

MESTRADO

**ESTUDO DO COMPORTAMENTO MECÂNICO
DE DUTOS DE AÇO COM REPAROS
COMPÓSITOS HÍBRIDOS**

Por,
Bruna Adriano de Felippes

Brasília, 26 de Março de 2010.

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA

FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

**ESTUDO DO COMPORTAMENTO MECÂNICO DE DUTOS
DE AÇO COM REPAROS COMPÓSITOS HÍBRIDOS**

BRUNA ADRIANO DE FELIPPES

ORIENTADOR: FLAMÍNIO LEVY NETO

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM CIÊNCIAS MECÂNICAS.

PUBLICAÇÃO: ENM DM - 148 A/2010

BRASÍLIA/DF: ABRIL – 2010

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

**ESTUDO DO COMPORTAMENTO MECÂNICO DE DUTOS
DE AÇO COM REPAROS COMPÓSITOS HÍBRIDOS**

BRUNA ADRIANO DE FELIPPES

**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. Dr. Flaminio Levy Neto (ENM-UnB)
(Orientador)

Prof. Dr. Eder Lima de Albuquerque (ENM-UnB)
(Examinador Interno)

Prof. Dr. Willian Taylor Matias Silva (ENC-UnB)
(Examinador Externo)

Prof. Dr. Cosme Roberto Moreira da Silva (ENM/UnB)
(Membro Suplente)

BRASÍLIA/DF, 23 DE ABRIL DE 2010

FICHA CATALOGRÁFICA

FELIPPES, BRUNA ADRIANO DE

ESTUDO DO COMPORTAMENTO MECÂNICO DE DUTOS DE AÇO COM REPAROS COMPÓSITOS HÍBRIDOS [Distrito Federal] 2010.

xvii, 210 x 297mm (ENM/FT/UnB, Mestre, Ciências Mecânicas, 2010).

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

Departamento de Engenharia Mecânica.

1. *tubulações de aço*

2. *reparo híbrido*

3. *material compósito*

I. ENM/FT/UnB

II. Título (série)

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

FELIPPES, B. A. (2010). Estudo do comportamento mecânico de dutos de aço com reparos compósitos híbridos. Dissertação de Mestrado em Ciências Mecânicas, Publicação ENM DM – 148 A/2010, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 203 p.

CESSÃO DE DIREITOS

AUTORA: BRUNA ADRIANO DE FELIPPES

TÍTULO: ESTUDO DO COMPORTAMENTO MECÂNICO DE DUTOS DE AÇO COM REPAROS COMPÓSITOS HÍBRIDOS.

GRAU: Mestre

ANO: 2010

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.

Bruna Adriano de Felippes
SQN 311 Bloco E Apto 206.
70.757-050 Brasília – DF – Brasil.

AGRADECIMENTOS

Gostaria, primeiramente, de agradecer a Deus. Certamente o criador de todas as coisas foi o grande viabilizador, através de forças que o homem desconhece, da escolha deste tema e execução deste projeto.

Agradeço também à minha família, Marcelo (pai), Vera (mãe), Rodrigo (irmão) e Blimp (cachorro) que, com forças psicológicas e emocionais, me fizeram acreditar que o projeto terminaria a tempo. Obrigada pelo amor, paciência, carinho e atenção que vocês sempre me proporcionaram e sei que sempre proporcionarão. Obrigada por vocês existirem e estarem sempre a meu lado.

Agradeço ao meu orientador, Prof. Flaminio Levy Neto e ao Coordenador do Projeto de Reparos de Dutos, Prof. Edson Paulo da Silva, pela paciência e constante disposição em me ajudar e sugerir otimizações no projeto. Agradeço ao professor Jorge pela eterna paciência em me ouvir, tirar minhas dúvidas e me ajudar. Agradeço a todos os meus professores da Universidade de Brasília que, responsáveis pelo meu acréscimo de conhecimentos ao longo do curso, também me ajudaram muito. Agradeço a todos os técnicos do SG-9 pela paciência, carinho e sempre disposição em me ajudar.

Obrigada meus amigos, que sempre me quiseram bem e me apóiam em todos os momentos de minha vida. Obrigada a todos os meus amigos de laboratório (Peter, Roberson, Troina, Alexandre) que, com muitas noites em claro, me ajudaram diretamente a realizar as práticas experimentais. Obrigada Ana Paula, Diego, minha mãe Vera, meu pai Marcelo e meu irmão Rodrigo. Sem a ajuda de vocês a qualidade deste trabalho estaria prejudicada. Obrigada pelos ensinamentos, pela paciência, pelo carinho.

Bruna Adriano de Felippes

RESUMO

ESTUDO DO COMPORTAMENTO MECÂNICO DE DUTOS DE AÇO COM REPAROS COMPÓSITOS HÍBRIDOS

Autora: Bruna Adriano de Felippes

Orientador: Flaminio Levy neto

Programa de Pós Graduação em Ciências Mecânicas

Brasília, abril de 2010

Em nível mundial, tubulações de aço desempenham papéis fundamentais nos diversos setores industriais. Contudo, qualquer tipo de duto está sujeito a desgastes em sua superfície devido à corrosão. Neste sentido, técnicas que viabilizem o reparo rápido e confiável de dutos são de fundamental importância para aumentar sua vida útil, prevenir acidentes, minimizar danos ambientais e permitir a manutenção da eficiência dos mesmos após serem reparados. Reparos com materiais compósitos estão tendo grande destaque no mercado internacional devido à sua alta eficiência, baixo peso e custo acessível.

Estudos anteriores, presentes na literatura, sugerem que os materiais ideais para reparo de tubulações de aço são carbono/epóxi e vidro/epóxi, sendo que a solução mais vantajosa encontrada até o presente momento, em relação à configuração constituinte do reparo compósito em tubos de aço carbono, consiste em mesclar, no mesmo laminado, camadas de fibras de vidro com camadas de fibras de carbono, formando um reparo híbrido cujo dimensionamento ideal e número de lâminas de cada tipo de fibra devem ser cuidadosamente estudados para cada caso específico.

Com o objetivo de obter informações de interesse tecnológico para setores industriais que necessitem executar manutenção preventiva em tubulações e realizar reparos emergenciais em caso de necessidade, obter-se-á soluções otimizadas de constituição e dimensionamento do reparo híbrido em material compósito, utilizado em tubos industriais de ampla aplicação no mercado atual.

Para tanto, o trabalho consistirá em análises numéricas em dutos de aço (carbono), com diâmetro e comprimento nominais de 100 mm e 500 mm, respectivamente, que sofreram desgaste na região central, e foram reparados com compósitos de resina epóxi reforçada com tecidos híbridos (i.e. com camadas reforçadas com fibras de carbono e vidro-E).

Com este trabalho foi possível verificar que o tubo reparado com material compósito híbrido conseguiu restaurar a rigidez e a resistência do tubo em aproximadamente 90%, sendo que a metodologia utilizada para selecionar as dimensões e os materiais adequados de reparo é rápida, eficiente, de baixo custo e depende sempre da situação específica desejada. Portanto, o reparo em análise está projetado para o pior caso de desgaste (60% da espessura original do tubo), para um tubo de aço 1010 e cujas pressões hidrostáticas internas não ultrapassem a pressão de falha calculada.

Palavras-chave: tubulações de aço, reparo híbrido, material compósito

ABSTRACT

MECHANICAL BEHAVIOR OF STEEL PIPES REPAIRED WITH A HYBRID LAMINATE

Autora: Bruna Adriano de Felippes

Orientador: Flaminio Levy neto

Programa de Pós Graduação em Ciências Mecânicas

Brasília, abril de 2010

Worldwide, steel pipes play an important role in many industrial sectors. Meanwhile, any kind of duct is prone to suffer superficial damages due to corrosion. In this sense, techniques which allow fast and reliable repairs of ducts have a fundamental importance to increase the life cycle, avoid accidents, minimize environmental contaminations and to keep their efficiency after the repair. Composite repairs are very important in the international scenario due to their high efficiency, low weight and accessible cost.

According to previous studies in literature carried out at UnB, the ideal composite materials to repair steel pipes are carbon/epóxi and glass/epóxi, composing an hybrid repair, that is the solution most advantageous until the present moment. This repair mixes, in the same laminate, glass fibre layers with carbon fibre layers.

With the objective to obtain information of technological relevance to industrial sectors which need to carry out preventive maintenance and emergencial repairs, a methodology to allow the geometrical parameters and number of layers of the repair will be carefully studied. In this way, the work will consist of numerical analyses in carbon steel pipes, with 100 mm diameter and 500 mm in length, that are damaged in the central region, and had been repaired with a cold cure epoxy resin, adopted as matrix, and hybrid reinforcing layers (carbon and E-glass fiber layers).

With this work it was possible to verify that the repaired pipe with hybrid material restored the rigidity and the resistance of the perfect pipe in 90%, finding the best methodology to select the dimensions and the adequate materials of repair and being the most efficient on low cost repair.

Therefore, the repair in analysis is projected for the worst case of damage (60% of the original pipe thickness), for a steel pipe 1010 and whose internal hydrostatic pressures do not exceed the rupture pressure calculated.

Keywords: steel pipes, hybrid repair, composite materials

Dedicatória

Dedico esta dissertação à minha família que eu tanto amo e que sempre me ajuda em todos os momentos de minha vida, seja num olhar, num gesto, numa palavra, num silêncio. Vocês merecem tudo o que eu puder oferecer. Sem vocês, certamente eu não estaria aqui e não conseguiria executar mais este desafio tão importante para mim.

Bruna Adriano de Felippes.

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	1
1.1 MOTIVAÇÃO	1
1.2 OBJETIVOS.....	7
1.3 METODOLOGIA.....	7
1.4 DESCRIÇÃO DO TRABALHO	8
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	10
2.1 MATERIAIS COMPÓSITOS.....	10
2.1.1 Conceito.....	10
2.1.2 Matérias-Primas.....	12
2.1.3 Propriedades.....	17
2.1.4 Reparo Híbrido: vantagem do acréscimo de fibras de vidro junto às fibras de carbono.....	21
2.1.5 História de Utilização de Materiais Compósitos em áreas de engenharia.....	24
2.1.6 Aplicação e Importância de Materiais Compósitos.....	25
2.2 MODELAGEM MATEMÁTICA	28
2.2.1 Micromecânica.....	28
2.2.2 Macromecânica.....	33
2.2.3 Critérios de falha 2D.....	38
2.2.4 Considerações gerais sobre o programa de elementos finitos Compshell.....	41
3 MATERIAIS E MÉTODOS	43
3.1 MATERIAIS E EQUIPAMENTOS	43
3.1.1 Amostras de tubos de aço (corpos de prova).....	43
3.1.2 Material dos reparos.....	44
3.2 DETALHES DA METODOLOGIA.....	47
3.3 PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS	49
3.3.1 Identificação dos Tubos.....	50
3.3.2 Preparação dos corpos de prova.....	56
3.3.3 Instrumentação dos corpos de prova.....	66
3.3.4 Montagem e fixação dos corpos de prova na Bancada Experimental.....	69
3.3.5 Sistema hidráulico de pressão (mangueiras, conexões, transdutor e bomba hidráulica).....	71
3.3.6 Sistema de aquisição de dados Lynx AqDados 7.02 ADS 2000.....	72
4 RESULTADOS NUMÉRICOS OBTIDOS E ANÁLISE DE RESULTADOS	73
4.1 RESULTADOS NUMÉRICOS UTILIZANDO ELEMENTOS FINITOS: ANÁLISE BASEADA NA PRESSÃO DE FALHA.....	73
4.1.1 Considerações Iniciais.....	73
4.1.2 Seleção de espessura ideal do reparo.....	75
4.1.3 Seleção do comprimento ideal.....	77
4.1.4 Variação do valor da sobre-espessura.....	79
4.1.5 Resultados de Estudos Anteriores (Alencar, 2006; Thomazi, 2006; Felippes, 2007).....	81
4.1.6 Reparo Híbrido.....	83
4.2 RESULTADOS NUMÉRICOS UTILIZANDO ELEMENTOS FINITOS: ANÁLISE BASEADA NO DESLOCAMENTO RADIAL (ESTUFAMENTO E ESTRANGULAMENTO).....	99
4.2.1 Regime de falha.....	99
4.2.2 Regime Elástico para uma pressão hidrostática de 2 MPa (20 bar).....	104
4.2.3 Resultados de estufamento e estrangulamento dos tubos reparados.....	108
4.3 RESULTADOS NUMÉRICOS UTILIZANDO ELEMENTOS FINITOS: ANÁLISE BASEADA NO DESLOCAMENTO AXIAL	113
4.3.1 Regime de falha.....	113
4.3.2 Regime Elástico para uma pressão hidrostática de 2 MPa (20 bar).....	118
4.4 COMPARAÇÃO DAS DEFORMAÇÕES RADIAIS E AXIAIS	122
4.5 RESULTADOS NUMÉRICOS UTILIZANDO ELEMENTOS FINITOS: ANÁLISE BASEADA NAS RESULTANTES DE TENSÃO MERIDIONAL E CIRCUNFERENCIAL	124
4.5.1 Regime de falha.....	124
4.5.2 Regime Elástico para uma pressão hidrostática de 2 MPa (20 bar).....	127
4.6 RESULTADOS NUMÉRICOS UTILIZANDO ELEMENTOS FINITOS: ANÁLISE BASEADA NAS RESULTANTES DE MOMENTO MERIDIONAL E CIRCUNFERENCIAL	134
4.6.1 Regime de falha.....	134
4.6.2 Regime Elástico para uma pressão hidrostática de 2 MPa (20 bar).....	137

