam em segmentos sem reforço ou modificação. Isso mostra a importância de não se desprezar seus efeitos, tendo o MEF como uma ferramenta disponível com grande aplicabilidade nestes casos.

O programa COMPSHELL, que usa o MEF para cascas finas, mostrou-se confiável, com correlação de até 97% com os experimentos de pressão hidrostática de falha. De acordo com a norma ANSI/AWWA C950-01, o dimensionamento de tubos de PRVF baseia-se em testes experimentais, que são caros, e em fatores de segurança. Assim, há claras indicações que a análise feita com o programa COMPSHELL é muito interessante, pois produziu resultados ótima correlação com os testes de pressurização. Adicionalmente, o programa leva em conta os momentos fletores (induzidos em locais onde há variações bruscas de espessura e engastamentos, e também devido ao fato da parede do tubo não ser

simétrica em relação ao plano médio geométrico), além das tensões de membrana, simplesmente, podendo evitar equívocos desconsiderados por simplificações empiricamente utilizadas. O estudo utilizando o MEF pode ainda trazer uma base prévia à fabricação dos tubos, evitando perdas por superdimensionamento.

5.2 – SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A pressão teórica de falha prevista pelo programa COMPSHELL refere-se à pressão (P) que provoca a falha do elemento mais crítico, na camada mais solicitada da parede laminada do tubo. Este tipo de abordagem é conhecido como *first-ply-failure*, FPF, ou teoria da falha da primeira camada [31]. A versão do programa COMPSHELL utilizada está estruturada para obter a pressão de falha (P) associada à FPF. Assim, neste modelo numérico, quando uma das doze camadas falha, as outras onze não necessariamente irão falhar na pressão (P) correspondente à falha da primeira camada. Para detectar se as demais camadas falharão ou não, é necessário fazer a análise conhecida como *last-ply-failure*, LPF. Neste caso, quando uma camada falha as suas propriedades elásticas são degradadas e a pressão de falha inicial é incrementada, para verificar se as camadas intactas suportam pressões mais elevadas, após uma das camadas ter falhado. Em particular, quando a parede laminada é espessa e tem muitas camadas, pode ocorrer da pressão associada a LPF ser superior à de FPF [31], o que poderia ser simulado implementando-se a modificação.

Buscando-se encontrar as propriedades e condições de contorno que reflitam perfeitamente as condições dos tubos e ensaios experimentais nas simulações numéricas, é interessante a realização de ensaios experimentais separadamente para todas as camadas do laminado, uma a uma (podendo-se até usar os ensaios de resistência à tração circunferencial em anéis, que apresentou ótimos resultados no trabalho analisado), caracterizando-as. Seria possível também se implementarem transições suaves nas regiões com alterações de espessura conforme seja observado na situação real, usando um programa de elementos finitos que inclua esta possibilidade, evitando concentradores de tensão artificiais.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] LEVY NETO, F; PARDINI, L. C., **Compósitos Estruturais – Ciência e Tecnologia**, Editora Edgard Blücher, São Paulo, 2006.
- [2] LEVY NETO, F., **The behavior of Externally Pressurizes Composite Domes**, Ph. D. Dissertation Thesis, Department of Mechanical Engineering University of Liverpool, 1991.
- [3] ALMEIDA, J. F. F. A., Caracterização de Tubos Compósitos por Microscopia Digital. In: XIV SEMINÁRIO DE INICIAÇÃO CIENTÍFICA DA PUC-RIO, 2006, Rio de Janeiro. **Resumos...** p. 1-8.
- [4] BROUTMAN, L. J.; KROCK, R. H. **Modern composite materials**. Reading: Addison Wesley.
- [5] AWWA, **Fiberglass Pipe Design Manual – M45**. USA, American Water Works Association, 1999.
- [6] PETROFISA. **Soluções em PRFV**. Apresenta generalidades sobre tubos em PRFV. Disponível em <<http://www.petrofisa.com.br/produtos/tubos/>>. Acesso em: 25 setembro 2007.
- [7] ABCol. **Soluções em Compósitos**: Compósitos o material do futuro. Disponível em <<http://www.abcol.com.br/compositos.html>>. Acesso em: 19 agosto 2007.
- [8] BRASIL, Departamento Nacional de Infra-Estrutura de Transportes – DNIT. **NORMA 094/2006 – EM**: Tubo de Poliéster Reforçado com Fibra de Vidro (PRFV) para Drenagem Rodoviária – Especificação de Material. Rio de Janeiro: IPR, 2006.
- [9] ZAPAROLLI, D., Tubos: Plásticos sucedem os metais em segmento de alta pressão. **Revista Plástico Moderno**, Edição nº 394, agosto 2007. Disponível em <<http://www.plastico.com.br/revista/pm394/tubos3.html>>. Acesso em: 07 janeiro 2008.