4.7	ANÁLISE BASEADA NOS PESOS DOS TUBOS REPARADOS	138
5 RESULTADOS EXPERIMENTAIS E ANÁLISE COMPARATIVA ENTRE RESULTADOS NUMÉRICOS E EXPERIMENTAIS.....141		
5.1	CONSIDERAÇÕES GERAIS	141
5.2	ENSAIO DO TUBO ÍNTEGRO	145
5.2.1	Preparação e execução do ensaio	145
5.2.2	Resultados e análises experimentais.....	145
5.3	ENSAIO DO TUBO DESBASTADO	148
5.3.1	Regime Elástico	148
5.3.2	Regime Plástico	152
5.3.3	Regime de Ruptura.....	160
5.4	ENSAIO DO TUBO REPARADO	169
5.4.1	Regime Elástico	169
5.4.2	Regime de Ruptura.....	175
5.5	COMPARAÇÃO DE RESULTADOS ENTRE OS TUBOS DE AÇO ENSAIADOS ÍNTEGRO, DESBASTADO E REPARADO	187
6 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....191		
REFERÊNCIAS.....195		
ANEXOS.....197		

LISTA DE FIGURAS

1.1	Reparo e manutenção de tubulações da Empresa Owens Corning	3
1.2	Detalhe da moosa.....	4
1.3	Profundidade da moosa	4
1.4	Preparação da superfície com escova de aço.....	4
1.5	Impregnação manual de resina com auxílio de pincel.....	5
1.6	Reparo de vidro/epóxi na tubulação danificada	5
2.1	Composição do material compósito	10
2.2	Classificação dos Materiais Compósitos	11
2.3	Classificação dos Materiais Compósitos segundo Daniel e Ishai (1994)	13
2.4	(a) Fibras unidirecionais contínuas; (b) Fibras descontínuas (picadas) orientadas de modo aleatório; (c) Tecido bidirecional de fibras ortogonais	13
2.5	Tipos de tecidos em fibras (Freitas; Silva, 2005)	14
2.6	Propriedades dos Materiais Compósitos.....	17
2.7	Gráfico tensão x deformação para aço (Hibbeler, 1997)	20
2.8	Alta ductilidade do aço 1010 (Hibbeler, 1997)	21
2.9	Cristais hexagonais de grafite.....	21
2.10	Lâminas de carbono/epóxi e vidro/epóxi formando o reparo híbrido	23
2.11	Representação gráfica do aumento, nos últimos anos, da utilização de materiais compósitos nas indústrias e na fabricação de estruturas em geral.....	25
2.12	Hipóteses simplificadoras da teoria micromecânica	29
2.13	Sistema de coordenadas em uma lâmina de compósito com fibras unidirecionais (Levy Neto e Pardini, 2006)	30
2.14	Laminado compósito e suas lâminas.....	32
2.15	Seção transversal do tubo reparado	37
2.16	Definição de u , w e β no plano médio da parede, em um trecho do tubo	42
3.1	Detalhes geométricos dos corpos de prova.....	43
3.2	Tubo íntegro de aço 1010 utilizado nas tubulações industriais	48
3.3	Tubo danificado em sua região central devido à corrosão	48
3.4	Limpeza do tubo.....	49
3.5	Desbaste de dutos na região danificada, se necessário.....	49
3.6	Tubo reparado com carbono/epóxi	49
3.7	Tubo íntegro com as marcações necessárias para sua identificação geométrica ...	50
3.8	Metodologia de identificação dos tubos	51
3.9	Desenho esquemático do funcionamento do esferômetro.....	52
3.10	(a) Lixamento do material; (b) Polimento metalográfico	55
3.11	Região da espessura: aumento de 200x, ataque de nital em 18 minutos	55
3.12	Furação dos orifícios na tampa	56
3.13	Máquina e processo de Soldagem TIG das tampas no tubo	57
3.14	Método de faceamento da tampa com Torno de faceamento	57
3.15	Torno para desbaste do tubo.....	58
3.16	Corte do tecido de fibra de carbono.....	60
3.17	Recobrimento da superfície do molde com cera.....	61
3.18	(a) Adição de catalisador à solução de epóxi; (b) Mistura de epóxi com catalisador durante 3 minutos para formação da matriz do compósito.....	62
3.19	Impregnação da matriz na primeira camada do laminado	62
3.20	Colocação das camadas do laminado, uma a uma, ao redor do tubo	63
3.21	Colocação do filme de nylon ao redor do tubo.....	63
3.22	Colocação do filme absorvente ao redor do tubo	63
3.23	Colocação do PET ao redor do tubo	64
3.24	Colocação do P.V.C. ao redor do tubo	64

3.25	Colocação do tarugo de P.V.C. no interior do tubo	64
3.26	(a) Colocação da bolsa de vácuo ao redor do tubo; (b) vedação da bolsa de vácuo.....	65
3.27	Acionamento da bomba de vácuo.....	65
3.28	Representação esquemática do processo de impregnação manual com consolidação em bolsa de vácuo.....	66
3.29	Representação esquemática do processo de impregnação manual com consolidação em bolsa de vácuo proposto por Abaris Training (1998)	66
3.30	Colagem dos extensômetros elétricos de resistência com Ester Cianocrilato (Super Bonder)	67
3.31	Corpo de prova instrumentado com extensômetro e conectores	68
3.32	Estrutura física da bancada experimental	69
3.33	(a) Mancais de apoio do tubo de aço; (b) Mancal de engastamento do tubo na extremidade esquerda.....	69
3.34	Colocação do tarugo no interior do tubo a ser ensaiado.....	70
3.35	Fixação aparafusada das duas metades da tampa flangeada	70
3.36	Detalhes da mangueira de aço e do transdutor	71
3.37	Sistema hidráulico de pressão (mangueiras, conexões e bomba hidráulica)	71
3.38	Sistema de aquisição de dados Lynx AqDados 7.02 ADS 2000.....	72
4.1	Desenho esquemático com as dimensões principais do duto analisado.....	74
4.2	Representação esquemática da simulação numérica de um tubo íntegro.....	74
4.3	Representação esquemática da simulação numérica de um tubo íntegro modificado	75
4.4	Análise da variação do comprimento do reparo	78
4.5	Análise da variação da sobre-espessura do reparo.....	79
4.6	Representação esquemática da simulação numérica de um tubo reparado	83
4.7	Gráfico 1 de P_F (MPa) x espessura (mm) do reparo de vidro/epóxi, para o caso de retirar-se uma lâmina de carbono/epóxi.....	84
4.8	Gráfico 2 de P_F (MPa) x espessura (mm) do reparo de vidro/epóxi, para o caso de retirar-se duas lâminas de carbono/epóxi.....	85
4.9	Gráfico 3 de P_F (MPa) x espessura (mm) do reparo de vidro/epóxi, para o caso de retirar-se três lâminas de carbono/epóxi.....	86
4.10	Gráfico 4 de P_F (MPa) x espessura (mm) do reparo de vidro/epóxi, para o caso de retirar-se quatro lâminas de carbono/epóxi	87
4.11	Gráfico 5 de P_F (MPa) x espessura (mm) do reparo de vidro/epóxi, para o caso de retirar-se cinco lâminas de carbono/epóxi	88
4.12	Gráfico 6 de P_F (MPa) x espessura (mm) do reparo de vidro/epóxi, para o caso de retirar-se seis lâminas de carbono/epóxi.....	89
4.13	Gráfico 7 de P_F (MPa) x espessura (mm) do reparo de vidro/epóxi, para o caso de retirar-se sete lâminas de carbono/epóxi.....	90
4.14	Gráfico 8 de P_F (MPa) x espessura (mm) do reparo de vidro/epóxi, para o caso de retirar-se oito lâminas de carbono/epóxi	91
4.15	Gráfico 1 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para tubos íntegros, em regime de falha.....	99
4.16	Gráfico 2 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para tubos desbastados, em regime de falha.....	100
4.17	Gráfico 3 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para tubos reparados, em regime de falha	101
4.18	Gráfico 4 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Alencar, em regime de falha	102
4.19	Gráfico 5 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Thomazi, em regime de falha.....	102
4.20	Gráfico 6 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Felippes, em regime de falha	103
4.21	Gráfico 7 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Híbrido, em regime de falha	103
4.22	Gráfico 8 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para tubos íntegros, regime elástico ($P = 2$ MPa)	104

4.23	Gráfico 9 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para tubos desbastados, regime elástico (P = 2 MPa)	105
4.24	Gráfico 10 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para tubos reparados, regime elástico (P = 2 MPa)	105
4.25	Gráfico 11 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Alencar, regime elástico (P = 2 MPa)	106
4.26	Gráfico 12 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Thomazi, regime elástico (P = 2 MPa)	107
4.27	Gráfico 13 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Felippes, regime elástico (P = 2 MPa)	107
4.28	Gráfico 14 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Híbrido, regime elástico (P = 2 MPa)	108
4.29	Gráfico 15 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para explicação da análise de estufamento e estrangulamento	110
4.30	Gráfico 16 - u (mm) x posição longitudinal (mm) para tubos íntegros, em regime de falha	113
4.31	Gráfico 17 - u (mm) x posição longitudinal (mm) para tubos desbastados, em regime de falha	114
4.32	Gráfico 18 - u (mm) x posição longitudinal (mm) para tubos reparados, em regime de falha	115
4.33	Gráfico 19 - u (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Alencar, em regime de falha	115
4.34	Gráfico 20 - u (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Thomazi, em regime de falha	116
4.35	Gráfico 21 - u (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Felippes, em regime de falha	116
4.36	Gráfico 22 - u (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Híbrido, em regime de falha	117
4.37	Gráfico 23 - u (mm) x posição longitudinal (mm) para tubos íntegros, regime elástico (P = 2 MPa)	118
4.38	Gráfico 24 - u (mm) x posição longitudinal (mm) para tubos desbastados, regime elástico (P = 2 MPa)	119
4.39	Gráfico 25 - u (mm) x posição longitudinal (mm) para tubos reparados, regime elástico (P = 2 MPa)	120
4.40	Gráfico 26 - u (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Alencar, regime elástico (P = 2 MPa)	120
4.41	Gráfico 27 - u (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Thomazi, regime elástico (P = 2 MPa)	121
4.42	Gráfico 28 - u (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Felippes, regime elástico (P = 2 MPa)	121
4.43	Gráfico 29 - u (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Híbrido, regime elástico (P = 2 MPa)	122
4.44	Gráfico 30 - N (N/mm) x posição longitudinal (mm) para tubos íntegros, em regime de falha	124
4.45	Gráfico 31 - N (N/mm) x posição longitudinal (mm) para tubos desbastados, em regime de falha	125
4.46	Gráfico 32 - N (N/mm) x posição longitudinal (mm) para tubos reparados, em regime de falha	126
4.47	Gráfico 33 - N (N/mm) x posição longitudinal (mm) para tubos íntegros, regime elástico (P = 2 MPa)	127
4.48	Gráfico 34 - N (N/mm) x posição longitudinal (mm) para tubos desbastados, regime elástico (P = 2 MPa)	128
4.49	Gráfico 35 - N (N/mm) x posição longitudinal (mm) para tubos reparados, regime elástico (P = 2 MPa)	129
4.50	Gráfico 36 - Nm (N/mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Alencar, regime elástico (P = 2 MPa)	130