- [10] PETROFISA. **Tubos e Conexões em PRFV e RPVC**: Catálogo de Produto. Instalações Industriais. Disponível em <http://www.petrofisa.com.br/downloads/tubos_industriais.pdf>. Acesso em: 25 setembro 2007.
- [11] TUPA, N, **Utilização de Geossintéticos Para Proteção de Tubulações Pressurizadas Enterradas**, Tese de Doutorado, Universidade de Brasília, Brasília – DF, 2006.
- [12] FREIRE Jr, R. C. S., **Estudo da Prevenção de Falha por Fadiga em Laminados de Plástico Reforçado com Fibras de Vidro**. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Norte, 2001.
- [13] BARROS, G. A., **Tubulações de PRFV com Adição de Areia quartzosa Visando sua Aplicação na Indústria do Petróleo**, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Norte, Natal – RN, 2007.
- [14] SALIBI, Z., **Performance of Reinforced Thermosetting Resin Pipe Systems in Desalination Applications: a Long-term Solution to Corrosion - The Arabian Gulf Example**. Elsevier, Lebanon, 2001.
- [15] POLYPLASTER. **Divulgação de produtos e serviços**. Disponível em <www.polyplaster.com.br/downloads/arquivos/47.pdf>. Acesso em: 04 novembro 2007.
- [16] ASTM. **Standard Test Method for Apparent Hoop Tensile Strength of Plastic or Reinforced Plastic Pipe by Split Disk Method**, D 2290 – 04. West Conshohocken, Pennsylvania, 2004. Reprinted from the Annual Book of ASTM Standards.
- [17] HOLLIDAY, L. **Composite materials**. Amsterdam: Elsevier, 1966.
- [18] ZAGAINOV, G I; LOZINO-LOZINSKY, G E. **Composite materials in aerospace design**. London: Chapman & Hall/CRC, 1996.

- [19] ROSATO, D. V.; GROVE, C. S. **Filament Winding: Its Development, Manufacture, Applications, and Design**, In: Polymer engineering and technology, Interscience, New York, 1964.
- [20] OWENS CORNING. **Informação de Produto**: Roving de Fibra de Vidro Advantex® Type 30® - 111A. Roving Contínuo para Enrolamento ou Filament Winding, Pultrusão e Tecelagem. Disponível em <<http://www.owenscorning.com.br/111a.asp>>. Acesso em: 12 dezembro 2007.
- [21] MOAVENI, S., **Finite Element Analysis-Theory and Application with ANSYS**, Prentice Hall Inc., New Jersey, 1999.
- [22] CARVALHO, O.; MARINUCCI, G.; ROSSI, J. L., Avaliação de Desempenho de Tubos de Compósito Polimérico Comparando Respostas do Método de Elementos Finitos e do Ensaio Hidrostático. In: 17º CBECIMat – CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA E CIÊNCIA DOS MATERIAIS, 15 a 19 de Novembro de 2006, Foz do Iguaçu, PR, Brasil. **Anais...** p. 3884-3894.
- [23] THOMAZI, C. T., **Comportamento Mecânico de Dutos Metálicos Reparados com Materiais Compósitos**, Dissertação de Mestrado, Universidade de Brasília, Brasília – DF, 2006.
- [24] FALUHELYI, P., **Análise de Tensões em Tubulações com e sem Reparo Compósito, Submetidas a Pressões Hidrostáticas Internas**, Dissertação de Mestrado, Universidade de Brasília, Brasília – DF, 2006.
- [25] FALUHELYI, Peter; LEVY NETO, Flamínio. Simulação numérica do comportamento mecânico de tubos poliméricos de parede fina submetidos à pressão interna. **Matéria (Rio J.)**, Rio de Janeiro, v.11, n.3, 2006. Disponível em: <http://www.scielo.br/scielo.php?script=sci_arttext&pid=S1517-70762006000300020&lng=en&nrm=iso>. Acesso em: 07 janeiro 2008. doi: 10.1590/S1517-70762006000300020.