4.51	Gráfico 37 - N_c (N/mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Alencar, regime elástico ($P = 2$ MPa).....	131
4.52	Gráfico 38 - N_m (N/mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Thomazi, regime elástico ($P = 2$ MPa).....	131
4.53	Gráfico 39 - N_c (N/mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Thomazi, regime elástico ($P = 2$ MPa).....	132
4.54	Gráfico 40 - N_m (N/mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Felippes ($P = 2$ MPa).....	132
4.55	Gráfico 41 - N_c (N/mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Felippes ($P = 2$ MPa).....	133
4.56	Gráfico 42 - N_m (N/mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Híbrido ($P = 2$ MPa).....	133
4.57	Gráfico 43 - N_c (N/mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Híbrido ($P = 2$ MPa).....	134
4.58	Gráfico 44 - M (N) x posição longitudinal (mm) para tubos íntegros, em regime de falha.....	134
4.59	Gráfico 45 - M (N) x posição longitudinal (mm) para tubos desbastados, em regime de falha.....	135
4.60	Gráfico 46 - M (N) x posição longitudinal (mm) para tubos reparados, em regime de falha.....	136
4.61	Gráfico 47 - M (N) x posição longitudinal (mm) para tubos íntegros, regime elástico ($P = 2$ MPa).....	137
4.62	Gráfico 48 - M (N) x posição longitudinal (mm) para tubos desbastados, regime elástico ($P = 2$ MPa).....	137
4.63	Gráfico 49 - M (N) x posição longitudinal (mm) para tubos reparados, regime elástico ($P = 2$ MPa).....	138
5.1	Tubo íntegro sendo pressurizado em regime elástico.....	145
5.2	Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Circunferencial (μ Strain) para o tubo íntegro em regime elástico.....	146
5.3	Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Axial (μ Strain) para o tubo íntegro em regime elástico.....	146
5.4	Preparação para o ensaio em regime elástico do tubo desbastado.....	148
5.5	Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Circunferencial (μ Strain) para o tubo desbastado em regime elástico.....	149
5.6	Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Axial (μ Strain) para o tubo desbastado em regime elástico.....	149
5.7	Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação $A_{médica}$ (μ Strain) para o tubo desbastado em regime elástico.....	150
5.8	Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Circunferencial (μ Strain) para o tubo desbastado em regime elástico (segundo ensaio).....	151
5.9	Preparação para o ensaio em regime plástico do tubo desbastado.....	152
5.10	Início da pressurização do tubo desbastado e deformação plástica do tubo desbastado.....	152
5.11	Região central do tubo desbastado sofrendo estufamento devido ao aumento de pressão interna.....	153
5.12	(a) Região desbastada antes da deformação plástica permanente; (b) Região desbastada após a deformação plástica permanente.....	153
5.13	Deformação permanente ao longo da região desbastada.....	154
5.14	(a) Deformação da região desbastada praticamente nula próxima à costura; (b) Deformação máxima da região desbastada a 180° da costura.....	154
5.15	Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Circunferencial (μ Strain) para o tubo desbastado em regime plástico.....	155
5.16	Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Circunferencial C1 (μ Strain) para o tubo desbastado em regime plástico.....	156
5.17	Tensão (MPa) x Deformação Circunferencial C1 (μ Strain) para o tubo desbastado em regime plástico.....	158

5.18	Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Axial (μ Strain) para o tubo desbastado em regime plástico	158
5.19	Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Axial A2 (μ Strain) para o tubo desbastado em regime plástico.....	159
5.20	Preparação para o ensaio em regime de ruptura do tubo desbastado já deformado plasticamente	160
5.21	Estufamento máximo na região central no momento da ruptura do tubo.....	161
5.22	Momento da ruptura do tubo desbastado em sua região central	161
5.23	Análise do estufamento e ruptura do tubo em sua posição original de ensaio	162
5.24	Tubo desbastado após alcançar as tensões de escoamento e de ruptura do aço ..	162
5.25	Situação do aparato experimental após a ruptura do tubo desbastado.....	163
5.26	Detalhe do rompimento e das características físicas e de localização do rasgo gerado.....	163
5.27	Análise completa das deformações ocorridas no tubo desbastado após sua ruptura	164
5.28	Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Circunferencial (μ Strain) para o tubo desbastado em regime de ruptura	164
5.29	Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Axial (μ Strain) para o tubo desbastado em regime de ruptura	165
5.30	Preparação para o ensaio em regime elástico do tubo reparado.....	170
5.31	Tubo reparado sendo pressurizado em regime elástico.....	170
5.32	Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Circunferencial (μ Strain) para o tubo reparado em regime elástico	171
5.33	Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Axial (μ Strain) para o tubo reparado em regime elástico	172
5.34	<i>Strain gage</i> localizado muito próximo ao enrugamento do reparo prejudicou os resultados dos primeiros ensaios com tubos reparados	173
5.35	Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Circunferencial (μ Strain) para o tubo reparado em regime elástico (novo ensaio)	173
5.36	Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Axial (μ Strain) para o tubo reparado em regime elástico (novo ensaio)	174
5.37	Colagem adequada do extensômetro, caso seja realizada diretamente no reparo de material compósito	175
5.38	Preparação para ensaio em regime de ruptura do tubo reparado	175
5.39	Início do estufamento da extremidade direita do tubo reparado.....	176
5.40	Início do ensaio experimental com tubo reparado e estufamento do tubo reparado em sua região central	176
5.41	Momento do rompimento do tubo reparado.....	177
5.42	Tubo reparado já rompido e deformado plasticamente	177
5.43	Situação do reparo após o rompimento do tubo	178
5.44	Situação do aparato experimental após o rompimento do tubo, onde se observa novamente a diferença de estufamento entre a extremidade esquerda e direita do tubo	178
5.45	Delaminação do reparo de material compósito	179
5.46	Descolamento do reparo em relação ao tubo após a ruptura do mesmo.....	179
5.47	Ruptura longitudinal do reparo de material compósito.....	180
5.48	Deformação na região da costura praticamente nula, e a aproximadamente 90° da costura, um alto nível de estufamento na região desbastada e de estrangulamento na região onde se localizava a extremidade do reparo.....	181
5.49	Análise completa das deformações ocorridas no tubo reparado após sua ruptura	181
5.50	(a) Situação do tubo após afastar-se o reparo de sua posição original; (b) Visualização do modo de falha, o qual é semelhante ao previsto para tubo de alumínio e típico de situações onde o esforço principal é o circunferencial	182
5.51	Ênfase para o estufamento do tubo na região próxima à tampa e para o estrangulamento exatamente na posição prevista pelo Compshell.....	183
5.52	Detalhamento para o rasgo de ruptura do tubo reparado com ênfase na diminuição da espessura com o estufamento do tubo (devido ao aumento de seu volume na região central)	183

5.53	Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Circunferencial (μ Strain) para o tubo reparado em regime de ruptura.....	184
5.54	Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Axial (μ Strain) para o tubo reparado em regime de ruptura	184
5.55	Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação (μ Strain) para o tubo reparado em regime de ruptura. (a) Plotou-se deformação até o momento do rompimento do tubo de aço; (b) Plotou-se o gráfico com todos os dados experimentais obtidos do início até o final do ensaio	186
5.56	(a) Destruição do o-ring após resistir a altas pressões, onde em vermelho está destacado o estado original do o-ring antes do ensaio; (b) Bom estado do o-ring após o ensaio em regime elástico	189
5.57	Ruptura no tubo reparado de aço 1010	189
6.1	Alguns tubos a serem analisados em projetos da Universidade de Brasília.....	194

LISTA DE TABELAS

2.1	Propriedades de algumas resinas	16
2.2	Propriedades mecânicas médias de materiais importantes de engenharia	18
2.3	Propriedades mecânicas dos principais materiais utilizados no projeto	19
3.1	Parâmetros geométricos e de material dos tubos analisados	44
3.2	Propriedades relevantes dos reagentes utilizados na fabricação do reparo compósito	47
3.3	Tabela de medidas da variação localizada do raio do tubo de aço 1 [mm]	52
3.4	Tabela de medidas da variação localizada do raio do tubo de aço 2 [mm]	52
3.5	Tabela com valores para raios localizados do tubo de aço 1 [mm]	53
3.6	Tabela com valores para raios localizados do tubo de aço 2 [mm]	53
3.7	Tabela de medidas da variação localizada (região desbastada) do raio do tubo de aço [mm]	53
3.8	Tabela com valores para raios localizados do tubo de aço 2 [mm]	53
3.9	Tabela com valores localizados de espessura [mm]	54
3.10	Resultados do Ensaio de Dureza Brinell [HB]	56
3.11	Tabela com as propriedades dos extensômetros utilizados	67
4.1	Resultados obtidos com a análise de variação do comprimento de reparo	78
4.2	Resultados obtidos com a análise de variação da sobre-espessura de reparo	80
4.3	Novas considerações para as hipóteses Alencar e Thomazi e novos resultados	81
4.4	Resultados obtidos para o reparo híbrido, no caso de retirar-se uma lâmina de carbono/epóxi	83
4.5	Resultados obtidos para o reparo híbrido, no caso de retirar-se duas lâminas de carbono/epóxi	85
4.6	Resultados obtidos para o reparo híbrido, no caso de retirar-se três lâminas de carbono/epóxi	86
4.7	Resultados obtidos para o reparo híbrido, no caso de retirar-se quatro lâminas de carbono/epóxi	87
4.8	Resultados obtidos para o reparo híbrido, no caso de retirar-se cinco lâminas de carbono/epóxi	88
4.9	Resultados obtidos para o reparo híbrido, no caso de retirar-se seis lâminas de carbono/epóxi	89
4.10	Resultados obtidos para o reparo híbrido, no caso de retirar-se sete lâminas de carbono/epóxi	90
4.11	Resultados obtidos para o reparo híbrido, no caso de retirar-se oito lâminas de carbono/epóxi	91
4.12	Resultados obtidos para o reparo de vidro/epóxi	93
4.13	Comparação dos resultados para os diferentes valores de espessura de reparo analisados	93
4.14	Resultados para novas análises de variação da espessura do reparo híbrido	94
4.15	Resultados para a Análise 1	95
4.16	Resultados para a Análise 2	96
4.17	Resultados para a Análise 3	96
4.18	Considerações das quatro hipóteses de reparo que serão analisadas e comparadas	97
4.19	Resultados da Análise do Regime de Falha para as quatro hipóteses	98
4.20	Resultados de estufamento do tubo para as quatro hipóteses	111
4.21	Resultados de estrangulamento do tubo para as quatro hipóteses	111
4.22	Comparação dos valores de estufamento e estrangulamento do tubo entre as quatro hipóteses	112
4.23	Resultados do Deslocamento Axial Máximo [mm] do tubo na situação de falha (considerando a pressão de falha)	123
4.24	Resultados do Deslocamento Radial Máximo [mm] do tubo na situação de falha (considerando a pressão de falha)	123