- [26] SILVA, R. F., **Análise de Tensões em Tubulações Compósitas Híbridas**, Projeto de Graduação, Universidade de Brasília, Brasília – DF, 2006.
- [27] JONES, R.M., **Mechanics of Composite Materials**, Mc Graw-Hill, New York, 1975.
- [28] MENDONÇA, P. T. R. **Materiais Compostos e Estruturas-Sanduíche, Projeto e Análise**. Editora Manole, 1^a. ed., 2005
- [29] HIBBELER, R. C. **Resistência dos Materiais**. 3. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2000. p. 336-338, ISBN 85-216-1228-1
- [30] MISTRY, J. e LEVY NETO, F., **A Procedure For Analyzing the Strength of Composite Domes by Axisymmetric Shell Finite Elements**, Composites Engineering, vol.3, N°1, 1994.
- [31] DANIEL, I. M.; ISHAI, O., **Engineering Mechanics of Composite Materials**. 2nd. ed. New York: Oxford University Press, 2006. p. 374-377.
- [32] HOA, S. V., **Analysis for Design of Fiber Reinforced Plastic Vessels and Pipings**. Lancaster, Pennsylvania: Technomic Publishing Co. Inc., 1991.
- [33] PETROFISA. **Tubos e Conexões em PRFV e RPVC**: Catálogo de Produto. Açúcar e Álcool. Disponível em <http://www.petrofisa.com.br/downloads/tubos_acucar_e_alcool.pdf>. Acesso em: 25 setembro 2007.
- [34] GIBSON, R. F., **Principles of Composite Material Mechanics**. Mc Graw-Hill, New York, 1994.
- [35] AWWA. **Standard for Fiberglass Pressure Pipe**, C950-01. Denver: Colorado, 2001.
- [36] ASTM. **Standard Practice for Underground Installation of “Fiberglass” (Glass-Fiber Reinforced Thermosetting-Resin) Pipe**, D 3839 – 94a. West Conshohocken, Pennsylvania, 1994. Reprinted from the Annual Book of ASTM Standards.

[37] ASTM. **Standard Specification for “Fiberglass” (Glass-Fiber-Reinforced Thermosetting-Resin) Pressure Pipe**, D 3517 – 06. New York, 2006.

[38] ASTM. **Standard Specification for Filament-Wound “Fiberglass” (Glass-Fiber-Reinforced Thermosetting-Resin) Pipe**, D 2996 – 01. West Conshohocken, Pennsylvania, 2001.

[39] EDRA. **Tubos PRFV com liner termofixo**: Normas e documentos aplicáveis. Disponível em < <http://www.edra.com.br/prfv.php> >. Acesso em: 23 agosto 2008.

APÊNDICES

A – 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.