4.25	Comparação das deformações radiais e axiais [$\mu Strain$] do tubo na situação de falha (considerando a pressão de falha)	123
4.26	Análise dos volumes [mm^3] e massas [g] dos diferentes reparos analisados.....	140
5.1	Propriedades dos corpos de prova utilizados na análise experimental	141
5.2	Resultados numéricos obtidos com o Compshell para os tubos íntegro, desbastado e com reparo híbrido	142
5.3	Tipos de Rcal	143
5.4	Tabela dos experimentos realizados com tubos de aço para este projeto	144
5.5	Resultados para o tubo íntegro em regime elástico	147
5.6	Resultados para o tubo desbastado em regime elástico	150
5.7	Resultados da deformação circunferencial para o tubo desbastado (novo ensaio em regime elástico)	151
5.8	Resultados para o tubo desbastado em regime plástico	160
5.9	Resultados para o tubo desbastado em regime de ruptura	167
5.10	Resultados para o tubo reparado em regime elástico	172
5.11	Resultados para o tubo reparado em novo ensaio no regime elástico.....	174
5.12	Resultados para o tubo reparado em regime de ruptura	185

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolos Latinos

$[A]$	Matriz de rigidez no plano	[Pa.m]
$A1$	Deformação axial obtida pelo <i>strain gage</i> 1	[μ Strain]
$A2$	Deformação axial obtida pelo <i>strain gage</i> 2	[μ Strain]
$A3$	Deformação axial obtida pelo <i>strain gage</i> 3	[μ Strain]
At	Deformação axial numérica obtida pelo Compshell	[μ Strain]
$[B]$	Matriz de acoplamento que relaciona tensões com curvatura	[Pa.m ²]
$[D]$	Matriz de rigidez à flexão/torção	[Pa.m ³]
c	Comprimento	[m]
$C1$	Deformação circunferencial obtida pelo <i>strain gage</i> 1	[μ Strain]
$C2$	Deformação circunferencial obtida pelo <i>strain gage</i> 2	[μ Strain]
$C3$	Deformação circunferencial obtida pelo <i>strain gage</i> 3	[μ Strain]
Ct	Deformação circunferencial numérica obtida pelo Compshell	[μ Strain]
D	Diâmetro	[m]
E	Módulo de elasticidade	[Pa]
F	Constante da equação de Hoffman	[Pa ⁻¹]
G	Módulo de cisalhamento	[Pa]
m	Massa	[kg]
M	Resultante de momento	[N]
n	Número total de camadas do laminado	
N	Resultante de tensão no plano do laminado	[N/m]
P	Pressão	[Pa]
Q	Resultante de tensão de cisalhamento transversal	[N/m]
R	Raio do tubo	[m]
S, x	Posição longitudinal	[m]
t	Espessura	[m]
u	Deslocamento axial	[m]
V	Volume	[m ³]
X	Límite de resistência à ruptura	[Pa]
w	Deslocamento radial	[m]
$1-2$	Plano 1-2	
$x-y$	Plano x-y	
z	Posição da camada do laminado no eixo “z”	[m]
a	Distância entre o ponto A e o ponto C	[m]
A	Elementos da matriz $[A]$	
O	Centro da seção transversal do tubo	

Símbolos Gregos

δ	Deslocamento do esfêrometro	[m]
β	Ângulo de rotação do COMPSHELL	°
ρ	Densidade	[m ³ /kg]
σ	Tensão normal	[Pa]
ε	Deformação normal	

Δ	Variação	
π	pi	
θ	Ângulo entre o sistema de coordenadas 1-2 e o sistema de coordenadas x-y	°
τ	Tensão de cisalhamento	[Pa]
γ	Deformação angular	
κ	Curvatura	[m ⁻¹]
ν	Coefficiente de Poisson	
ν	Fração volumétrica	

Subscritos

<i>aço</i>	Aço
<i>C</i>	<i>Circunferencial</i>
<i>Catalisador</i>	Catalisador
<i>Compósito</i>	Compósito
<i>Compressão</i>	Compressão
<i>d</i>	Desbaste
<i>desb</i>	Na região desbastada
<i>desbastado</i>	tubo desbastado
<i>estufamento</i>	Estufamento
<i>estrangulamento</i>	Estrangulamento
<i>esc</i>	Escoamento
<i>estuf _ máx</i>	Estufamento máximo
<i>estrang _ máx</i>	Estrangulamento máximo
<i>externo</i>	Externo
<i>epóxi</i>	Epóxi
<i>ED</i>	Externo de desbaste
<i>ID</i>	Interno de desbaste
<i>ER</i>	Externo do reparo
<i>IR</i>	Interno do reparo
<i>F</i>	Falha
<i>f</i>	Fibra
<i>fc</i>	Fibra de carbono
<i>i,j</i>	Contadores do somatório
<i>k</i>	Camada específica do laminado
<i>M, m</i>	Meridional
<i>matriz</i>	Matriz
<i>máx</i>	Máximo
<i>modificado</i>	Modificado
<i>r</i>	Reparo
<i>rup</i>	Ruptura
<i>s</i>	Sobressalente
<i>sobre - esp</i>	Sobre-espessura
<i>T</i>	Total
<i>Tração</i>	Tração
<i>t</i>	Tubo

<i>u</i>	Deslocamento axial
<i>v</i>	Vazios
<i>1</i>	Direção 1
<i>2</i>	Direção 2
<i>12</i>	Associado ao plano 1-2
<i>1T</i>	Tração na direção 1
<i>2T</i>	Tração na direção 2
<i>1C</i>	Compressão na direção 1
<i>2C</i>	Compressão na direção 2
<i>r(v/e)</i>	Reparo de vidro/epóxi
<i>r(c/e)</i>	Reparo de carbono/epóxi
<i>w</i>	Deslocamento radial
<i>xo</i>	Valor médio na direção “x”
<i>yo</i>	Valor médio na direção “y”
<i>o</i>	Normal

Siglas

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
C	Carbono
CC	Centro de Curvatura
NR	Norma Regulamentadora
AISI	American Iron and Steel Institute (Instituto Americano do Ferro e Aço)
ASTM	American Society for Testing and Materials (Sociedade Americana de Testes e Materiais)
MPRF	Materiais Plásticos Reforçados com Fibras
CRFC	Carbono Reforçado Com Fibras de Carbono
ABMACO	Associação Brasileira de Materiais Compósitos
HB	Dureza Brinell
PAN	Poliacrilonitrila
PRFV	Plásticos Reforçados com Fibra de Vidro
MCA	Materiais Compósitos Avançados
INEGI	Instituto de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial
PRFV	Plástico Reforçado com Fibras de Vidro
SAE	Society of Automotive Engineers (Sociedade dos Engenheiros Automotivos)
TIG	Tungsten Inert Gas
Sn	Estanho
Pb	Chumbo
ANSI	American National Standards Institute (Instituto Americano de Normas)
ASME	American Society of Mechanical Engineers (Sociedade Americana de Engenheiros Mecânicos)
EPI	Equipamento de Proteção Individual

1 INTRODUÇÃO

Este capítulo apresenta considerações gerais relacionadas a reparos compósitos em dutos de aço danificados externamente. São abordados os principais objetivos, motivação, metodologia e a importância deste trabalho. Os diferentes aspectos sobre os capítulos subsequentes deste projeto também serão enumerados.

1.1 MOTIVAÇÃO

A utilização de tubulações de aço nos diversos setores industriais, tem ocorrido em larga escala, sendo o tipo de tubulação mais usado em todo o mundo (Weir and Andrew, 2005; Telles, 1997). São muitas as aplicações de dutos de aço nas diversas áreas de engenharia, onde grandes projetos e atividades industriais só são possíveis graças à existência de tubulações capazes de transportar fluidos de trabalho, como gases, óleos e líquidos em geral. Devido às propriedades mecânicas dos aços, este é um dos materiais de dutos mais utilizados.

Entre todos os materiais industriais, o aço de baixo carbono é o que apresenta menor relação custo/resistência mecânica, além de ser um material fácil de soldar, conformar e de ser encontrado no mercado. Por todos estes motivos, o aço carbono é o chamado “material de uso geral” em tubulações industriais, isto é, só se deixa de empregá-lo quando houver alguma circunstância especial que o proíba. Emprega-se o aço-carbono para água doce, vapor de baixa pressão, condensado, ar comprimido, óleos, gases e muitos outros fluidos pouco corrosivos em temperaturas desde -45°C e a qualquer pressão. O aumento na quantidade de carbono no aço, embora gere algumas vantagens nos limites de resistência do material, prejudica bastante a ductilidade e a soldabilidade do aço. Por este motivo, em aços para tubos, limita-se a quantidade de carbono (C) em até 0,35%, sendo que até 0,30% de C a solda é bastante fácil e até 0,25% de C os tubos podem ser facilmente dobrados a frio (Telles, 1997).

Assim, tubos de aço AISI 1010 (0,10% de C) e AISI 1020 (0,20% de C) são dos mais usados nas tubulações industriais, comerciais e domésticas, devido a seus menores custos e suficiente qualidade. Por estes motivos, o tubo em estudo é de aço 1010 com costura, fabricado por solda automática, na disposição longitudinal. Seu material segue as especificações da ASTM A-53: especificação para tubos de qualidade média, com ou sem costura, de 1/8” (3,175 mm) a 26” (660,4 mm) de diâmetro nominal, para uso geral (Telles, 1997).

Contudo, qualquer tipo de tubulação está sujeito a desgastes em sua superfície devido à corrosão provocada por vapores, gases, maresia e umidade em geral, poluição e outros efeitos

externos. Mais informações sobre os tipos de corrosão podem ser encontradas na tese de mestrado de Faluhelyi (2006).

Neste sentido, técnicas que viabilizem o reparo rápido e confiável de dutos são de fundamental importância para aumentar sua vida útil, prevenir acidentes, minimizar danos ambientais e permitir a manutenção da eficiência dos mesmos após o reparo. Tais técnicas estão sendo alvos, portanto, de grandes projetos de pesquisa na área de reparo de dutos desbastados, sendo estes estudos de fundamental importância para a capacitação de pessoal em nível de graduação e mestrado (Levy Neto e Pardini, 2006). Como frutos destes estudos, reparos com materiais compósitos estão tendo grande destaque no mercado internacional devido à sua alta eficiência, baixo peso e custo acessível (Rezende e Botelho, 2000).

A utilização de material compósito para reparo em dutos de aço, especialmente de fibra de carbono/epóxi, aumenta a capacidade de resistir à pressão interna, e, portanto, eleva de forma significativa a durabilidade, a resistência e as propriedades de corrosão do material (Toutanji e Dempsey, 2000).

Os materiais compósitos são obtidos pela combinação, normalmente a nível macroscópico, de materiais com diferentes características físico-químicas e mecânicas e pela utilização de diferentes processos de manufatura, e necessitam desempenhar funções estruturais cada vez mais exigentes. Os trabalhos de pesquisa e desenvolvimento nesta área são cada vez mais importantes.

Essa crescente utilização dos compósitos estruturais, conforme ilustrado na Fig. (1.1), tem estimulado a formação de recursos humanos cada vez mais capacitados, de modo a atingir com êxito os desafios da obtenção de componentes com funções múltiplas, atendendo requisitos de utilização como: menor peso, maior desempenho mecânico, transparência à radiação, resistência à corrosão, entre outras.

Grande parte das metodologias utilizadas atualmente para o reparo de tubulações danificadas exige que as mesmas sejam retiradas de suas posições originais, ou que o fluxo de fluido interno seja reduzido ou até mesmo interrompido (o que nem sempre é viável). Em ambos os casos, o tempo de trabalho é reduzido e a produtividade da planta é prejudicada.



Figura 1.1: Reparo e manutenção de tubulações da Empresa Owens Corning (Owens Corning, 2006).