B – ENTRADA DE DADOS UTILIZADA PELO PROGRAMA COMPSHELL

Para exemplificar os arquivos de entrada de dados do software COMPSHELL, segue o arquivo que foi utilizado para o Caso 1 (a):

```
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,
3      6:Tsai-Wu strain, 7:Owen, 8:All) ?
2      Number of segments ?
0.000000E+00 Starting x co-ord. of the structure ?
1.500000E+02 Starting r co-ord. of the structure ?
          *****Segment No. 1*****
1.0      Type (1: cone/cylinder, 2: toroid/sphere) ?
114.0    Number of elements in the segment ?
1.000000E+00 Step ratio (>1 for incr. and <1 for decr) ?
3.300000E+02 x co-ord. of the end of the segment ?
1.500000E+02 r co-ord. of the end of the segment ?
y      Is the composition of this segment new (Y/N) ?
12      Number of layers ?
y      Layer : 1 New properties (Y/N) ?
1.300000E+00 Density ?
3.700000E-01 Thickness ?
3.350000E+03 Youngs Modulus, E11 ?
3.350000E+03 Youngs Modulus, E22 ?
3.500000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
1.350000E+03 Shear Modulus, G12 ?
6.500000E+01 Ultimate strength in tension, X1T ?
1.700000E+02 Ultimate strength in compression, X1C ?
6.500000E+01 Ultimate strength in tension, X2T ?
1.700000E+02 Ultimate strength in compression, X2C ?
4.500000E+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) ?
 1.800000E+00 Density ?
 2.390000E+00 Thickness ?
 8.000000E+03 Youngs Modulus, E11 ?
 8.000000E+03 Youngs Modulus, E22 ?
 2.000000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
 3.330000E+03 Shear Modulus, G12 ?
 1.330000E+02 Ultimate strength in tension, X1T ?
 1.330000E+02 Ultimate strength in compression, X1C ?
 1.330000E+02 Ultimate strength in tension, X2T ?
 1.330000E+02 Ultimate strength in compression, X2C ?
 6.650000E+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 : 3 New properties (Y/N) ?
 1.800000E+00 Density ?
 1.050000E+00 Thickness ?
 3.350000E+03 Youngs Modulus, E11 ?
 3.350000E+03 Youngs Modulus, E22 ?
 3.500000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
 1.350000E+03 Shear Modulus, G12 ?
 6.500000E+01 Ultimate strength in tension, X1T ?
 1.700000E+02 Ultimate strength in compression, X1C ?
 6.500000E+01 Ultimate strength in tension, X2T ?

1.700000E+02 Ultimate strength in compression, X2C ?
 4.500000E+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 : 4 New properties (Y/N) ?
 1.870000E-03 Density ?
 1.050000E-01 Thickness ?
 3.500000E+04 Youngs Modulus, E11 ?
 1.040000E+04 Youngs Modulus, E22 ?
 8.300000E-02 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
 3.200000E+03 Shear Modulus, G12 ?
 8.200000E+02 Ultimate strength in tension, X1T ?
 6.100000E+02 Ultimate strength in compression, X1C ?
 7.500000E+01 Ultimate strength in tension, X2T ?
 1.330000E+02 Ultimate strength in compression, X2C ?
 3.450000E+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 ?
 8.000000E+01 Winding angle ?
 n Layer : 5 New properties (Y/N) ?
 4 Same as which layer ?
 -8.000000E+01 Winding angle ?
 n Layer : 6 New properties (Y/N) ?
 3 Same as which layer ?
 0.000000E+00 Winding angle ?
 n Layer : 7 New properties (Y/N) ?
 4 Same as which layer ?

8.000000E+01 Winding angle ?
n Layer : 8 New properties (Y/N) ?
4 Same as which layer ?

-8.000000E+01 Winding angle ?
n Layer : 9 New properties (Y/N) ?
4 Same as which layer ?

8.000000E+01 Winding angle ?
n Layer : 10 New properties (Y/N) ?
4 Same as which layer ?

-8.000000E+01 Winding angle ?
n Layer : 11 New properties (Y/N) ?
4 Same as which layer ?

8.000000E+01 Winding angle ?
n Layer : 12 New properties (Y/N) ?
4 Same as which layer ?

-8.000000E+01 Winding angle ?
*****Segment No. 2*****

1.0 Type (1: cone/cylinder, 2: toroid/sphere) ?
84.0 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 ?
1.500000E+02 r co-ord. of the end of the segment ?
y Is the composition of this segment new (Y/N) ?
36 Number of layers ?
y Layer : 1 New properties (Y/N) ?
1.300000E+00 Density ?
3.700000E-01 Thickness ?
3.350000E+03 Youngs Modulus, E11 ?
3.350000E+03 Youngs Modulus, E22 ?
3.500000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
1.350000E+03 Shear Modulus, G12 ?
6.500000E+01 Ultimate strength in tension, X1T ?
1.700000E+02 Ultimate strength in compression, X1C ?
6.500000E+01 Ultimate strength in tension, X2T ?

1.700000E+02 Ultimate strength in compression, X2C ?
4.500000E+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) ?

1.800000E+00 Density ?
2.390000E+00 Thickness ?
8.000000E+03 Youngs Modulus, E11 ?
8.000000E+03 Youngs Modulus, E22 ?
2.000000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
3.330000E+03 Shear Modulus, G12 ?
1.330000E+02 Ultimate strength in tension, X1T ?
1.330000E+02 Ultimate strength in compression, X1C ?
1.330000E+02 Ultimate strength in tension, X2T ?
1.330000E+02 Ultimate strength in compression, X2C ?
6.650000E+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 : 3 New properties (Y/N) ?

1.800000E+00 Density ?
1.050000E+00 Thickness ?
3.350000E+03 Youngs Modulus, E11 ?
3.350000E+03 Youngs Modulus, E22 ?
3.500000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