Existem pesquisas mais recentes, também já desenvolvidas pelo Brasil, que utilizam o material compósito como principal componente do reparo externo de tubulações. Este procedimento com material compósito é mais moderno e mais interessante se comparado ao procedimento tradicional de reparo explicado anteriormente, já que não necessita interromper nenhum procedimento habitual de trabalho, sendo feito rapidamente e de maneira simples, eficiente e de baixo custo.

A maioria dos compósitos utilizados atualmente é de matriz polimérica reforçada com fibra de vidro. Embora o tecido de fibra de vidro seja um dos reforços compósitos mais baratos, como possui uma menor rigidez se comparado a outras fibras, necessita grandes espessuras de reparo para restaurar a rigidez e as propriedades mecânicas dos tubos, principalmente os de aço. Isso aumenta a quantidade de material utilizado, elevando, assim, os custos associados. Além disso, há certos tubos que ficam muito próximos a outras estruturas dentro de instalações industriais, por exemplo, tornando o espaço disponível para o reparo, menor que aquele necessário para colocar-se a espessura projetada ou, ainda, dificultando o trabalho ágil e simples do operador que realizará o reparo, já que uma espessura grande de reparo implica em acrescentar muitas camadas de tecido do material compósito enrolando-as em volta do tubo.

Segundo a empresa Rust Engenharia (www.rust.com.br), a técnica de reparo através do uso de materiais compósitos está estabelecida mundialmente para dutos contendo falhas em sua superfície, onde a corrosão continua se propagando e o reparo torna-se uma alternativa tanto provisória (à espera da substituição do duto reparado) como definitiva, dependendo das condições ambientais e necessidade de substituir-se toda a tubulação. Em ambos os casos, o reparo (quando não há necessidade de desbaste excessivo do tubo para aplicação do compósito em sua superfície) evita a necessidade de paralisar, total e freqüentemente, o bombeamento no sistema de tubulações para a troca dos dutos danificados, sendo feito rapidamente e de maneira simples, eficiente e de baixo custo. É um reparo que pode ser feito a frio, aplicado com o duto em operação com pressão reduzida, proporcionando uma segurança adicional ao operador do duto e o uso de produtos pouco tóxicos durante a aplicação. Além disso, o material compósito

pode ser utilizado também no reparo de dutos amassados, situação muito comum em tubulações industriais, a qual é causada por uma movimentação ou acomodação do solo, acidentes mecânicos ou manuseio inadequado durante a instalação. É possível também, reforçar vasos de pressão que operam com pressões maiores do que aquelas para as quais foram projetadas. Neste caso, os equipamentos são reabilitados para atender às exigências da NR 13 (NR 13 - Caldeiras e Vasos de Pressão - 113.000-5).

A seguir, nas Figuras 1.2 até 1.6, serão apresentadas as etapas da metodologia atual para aplicação de reparo, constituído por material compósito, em dutos danificados (dados fornecidos pela empresa RUST Engenharia mediante página eletrônica www.rust.com.br):

a) Detecção do problema:



Figura 1.2: Detalhe da moessa.



Figura 1.3: Profundidade da moessa.

b) Preparação para aplicação do compósito:



Figura 1.4: Preparação da superfície com escova de aço.

c) Impregnação manual de resina nas fibras:



Figura 1.5: Impregnação manual de resina com auxílio de pincel.

d) Reparo de material compósito pronto:



Figura 1.6: Reparo de vidro/epóxi na tubulação danificada.

Esta metodologia adotada é a mais comum e muito eficiente no reparo de tubulações. Como benefícios principais deste método de reparo de dutos, destacam-se: possibilidade de aplicação com duto em operação ou não, serviço realizado a frio, fácil e rápida instalação com equipamentos leves, material resistente à corrosão, uso de produtos pouco tóxicos durante a aplicação e procedimento praticamente inofensivo ao meio-ambiente. Logo, com relação às técnicas de aplicação do reparo utilizadas atualmente, são satisfatórias e eficientes, sendo que a quantidade ideal de reparo (seu comprimento e espessura) sempre tem que ser calculada para cada caso específico (Rust Engenharia, 2006).

Contudo, com relação ao material utilizado no reparo, percebe-se que um dos materiais mais comuns nos reparos compósitos (matriz reforçada com fibras de vidro) pode ser otimizado, no intuito de minimizar-se as dimensões do reparo.

Além deste reparo de vidro/epóxi puro, os outros principais reforços existentes para componentes estruturais são de fibras de carbono e kevlar. Contudo, estudos anteriores mostram que a fibra de kevlar, em se tratando de tubulações industriais danificadas, não apresenta rendimentos superiores aos das outras fibras e seus custos associados são elevados (Thomazi, 2006).

Uma característica desejada é que o reparo apresente, além de menor custo (R\$), menor espessura (t_r), representado pelo índice “R\$ * t_r ” que deve ser o menor possível. Sendo assim, o vidro/epóxi é a solução mais viável, seguido de perto pelo carbono/epóxi. Dentre os vários parâmetros analisados, a expectativa do reparo ideal se reflete em baixo custo, menor espessura e menor peso, resultando no índice “R\$ * t_r * m_r ”, que deve ser o menor possível. Segundo esse índice, o carbono/epóxi representa o compósito ideal, para a configuração de tubos analisada (Thomazi, 2006).

Logo, de posse destas informações, percebe-se que os materiais ideais para estudos sobre reparo de tubulações são carbono/epóxi e vidro/epóxi. Por este motivo, estes serão os materiais analisados neste projeto.

Não obstante, considerando estudos anteriores presentes na literatura, percebe-se que a solução mais vantajosa encontrada até o presente momento, em relação à configuração constituinte do reparo compósito em tubos de aço carbono, consiste em mesclar, no mesmo laminado, camadas de fibras de vidro com camadas de fibras de carbono, formando um reparo híbrido cujo dimensionamento ideal e número de lâminas de cada tipo de fibra devem ser cuidadosamente estudados para cada caso específico.

Mediante o exposto acima, faz-se necessário prosseguir com estudos e simulações numéricas de reparo com material compósito que otimizem as soluções de constituição e dimensionamento do reparo híbrido em material compósito, utilizado em tubos industriais de ampla aplicação no mercado atual.

Nesse sentido, reparos de matriz polimérica estrutural reforçada com laminado híbrido (lâminas de fibra de carbono e lâminas de fibra de vidro) se apresentam como soluções interessantes e serão estudadas neste projeto.

1.2 OBJETIVOS

Com o objetivo de obter informações de interesse tecnológico para setores industriais que necessitem executar manutenção preventiva em tubulações e realizar reparos emergenciais em caso de necessidade, obter-se-á uma metodologia única para a seleção de materiais e dimensionamento de reparos de tubulações, sendo estes constituídos por resina epóxi e tecidos híbridos (i.e. com camadas reforçadas com fibras de carbono e vidro-E; Callister, 2001; Levy Neto e Pardini, 2006).

Pretende-se, assim, projetar reparos compósitos de modo que a rigidez e a resistência dos tubos reparados se assemelhem ao máximo às apresentadas pelos tubos íntegros originais. Com as análises numéricas, tanto em regime elástico linear como próximo à falha, serão obtidas as resultantes de tensão e de momento fletor nos dutos, o deslocamento radial (w) (sendo este o principal parâmetro de análise devido à sua importância para controlar-se a rigidez na região do reparo) e o deslocamento axial (u). Adicionalmente, serão estimadas as pressões correspondentes às falhas dos dutos (seja devido ao escoamento do tubo, seja devido à ruptura das camadas de reparos compósitos que compõem a parede dos mesmos) e as pressões internas relativas à ruptura, assim como as posições longitudinais onde ocorre a falha e a ruptura.

Finalmente, os resultados numéricos, obtidos neste projeto, serão analisados e comparados com resultados experimentais obtidos em estudos anteriores (realizados no Laboratório de Materiais e Metalurgia, no bloco SG-9 da Universidade de Brasília), permitindo a obtenção de conclusões importantes sobre tubulações de aço e, principalmente, sobre a eficiência dos reparos de materiais compósitos.

Pretende-se, portanto, prosseguir com as análises anteriores da Universidade de Brasília (UnB/ENM), nesta área de engenharia, inovando certos parâmetros de reparo e “otimizando” soluções encontradas preliminarmente.

1.3 METODOLOGIA

Este trabalho consistirá, principalmente, de análises numéricas em dutos de aço de baixo carbono que sofreram desgaste na região central, e foram reparados com compósitos de resina epóxi reforçada com tecidos híbridos. Em particular, pretende-se analisar o comportamento mecânico de tubulações, com tampas planas nas extremidades e submetidas a pressões hidrostáticas internas.

Será analisado numericamente, com o programa de elementos finitos COMPSHELL (elaborado por J. Mistry e F. Levy-Neto, 1992, 1994), o comportamento de dutos de aço AISI 1010 com comprimento (ct) de 500 mm, diâmetro nominal de 105 mm e espessura de parede (tt) de 2,5 mm em três situações distintas: (i) íntegros; (ii) desbastados e (iii) reparados com compósitos.

O projeto será constituído de duas análises: análise no regime elástico linear e análise no regime de falha (incluindo o escoamento e a ruptura do tubo).

Com relação à análise no regime elástico linear, o propósito será o de restaurar a rigidez da região desbastada, utilizando uma pressão hidrostática constante de $P = 2$ MPa (cerca de 20 atmosferas), e um reparo com o qual os tubos apresentem um mínimo de estrangulamento ou estufamento, em relação à região íntegra. Estudos anteriores indicam que: (i) reparos de extensão coincidente ao trecho desbastado tendem a estufar, de forma localizada, no início e no final do reparo (Thomazi, 2006); e (ii) nos casos em que o reparo ultrapassa (em 50% de cada lado, 100% no total) a extensão do trecho desbastado, ocorrem estrangulamentos localizados, também no início e no final do reparo (Alencar, 2006).

Com relação à análise no regime de falha, por sua vez, serão estimadas numericamente as pressões de falha e de ruptura dos dutos, usando-se os critérios de Tsai-Hill, Hoffman, da Máxima Tensão e de Owen (Gibson, 1994).

As intensas perturbações que ocorrem nos engastamentos e nas regiões desbastadas (principalmente picos de momentos fletores meridionais e circunferenciais) são bem localizadas, não sofrendo interferência do comprimento ct do tubo (Thomazi, 2006). Além disso, dutos de 400 e 500 mm já podem ser considerados dutos infinitos nas análises numéricas e experimentais. Por estes motivos, optou-se por analisar dutos de 500 mm de comprimento. Quanto ao diâmetro do tubo, o importante na sua seleção é que obedeça à relação $D/t > 20$, pois neste caso já pode ser considerado, tanto no escopo da teoria da membrana, bem como no da macromecânica clássica de cascas laminadas, como tubo de parede fina. O tubo a ser utilizado no projeto tem $(105\text{mm})/(2.5\text{mm}) = 42$, podendo se incluir nesta análise.

Serão utilizadas as teorias micromecânica e macromecânica de compósitos laminados, combinadas com análise experimental de tensões (Gibson, 1994).

1.4 DESCRIÇÃO DO TRABALHO

O presente capítulo apresentou considerações gerais relacionadas ao projeto de reparos compósitos em dutos de aço danificados, abordando os principais objetivos, motivação,

metodologia e a importância deste trabalho. Neste momento, os diferentes aspectos sobre os capítulos subsequentes deste projeto também serão enumerados.

No capítulo 2, será realizada uma breve revisão bibliográfica sobre o tema exposto, enfatizando os principais conceitos relacionados a materiais compósitos, sua história, importância e aplicação nos dias atuais. Além disso, serão apresentadas as principais equações da micromecânica e da macromecânica que fundamentam as teorias relacionadas aos materiais compósitos, assim como a teoria envolvida no programa de elementos finitos COMPSHELL.

O Capítulo 3 apresenta considerações gerais relacionadas aos materiais e métodos utilizados no desenvolvimento deste projeto.