1.350000E+03 Shear Modulus, G12 ?
6.500000E+01 Ultimate strength in tension, X1T ?

1.700000E+02 Ultimate strength in compression, X1C ?
 6.500000E+01 Ultimate strength in tension, X2T ?
 1.700000E+02 Ultimate strength in compression, X2C ?
 4.500000E+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 : 4 New properties (Y/N) ?
 1.870000E-03 Density ?
 1.050000E-01 Thickness ?
 3.500000E+04 Youngs Modulus, E11 ?
 1.040000E+04 Youngs Modulus, E22 ?
 8.300000E-02 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
 3.200000E+03 Shear Modulus, G12 ?
 8.200000E+02 Ultimate strength in tension, X1T ?
 6.100000E+02 Ultimate strength in compression, X1C ?
 7.500000E+01 Ultimate strength in tension, X2T ?
 1.330000E+02 Ultimate strength in compression, X2C ?
 3.450000E+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 ?
 8.000000E+01 Winding angle ?
 n Layer : 5 New properties (Y/N) ?
 4 Same as which layer ?
 -8.000000E+01 Winding angle ?
 n Layer : 6 New properties (Y/N) ?
 3 Same as which layer ?
 0.000000E+00 Winding angle ?

n Layer : 7 New properties (Y/N) ?
 4 Same as which layer ?
 8.000000E+01 Winding angle ?
 n Layer : 8 New properties (Y/N) ?
 4 Same as which layer ?
 -8.000000E+01 Winding angle ?
 n Layer : 9 New properties (Y/N) ?
 4 Same as which layer ?
 8.000000E+01 Winding angle ?
 n Layer : 10 New properties (Y/N) ?
 4 Same as which layer ?
 -8.000000E+01 Winding angle ?
 n Layer : 11 New properties (Y/N) ?
 4 Same as which layer ?
 8.000000E+01 Winding angle ?
 n Layer : 12 New properties (Y/N) ?
 4 Same as which layer ?
 -8.000000E+01 Winding angle ?
 n Layer : 13 New properties (Y/N) ?
 1 Same as which layer ?
 0.000000E+00 Winding angle ?
 n Layer : 14 New properties (Y/N) ?
 2 Same as which layer ?
 0.000000E+00 Winding angle ?
 n Layer : 15 New properties (Y/N) ?
 3 Same as which layer ?
 0.000000E+00 Winding angle ?
 n Layer : 16 New properties (Y/N) ?
 4 Same as which layer ?
 8.000000E+01 Winding angle ?
 n Layer : 17 New properties (Y/N) ?
 4 Same as which layer ?
 -8.000000E+01 Winding angle ?
 n Layer : 18 New properties (Y/N) ?

3 Same as which layer ?
 0.000000E+00 Winding angle ?
 n Layer : 19 New properties (Y/N) ?
 4 Same as which layer ?
 8.000000E+01 Winding angle ?
 n Layer : 20 New properties (Y/N) ?
 4 Same as which layer ?
 -8.000000E+01 Winding angle ?
 n Layer : 21 New properties (Y/N) ?
 4 Same as which layer ?
 8.000000E+01 Winding angle ?
 n Layer : 22 New properties (Y/N) ?
 4 Same as which layer ?
 -8.000000E+01 Winding angle ?
 n Layer : 23 New properties (Y/N) ?
 4 Same as which layer ?
 8.000000E+01 Winding angle ?
 n Layer : 24 New properties (Y/N) ?
 4 Same as which layer ?
 -8.000000E+01 Winding angle ?
 n Layer : 25 New properties (Y/N) ?
 1 Same as which layer ?
 0.000000E+00 Winding angle ?
 n Layer : 26 New properties (Y/N) ?
 2 Same as which layer ?
 0.000000E+00 Winding angle ?
 n Layer : 27 New properties (Y/N) ?
 3 Same as which layer ?
 0.000000E+00 Winding angle ?
 n Layer : 28 New properties (Y/N) ?
 4 Same as which layer ?
 8.000000E+01 Winding angle ?
 n Layer : 29 New properties (Y/N) ?
 4 Same as which layer ?

-8.000000E+01 Winding angle ?
n Layer : 30 New properties (Y/N) ?
3 Same as which layer ?

0.000000E+00 Winding angle ?
n Layer : 31 New properties (Y/N) ?
4 Same as which layer ?

8.000000E+01 Winding angle ?
n Layer : 32 New properties (Y/N) ?
4 Same as which layer ?

-8.000000E+01 Winding angle ?
n Layer : 33 New properties (Y/N) ?
4 Same as which layer ?

8.000000E+01 Winding angle ?
n Layer : 34 New properties (Y/N) ?
4 Same as which layer ?

-8.000000E+01 Winding angle ?
n Layer : 35 New properties (Y/N) ?
4 Same as which layer ?

8.000000E+01 Winding angle ?
n Layer : 36 New properties (Y/N) ?
4 Same as which layer ?

-8.000000E+01 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) ?
Ring load multipliers at junction 1
0.000000E+00 Axial load multiplier ?
0.000000E+00 Circum. load multiplier ?
0.000000E+00 Radial load multiplier ?
0.000000E+00 Moment load multiplier ?
Ring load multipliers at junction 2

0.000000E+00 Axial load multiplier ?
 0.000000E+00 Circum. load multiplier ?
 0.000000E+00 Radial load multiplier ?
 0.000000E+00 Moment load multiplier ?
 Ring load multipliers at junction 3
 0.000000E+00 Axial load multiplier ?
 0.000000E+00 Circum. load multiplier ?
 0.000000E+00 Radial load multiplier ?
 0.000000E+00 Moment load multiplier ?
 1 Number of Load/pressure history points ?
 7.000000E+00 Point 1 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 ?
 1 w :(1 free, 0 constrained) ?
 0 Rotation :(1 free, 0 constrained) ?
 0.000000E+00 Prescribed value of Rotation ?
 n Are there any constraints at junction 2 ?
 y Are there any constraints at junction 3 ?
 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 ?

C – CÓDIGO PARA CÁLCULO DA MATRIZ [ABBD]

Para o cálculo da matriz [ABBD], foi implementado em linguagem Scilab v4.1.1, o código simples abaixo, baseado na seção 2.1.2 e utilizando as propriedades dos materiais apresentadas nas Tabelas 2.1 e 2.2:

```
//Fausto N. de A. Mesquita
```

```
clc;
```

```
clear all;
```

```
A=0; B=0; D=0; h=0;
```

```
N=12 ; //Número de camadas do laminado, N
```

```
//Para cada camada, entrar com as variáveis em função de N, f(N):
```

```
//Camada 1
```

```
zi(1)=0 ;//Coordenada inicial da espessura da camada[mm]
```

```
zf(1)=0.37 ;//Coordenada final da espessura da camada[mm]
```

```
E1(1)=3.35 ;//Modulo de elasticidade na direção paralela as fibras, E1[GPa]
```

```
E2(1)=3.35 ;//Modulo de elasticidade na direção perpendicular as fibras, E2[GPa]
```

```
v12(1)=0.35 ;//Coeficiente de Poisson com esforço normal na direção das fibras, v12
```

```
v21(1)=0.35 ;//Coeficiente de Poisson com esforço normal na direção perpendicular as  
fibras, v21
```

```
G12(1)=1.35 ;//Módulo de cisalhamento no plano, G12[GPa]
```

```
teta(1)=0 ;//Ângulo de inclinação das fibras, teta[°]
```

```
//Camada 2
```

```
zi(2)=0.37 ;//Coordenada inicial da espessura da camada[mm]
```

```
zf(2)=2.76 ;//Coordenada final da espessura da camada[mm]
```

```
E1(2)=8 ;//Modulo de elasticidade na direção paralela as fibras, E1[GPa]
```

```
E2(2)=8 ;//Modulo de elasticidade na direção perpendicular as fibras, E2[GPa]
```

```
v12(2)=0.2 ;//Coeficiente de Poisson com esforço normal na direção das fibras, v12
```

v21(2)=0.27 ;//Coeficiente de Poisson com esforço normal na direção perpendicular as fibras, v21

G12(2)=3.33 ;//Módulo de cisalhamento no plano, G12[GPa]

teta(2)=0 ;//Ângulo de inclinação das fibras, teta[°]

//Camada 3

zi(3)=0 ;//Coordenada inicial da espessura da camada[mm]

zf(3)=0.37 ;//Coordenada final da espessura da camada[mm]

E1(3)=3.35 ;//Modulo de elasticidade na direção paralela as fibras, E1[GPa]

E2(3)=3.35 ;//Modulo de elasticidade na direção perpendicular as fibras, E2[GPa]

v12(3)=0.35 ;//Coeficiente de Poisson com esforço normal na direção das fibras, v12

v21(3)=0.35 ;//Coeficiente de Poisson com esforço normal na direção perpendicular as fibras, v21

G12(3)=1.35 ;//Módulo de cisalhamento no plano, G12[GPa]

teta(3)=0 ;//Ângulo de inclinação das fibras, teta[°]

//Camada 4

zi(4)=3.81 ;//Coordenada inicial da espessura da camada[mm]

zf(4)=3.915 ;//Coordenada final da espessura da camada[mm]

E1(4)=35 ;//Modulo de elasticidade na direção paralela as fibras, E1[GPa]

E2(4)=10.4 ;//Modulo de elasticidade na direção perpendicular as fibras, E2[GPa]

v12(4)=0.281 ;//Coeficiente de Poisson com esforço normal na direção das fibras, v12

v21(4)=0.083 ;//Coeficiente de Poisson com esforço normal na direção perpendicular as fibras, v21

G12(4)=3.2 ;//Módulo de cisalhamento no plano, G12[GPa]

teta(4)=80 ;//Ângulo de inclinação das fibras, teta[°]

//Camada 5

zi(5)=3.915 ;//Coordenada inicial da espessura da camada[mm]

zf(5)=4.02 ;//Coordenada final da espessura da camada[mm]

E1(5)=35 ;//Modulo de elasticidade na direção paralela as fibras, E1[GPa]

E2(5)=10.4 ;//Modulo de elasticidade na direção perpendicular as fibras, E2[GPa]

v12(5)=0.281 ;//Coeficiente de Poisson com esforço normal na direção das fibras, v12

v21(5)=0.083 ;//Coeficiente de Poisson com esforço normal na direção perpendicular as fibras, v21

G12(5)=3.2 ;//Módulo de cisalhamento no plano, G12[GPa]

teta(5)=-80 ;//Ângulo de inclinação das fibras, teta[°]

//Camada 6

zi(6)=4.02 ;//Coordenada inicial da espessura da camada[mm]

zf(6)=5.07 ;//Coordenada final da espessura da camada[mm]

E1(6)=3.35 ;//Modulo de elasticidade na direção paralela as fibras, E1[GPa]

E2(6)=3.35 ;//Modulo de elasticidade na direção perpendicular as fibras, E2[GPa]

v12(6)=0.35 ;//Coeficiente de Poisson com esforço normal na direção das fibras, v12

v21(6)=0.35 ;//Coeficiente de Poisson com esforço normal na direção perpendicular as fibras, v21

G12(6)=1.35 ;//Módulo de cisalhamento no plano, G12[GPa]

teta(6)=0 ;//Ângulo de inclinação das fibras, teta[°]

//Camada 7

zi(7)=5.07 ;//Coordenada inicial da espessura da camada[mm]

zf(7)=5.175 ;//Coordenada final da espessura da camada[mm]

E1(7)=35 ;//Modulo de elasticidade na direção paralela as fibras, E1[GPa]

E2(7)=10.4 ;//Modulo de elasticidade na direção perpendicular as fibras, E2[GPa]

v12(7)=0.281 ;//Coeficiente de Poisson com esforço normal na direção das fibras, v12

v21(7)=0.083 ;//Coeficiente de Poisson com esforço normal na direção perpendicular as fibras, v21

G12(7)=3.2 ;//Módulo de cisalhamento no plano, G12[GPa]

teta(7)=80 ;//Ângulo de inclinação das fibras, teta[°]

//Camada 8

zi(8)=5.175 ;//Coordenada inicial da espessura da camada[mm]

zf(8)=5.28 ;//Coordenada final da espessura da camada[mm]

E1(8)=35 ;//Modulo de elasticidade na direção paralela as fibras, E1[GPa]

E2(8)=10.4 ;//Modulo de elasticidade na direção perpendicular as fibras, E2[GPa]