Já no Capítulo 4, são apresentados e analisados os principais resultados numéricos obtidos para os tubos íntegros, desbastados e reparados, em regime elástico e de falha, baseados na pressão de falha, deslocamentos radiais e axiais, resultantes de tensão e de momento fletor, e no peso dos reparos.

O Capítulo 5 apresenta comparações entre os resultados numéricos obtidos e os resultados dos principais experimentos realizados anteriormente com tubos de aço, os quais são discutidos detalhadamente. Neste mesmo capítulo, serão analisadas as circunstâncias experimentais e os parâmetros que podem influenciar os ensaios.

O Capítulo 6 visa o esclarecimento das principais conclusões obtidas neste projeto, assim como menciona sugestões de temas para trabalhos futuros.

2 Revisão Bibliográfica

Neste capítulo, será realizada uma breve revisão bibliográfica sobre o tema exposto, enfatizando os principais conceitos relacionados a materiais compósitos, sua história, importância e aplicação nos dias atuais. Além disso, serão apresentadas as principais equações da micromecânica e da macromecânica que fundamentam as teorias relacionadas aos materiais compósitos, assim como a teoria envolvida no programa de elementos finitos COMPSHELL.

2.1 MATERIAIS COMPÓSITOS

2.1.1 Conceito

O material compósito pode ser definido como sendo uma mistura física de duas ou mais fases (matriz + reforço), normalmente em nível macroscópico, combinadas para formar um novo material de engenharia útil com propriedades diferentes das dos componentes puros, podendo ser obtidos por combinação de metais, cerâmicas ou polímeros (Fig. 2.1). Para formar o material compósito, com matriz termofixa, estas fases se agregam físico-quimicamente após um processo de *crosslinking* polimérico, também conhecido como cura do material (Wikipédia, 2006).



Figura 2.1: Composição do material compósito.

Um compósito estruturado é, portanto, um sistema de materiais composto de duas ou mais fases, cujo desempenho mecânico e propriedades são projetados para serem superiores àqueles dos constituintes atuando independentemente, onde uma das fases é geralmente descontínua, mais forte e resistente, sendo denominada “dispersa” ou reforçador; enquanto que a fase mais fraca e contínua é denominada “matriz”. Algumas vezes, devido a interações químicas ou efeitos de outros processos, uma fase adicional, chamada interface, surge entre a fase dispersa e a matriz (Panzera, 2003).

Os polímeros são macromoléculas formadas a partir de unidades estruturais menores (os monômeros). O número de unidades estruturais repetidas numa macromolécula é chamado grau de polimerização (Wikipédia, 2006). Segundo a enciclopédia multilíngüe online Wikipédia, a polimerização é uma reação em que as moléculas menores (monômeros) se combinam quimicamente (por valências principais) para formar moléculas longas, mais ou menos ramificadas com a mesma composição centesimal (Wikipédia, 2006). Estes podem formar-se por reação em cadeia ou por meio de reações de poliadição ou policondensação. A polimerização pode ser reversível ou não e pode ser espontânea ou provocada (por calor ou reagentes). O processo de polimerização é, portanto, a transformação da resina líquida em material sólido, ao longo do tempo de cura.

A classificação dos materiais compósitos pode ser visualizada na Fig. (2.2).

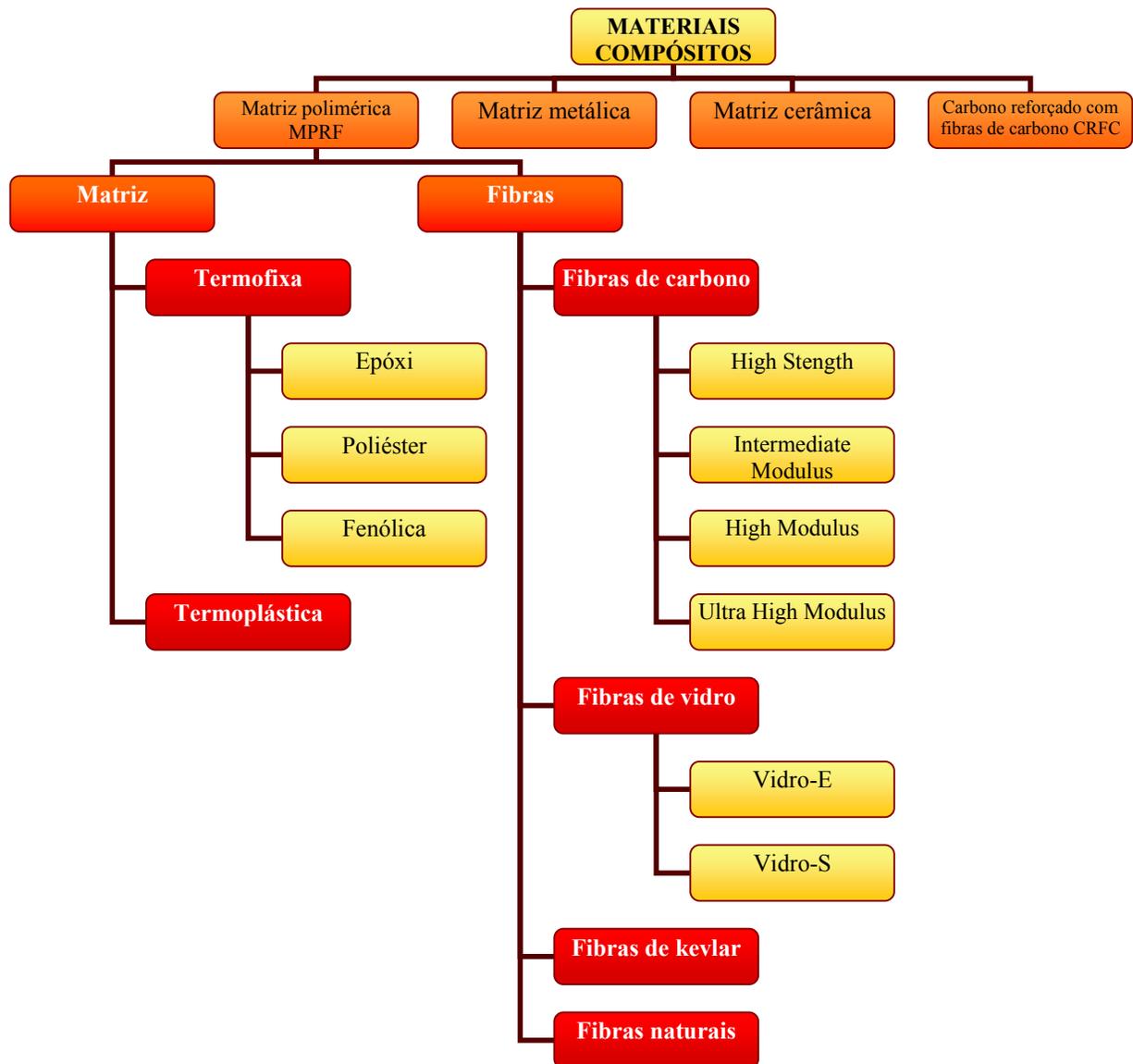


Figura 2.2: Classificação dos Materiais Compósitos.

Selecionou-se os materiais carbono/epóxi e vidro/epóxi como os mais vantajosos para reparo de dutos, pelos motivos já explicados na seção 1.1.

Apenas como curiosidade, existe o material CRFC – Carbono Reforçado com Fibras de Carbono, também conhecido como compósitos carbono/carbono, que apresenta, em temperaturas baixas (por exemplo, 20°C), propriedades mecânicas inferiores às propriedades dos materiais MPRF, além de apresentar elevados custos e não serem muito usados comercialmente (Levy Neto e Pardini, 2006). Este material é utilizado apenas quando a peça deve resistir a altíssimas temperaturas (aproximadamente 2000°C), situação em que este material se destaca frente a todos os outros compósitos. Como as tubulações danificadas raramente alcançam elevadas temperaturas, não há vantagens em utilizar este material.

Quanto à fibra de vidro, existem dois tipos: vidro-E e vidro-S. A fibra de vidro-E é assim denominada devido a suas propriedades elétricas. É, sem dúvida, a mais utilizada nas indústrias e que apresenta maior índice de produção (Gibson, 1994). A fibra de vidro-S possui propriedades mecânicas semelhantes à fibra de vidro-E, mas apresenta elevados custos e módulo de elasticidade baixo. (Gibson, 1994). Logo, a fibra de vidro-E como reforço, configura-se em uma solução mais interessante e será a fibra utilizada na análise.

Quanto às fibras de carbono, será utilizado o tipo *High Strength*, já que este tipo é formado por carbono de fato, e não grafite (como é o caso do tipo *High Modulus*), o que lhe confere altas propriedades mecânicas (Levy Neto e Pardini, 2006).

2.1.2 Matérias-primas

Nos compósitos, quanto à fase dispersa, esta pode ter a forma de fibras ou particulados, sendo responsável por suportar o carregamento aplicado. Em função do tipo da fase dispersa, conforme mostrado nas Figs. (2.3) e (2.4) e detalhado a seguir, os materiais compósitos podem ser classificados em três categorias gerais (Daniel e Ishai, 1994):

- Compósitos de fibras descontínuas (*whiskers*): contêm pequenas fibras (*whiskers*) como reforçadores;
- Compósitos de fibras contínuas: compósitos reforçados por longas fibras contínuas sendo os mais eficientes sob o ponto de vista de rigidez e força. As fibras podem ser orientadas paralelamente (unidirecional), formando ângulos entre si (*crossply*) ou distribuídas em várias direções (multidirecional); e
- Compósitos particulados: consiste em partículas de vários tamanhos e formas, dispersas aleatoriamente dentro de uma matriz.

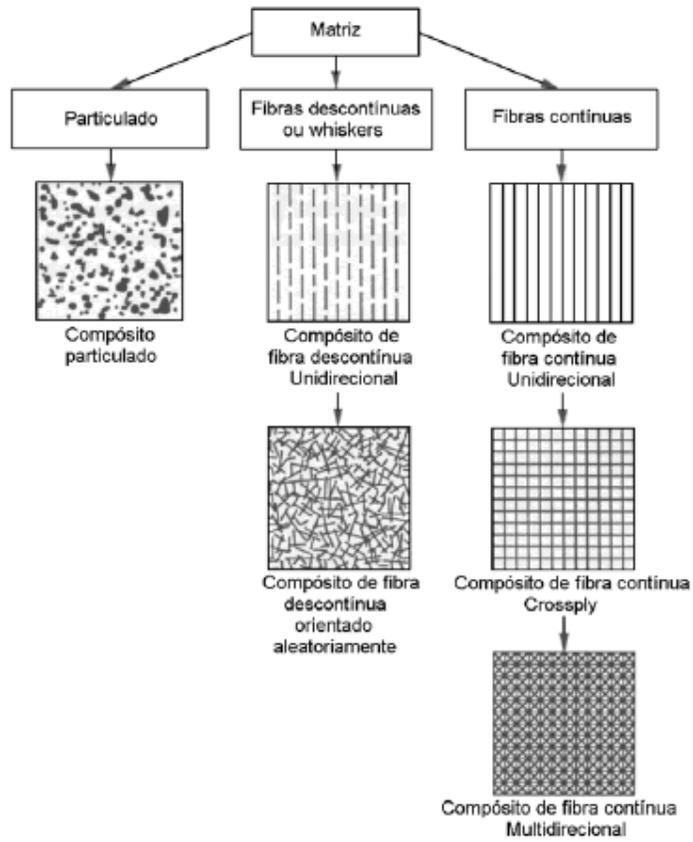


Figura 2.3: Classificação dos Materiais Compósitos segundo Daniel e Ishai (1994).

Na Fig. (2.4), estão detalhados os tipos mais usados de fibras.

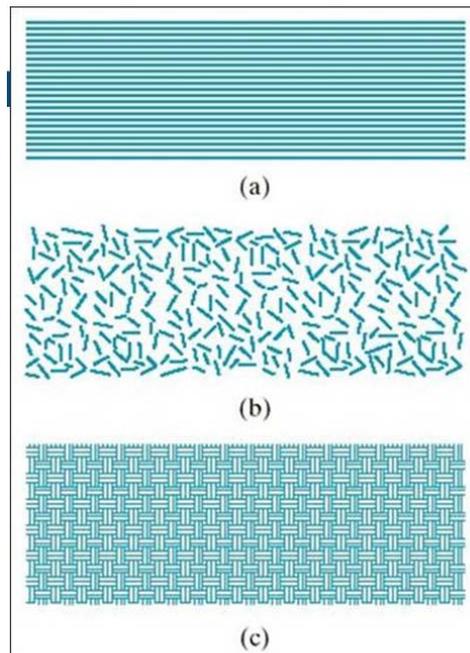


Figura 2.4: (a) Fibras unidirecionais contínuas; (b) Fibras descontinuas (picadas) orientadas de modo aleatório; (c) Tecido bidirecional de fibras ortogonais (Freitas; Silva, 2005).

Além destes principais tipos de fibras, há também uma disposição de fibras denominada manta contínua, na qual as fibras são submetidas a esforços de tração uniaxial. A manta é um produto acabado composto de fios de fibra cortados e distribuídos uniformemente em um modelo padrão, sendo unidos com uma resina.

Os exemplos mais comuns de reforços são fibras sintéticas de carbono, fibras de vidro e fibras de kevlar (aramida), além de fibras naturais (menos comuns) de algodão, juta, sisal, linho (Levy Neto e Pardini, 2006).

Com relação aos tecidos de fibras, normalmente são bidirecionais não-balanceados ou bidirecionais balanceados (onde há 50% de fibra em cada direção). O tecido balanceado com fibras a 90° entre si será o utilizado neste projeto, pois, como os esforços atuantes nas tubulações estão na direção axial e radial, há componentes de tensão nessas direções. Assim, é necessário reforço em ambas as direções para suportar as respectivas cargas.

Contudo, existem vários tipos de tecido, incluindo os tecidos híbridos, de acordo com a quantidade de fibras dispostas em cada direção, conforme ilustrado na Fig. (2.5).

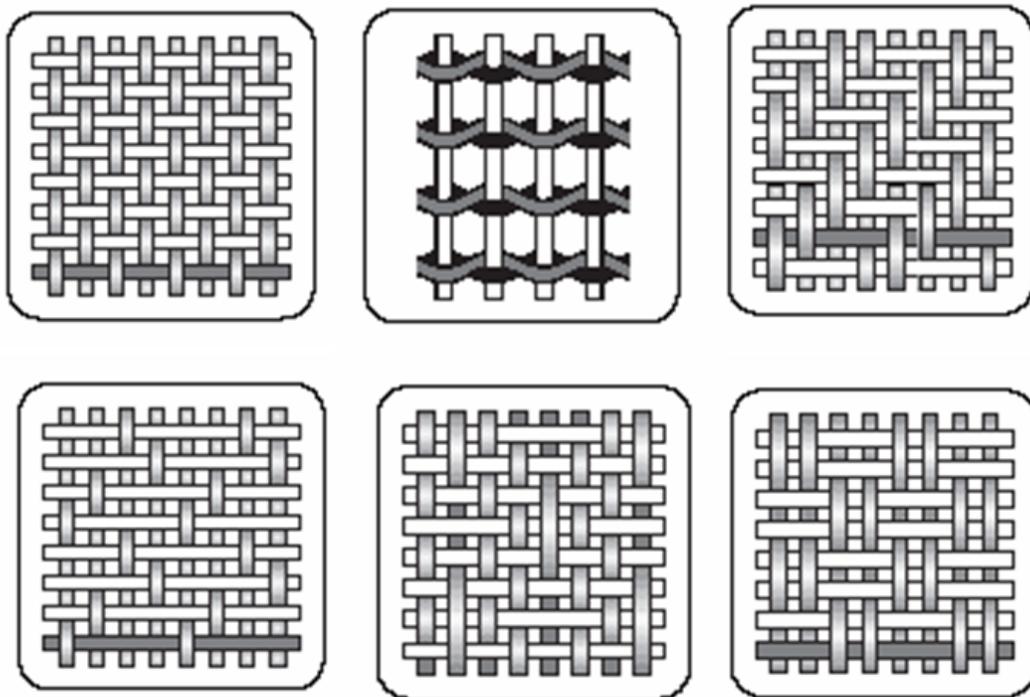


Figura 2.5: Tipos de tecidos em fibras (Freitas; Silva, 2005).

A trama mais comum nos tecidos disponíveis no mercado é a plana (ou 1:1), onde cada cabo passa sobre o outro alternadamente. Nesta trama, os cabos podem ser planos ou retorcidos nas duas direções ou mesmo plano em uma delas e retorcido na outra. Outro tipo de trama comum de ser encontrada é a *basket*, onde, ao invés de um cabo, são utilizados dois, um ao lado do

outro, para tecer uma trama plana. Na trama tipo *Twill* ou *Satin* (também conhecida como 2:2), chamada em português de sarja, cada fio cruza duas, três, quatro ou mais camadas perpendiculares a este. Se na sua configuração de construção ela cruza apenas duas vezes, a trama é chamada de *Twill*; se ela cruza três ou quatro é denominada *Crowfoot*. Se durante a tecelagem os fios passam uns sobre os outros mais que cinco vezes, ela chama-se *Satin*, que normalmente podem ser cinco ou oito (ou 5:1 e 8:1, respectivamente) (Freitas e Silva, 2005).

Para a maioria dos tipos de tecido bidirecionais, as direções das fibras formam, entre si, um ângulo de 90°. Contudo, o tecido pode estar alinhado com a direção dos esforços (sistema de coordenadas da peça (x - y) coincide com o sistema de coordenadas das fibras (1-2)), ou estar defasado em relação ao sistema de coordenadas da peça, em um ângulo θ qualquer.

O arranjo ou orientação das fibras em relação umas às outras, a concentração das fibras e sua distribuição têm influência significativa sobre a resistência e sobre outras propriedades dos compósitos reforçados com fibras (Callister, 2002). Em relação à orientação das fibras, são possíveis duas configurações: um alinhamento paralelo ao eixo longitudinal das fibras em uma única direção e um alinhamento totalmente aleatório. Normalmente as fibras contínuas estão alinhadas, enquanto as fibras descontínuas podem estar alinhadas, orientadas aleatoriamente ou parcialmente orientadas. A melhor combinação geral das propriedades dos compósitos é obtida quando a distribuição das fibras é uniforme (Callister, 2002).

Compósitos com fibras contínuas e alinhadas têm respostas mecânicas que dependem de diversos fatores, entre os quais os comportamentos tensão-deformação das fases fibras e matriz, as frações volumétricas das fases e a direção na qual a tensão ou carga é aplicada. Além do mais, as propriedades de um compósito que possui as suas fibras alinhadas são altamente anisotrópicas, isto é, dependem da direção na qual elas são medidas (Callister, 2002).

Os compósitos com fibras descontínuas e alinhadas têm uma eficiência de reforço menor que as fibras contínuas. A eficiência do reforço é de apenas um quinto se comparado com os compósitos reforçados com fibras contínuas e alinhadas na direção longitudinal (Callister, 2002).

Como as fibras contínuas são as mais usadas em se tratando de funções estruturais, já que possuem baixo peso, alta resistência à tração e alta resistência à rigidez, este é o tipo de fibra adotado nos reparos de tubulações danificadas.

Com relação às matrizes (fase aglutinante), sua matéria-prima básica pode ser cerâmica, metálica ou polimérica. Normalmente, em reparos compósitos de tubulações, se utiliza a resina polimérica por ter baixo peso, ser moldável antes da cura e ter baixa resistência térmica. Dentre

as resinas poliméricas, se destacam as resinas epóxi, poliéster, fenólica, PEEK, polipropileno. Contudo, geralmente para efeitos estruturais de elevados esforços aplicados, é utilizada a resina epóxi, por possuir, comparadamente com os outros tipos de resina, excelentes propriedades mecânicas e térmicas, alta resistência à água, excelente performance a longo prazo e resistência a altas temperaturas (Levy Neto e Pardini, 2006).

É importante observar que existem dois tipos básicos de matriz plástica: termofixas (cura é irreversível), como, por exemplo, epóxi, poliéster e fenólica; e as termoplásticas (podem ser recicláveis), como PEEK, polipropileno. As propriedades físicas e mecânicas de algumas resinas encontram-se na Tab. (2.1).

A fase polimérica é, portanto, geralmente composta por uma resina termofixa, podendo ser do tipo poliéster insaturada, éster vinílica ou epóxi. Resinas especiais como a fenólica, de poliuretano e de silicone são utilizadas em aplicações especiais.

Tabela 2.1: Propriedades de algumas resinas (Levy Neto; Pardini, 2006).

Tipo de Resina	ρ (g/cm³)	E (GPa)	X_{Tração} (MPa)	ε_{rup} %
EPÓXI	1,2	4,5	130	3 - 6
FENÓLICA	1,3	3,0	40	...
POLIÉSTER	1,2	4,0	80	5
POLIIMIDA	1,2	2,7	75	17

Com o auxílio da Tab. (2.1), percebe-se que a resina epóxi é a que apresenta melhores propriedades de modo geral. Além dessas elevadas propriedades mecânicas, conferidas pelo fato de, depois de curada, ser tenaz devido às características únicas de sua estrutura molecular, a resina epóxi possui boa resistência elétrica, química e térmica, tem excelente estabilidade dimensional e absorve baixa quantidade de água (Levy Neto, 1991).

Embora possua custos um pouco mais elevados com relações às outras resinas, devido à sua relação custo/benefício esta é a resina mais utilizada nos reforços estruturais, sendo a escolhida para conformar o compósito em estudo neste projeto.

2.1.3 Propriedades

Há uma série de propriedades dos materiais compósitos que definem sua moderna, ampla e crescente aplicabilidade, além de comprovar as vantagens da utilização de materiais compósitos frente a outros materiais, conforme ilustrado na Fig. (2.6):