v12(8)=0.281 ;//Coeficiente de Poisson com esforço normal na direção das fibras, v12

v21(8)=0.083 ;//Coeficiente de Poisson com esforço normal na direção perpendicular as fibras, v21

G12(8)=3.2 ;//Módulo de cisalhamento no plano, G12[GPa]

teta(8)=-80 ;//Ângulo de inclinação das fibras, teta[°]

//Camada 9

zi(9)=5.28 ;//Coordenada inicial da espessura da camada[mm]

zf(9)=5.385 ;//Coordenada final da espessura da camada[mm]

E1(9)=35 ;//Modulo de elasticidade na direção paralela as fibras, E1[GPa]

E2(9)=10.4 ;//Modulo de elasticidade na direção perpendicular as fibras, E2[GPa]

v12(9)=0.281 ;//Coeficiente de Poisson com esforço normal na direção das fibras, v12

v21(9)=0.083 ;//Coeficiente de Poisson com esforço normal na direção perpendicular as fibras, v21

G12(9)=3.2 ;//Módulo de cisalhamento no plano, G12[GPa]

teta(9)=80 ;//Ângulo de inclinação das fibras, teta[°]

//Camada 10

zi(10)=5.385 ;//Coordenada inicial da espessura da camada[mm]

zf(10)=5.49 ;//Coordenada final da espessura da camada[mm]

E1(10)=35 ;//Modulo de elasticidade na direção paralela as fibras, E1[GPa]

E2(10)=10.4 ;//Modulo de elasticidade na direção perpendicular as fibras, E2[GPa]

v12(10)=0.281 ;//Coeficiente de Poisson com esforço normal na direção das fibras, v12

v21(10)=0.083 ;//Coeficiente de Poisson com esforço normal na direção perpendicular as fibras, v21

G12(10)=3.2 ;//Módulo de cisalhamento no plano, G12[GPa]

teta(10)=-80 ;//Ângulo de inclinação das fibras, teta[°]

//Camada 11

zi(11)=5.49 ;//Coordenada inicial da espessura da camada[mm]

zf(11)=5.595 ;//Coordenada final da espessura da camada[mm]

E1(11)=35 ;//Modulo de elasticidade na direção paralela as fibras, E1[GPa]

E2(11)=10.4 ;//Modulo de elasticidade na direção perpendicular as fibras, E2[GPa]

v12(11)=0.281 ;//Coeficiente de Poisson com esforço normal na direção das fibras, v12

$v_{21}(11)=0.083$;//Coeficiente de Poisson com esforço normal na direção perpendicular as fibras, v_{21}

$G_{12}(11)=3.2$;//Módulo de cisalhamento no plano, G_{12} [GPa]

$teta(11)=80$;//Ângulo de inclinação das fibras, $teta$ [°]

//Camada 12

$z_i(12)=5.595$;//Coordenada inicial da espessura da camada[mm]

$z_f(12)=5.7$;//Coordenada final da espessura da camada[mm]

$E_1(12)=35$;//Modulo de elasticidade na direção paralela as fibras, E_1 [GPa]

$E_2(12)=10.4$;//Modulo de elasticidade na direção perpendicular as fibras, E_2 [GPa]

$v_{12}(12)=0.281$;//Coeficiente de Poisson com esforço normal na direção das fibras, v_{12}

$v_{21}(12)=0.083$;//Coeficiente de Poisson com esforço normal na direção perpendicular as fibras, v_{21}

$G_{12}(12)=3.2$;//Módulo de cisalhamento no plano, G_{12} [GPa]

$teta(12)=-80$;//Ângulo de inclinação das fibras, $teta$ [°]

//CALCULANDO ABBD

for i = 1:N

$h=h+(z_f(i)-z_i(i))$; //cálculo da espessura total do compósito

//cálculo da matriz Q

$Q(1,1,i)=E_1(i)/(1-v_{21}(i)*v_{12}(i))$;

$Q(1,2,i)=(v_{12}(i)*E_2(i))/(1-v_{21}(i)*v_{12}(i))$;

$Q(2,1,i)=(v_{12}(i)*E_2(i))/(1-v_{21}(i)*v_{12}(i))$;

$Q(2,2,i)=E_2(i)/(1-v_{21}(i)*v_{12}(i))$;

$Q(3,3,i)=G_{12}(i)$;

$m(i)=\cos(teta(i)/57.295)$;

$n(i)=\sin(teta(i)/57.295)$;

//matriz de transformação T

$T(1,1,i)=m(i)*m(i)$;

```

T(1,2,i)=n(i)*n(i);
T(1,3,i)=2*m(i)*n(i);
T(2,1,i)=n(i)*n(i);
T(2,2,i)=m(i)*m(i);
T(2,3,i)=-2*m(i)*n(i);
T(3,1,i)=-m(i)*n(i);
T(3,2,i)=m(i)*n(i);
T(3,3,i)=m(i)*m(i)-n(i)*n(i);

//cálculo da matriz Q BARRA (QB)
QB(:,i)=inv(T(:,i))*Q(:,i)*inv(T(:,i)');

//cálculo da matriz ABBD
A=A+(QB(:,i)*(zf(i)-zi(i)));
B=B+1/2*(QB(:,i)*(zf(i)^2-zi(i)^2));
D=D+1/3*(QB(:,i)*(zf(i)^3-zi(i)^3));

end
ABBD=[A,B;B,D]

```