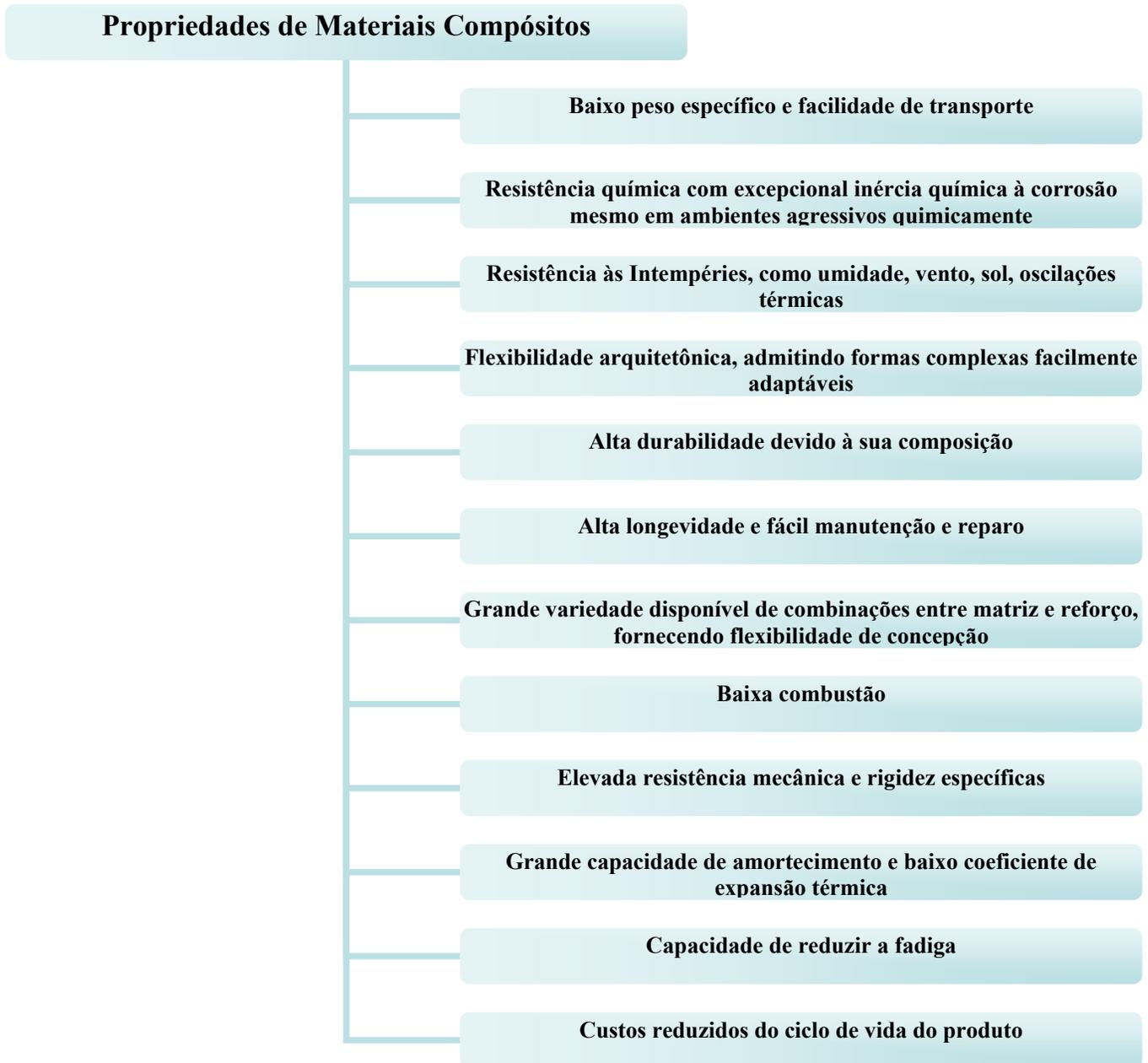


Figura 2.6: Propriedades dos Materiais Compósitos.

Engenheiros e técnicos procuram cada vez mais os compósitos como solução para seus projetos de engenharia. Estado Unidos, Japão, Canadá, Europa e Brasil, têm no compósito um mercado em franca expansão, como dizem os parisienses: "Les composites ont les vents en poupe" (Almeida e Monteiro, 1998).

No caso de materiais compósitos, o comportamento do material e a modelagem numérica são processos considerados complexos devido à combinação de propriedades de dois ou mais materiais distintos, que faz com que as propriedades efetivas do compósito variem em função da fração volumétrica de fibra/partículas e matriz (Almeida e Monteiro, 1998).

As equações da macromecânica, algumas das quais serão vistas nos próximos capítulos, vão desde a variação linear das propriedades em função da fração volumétrica dos constituintes (regra da mistura), até equações mais complexas que fornecem limites superiores e inferiores das propriedades e muitas vezes levam em conta o efeito da interface fibra/matriz que surge devido a reações químicas entre os mesmos (Hashin, 1983).

A utilização de material compósito permite a flexibilidade no projeto de peças complexas. Por possuir propriedades locais específicas, oferece grande variedade de combinações entre matriz e reforço e ampla gama de aplicações.

Todos estes fatores fazem do material compósito a melhor solução para reparos de tubulações, se comparados com outros materiais muito usados na engenharia (ver Tab. 2.2).

Tabela 2.2: Propriedades mecânicas médias de materiais importantes de engenharia (Levy Neto e Pardini, 2006).

MATERIAL	ρ (g/cm ³)	E (GPa)	$X_{Tração}$ (MPa)	ϵ_{rup} %
Aço 1010	7,8	200	400	30
Ligas de Alumínio – Cobre 2024	2,7	70	300	20
Fibras de Vidro/E	2,5	72	> 3000	4
Fibras de Carbono	1,8	> 200	> 3000	1,5
Fibras de Kevlar	1,4	130	> 3000	3
Tecido balanceado de vidro-E/epóxi, com $v_f = 50\%$	1,9	25	440	1,75
Tecido balanceado de carbono/epóxi, com $v_f = 50\%$	1,6	70	600	0,85
Tecido balanceado de kevlar/epóxi, com $v_f = 50\%$	1,4	30	480	1,60

Com o auxílio da Tab. (2.2), percebe-se que, de fato, o material compósito apresenta valores mais elevados de resistência de ruptura à tração, menores valores de massa específica (baixo peso), e melhores relações rigidez/peso, em relação a outros materiais.

A substituição do alumínio por compósitos poliméricos estruturais, por exemplo, permite uma redução de peso de 20 a 30%, além de 25% na redução do custo final de obtenção das peças na área aeronáutica (Rezende e Botelho, 2000).

O uso de compósito nas situações de reforço e recuperação deve-se às suas propriedades já citadas anteriormente, destacando suas altas razões rigidez/peso e resistência/peso (compósitos reforçados por fibras de carbono, por exemplo, possuem razões 10 a 15 vezes maiores que o aço), excelente resistência à corrosão, baixa expansão térmica, boa performance em fadiga e tolerância a dano, facilidade de transporte e manuseio, possibilidade de inclusão de *strain gages* dentro da estrutura para um monitoramento contínuo, e baixo consumo de energia na fabricação do material e da estrutura em si (Barbero, 1998).

Em relação aos tipos de material compósito, fica clara a vantagem do carbono/epóxi em relação aos outros dois principais tipos. Vale ressaltar que, em geral, as fibras puras apresentam propriedades mais elevadas que quando unidas com resina para formar o compósito. Contudo, só apresentam resistência à tração, não respondendo a esforços de compressão, flexão e torção, o que não é vantajoso em reforços estruturais.

Assim, as propriedades dos materiais utilizados neste projeto, a serem usadas na simulação em elementos finitos, seguem na Tab. (2.3):

Tabela 2.3: Propriedades mecânicas dos principais materiais utilizados no projeto (Dato, 1989).

Propriedades	Resina epóxi reforçada com tecido balanceado de <u>fibras de carbono</u> <i>High Strength</i>	Resina epóxi reforçada com tecido balanceado de <u>fibras de vidro-E</u>	Aço AISI 1010
E_1 (GPa)	70	25	200
E_2 (GPa)	70	25	200
G_{12} (GPa)	5	4	80
ν_{12}	0,10	0,20	0,29
X_{1T} (MPa)	600	440	325
X_{1C} (MPa)	570	425	325
X_{2T} (MPa)	600	440	325
X_{2C} (MPa)	570	425	325
S_{12} (MPa)	90	40	200
ρ (kg/m ³)	1600	1900	7870

OBS₁: No caso dos tecidos, a fração volumétrica é de $\nu_f = 50\%$.

OBS₂: o valor de $X_{1T} = X_{2T} = X_{1C} = X_{2C} = \sigma_{esc}$ do aço, já que considera-se que a falha de um material dútil como o aço, que possui grande deformação plástica, se dá quando o mesmo é submetido à tensão correspondente à tensão de escoamento, isto é, quando o material escoar logo após sair do regime elástico (Thomazi, 2006). Para estimar a pressão de ruptura do aço, basta substituir a tensão de escoamento pelo limite de ruptura do aço.

Observando as Fig. (2.7) e (2.8), percebe-se que a tensão de ruptura do aço, por ser um material dútil, é bem distinta da tensão de ruptura de um material frágil (cujas curvas tenderiam a seguir paralelamente à linha de regime elástico até a ruptura do material). O programa Compshell é específico para materiais frágeis e, portanto, fornece resultados distintos da realidade na análise de ruptura do aço. Contudo, o regime elástico e a tensão de escoamento do aço podem ser utilizados com precisão por este programa de elementos finitos, já que até o escoamento o comportamento do aço é semelhante ao de um material frágil (rigidez é aproximadamente constante).

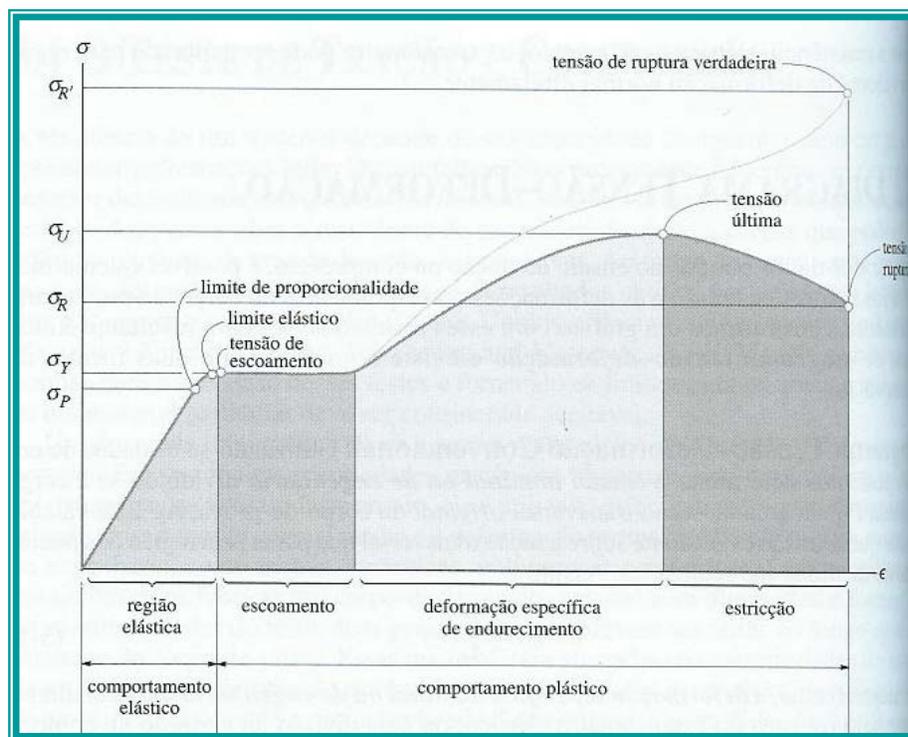


Figura 2.7: Gráfico tensão x deformação para aço (Hibbeler, 1997).

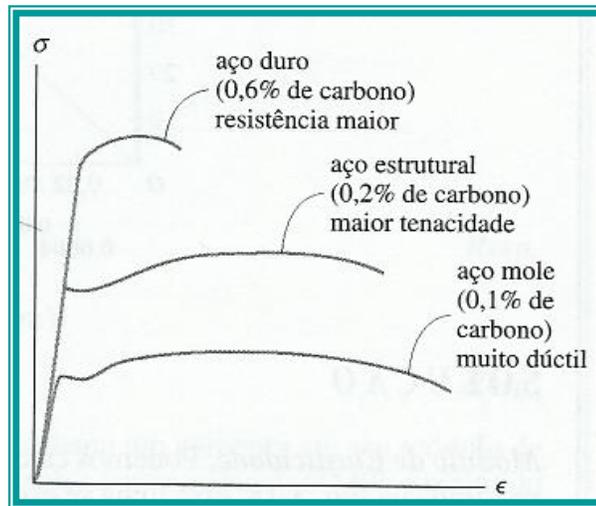


Figura 2.8: Alta ductilidade do aço 1010 (Hibbeler, 1997).

No presente trabalho, não será simulado numericamente, em detalhe, o comportamento plástico e dútil dos tubos de aço, já que o principal objetivo é verificar o comportamento e eficiência dos reparos em material frágil compósito.

2.1.4 Reparo Híbrido: vantagem do acréscimo de fibras de vidro junto às fibras de carbono

Na tentativa de melhorar as propriedades do laminado, muitos construtores têm utilizado em embarcações, por exemplo, tecidos híbridos, fabricados a partir de dois ou mais tipos de fibras, oferecendo a possibilidade de agrupar as vantagens dos materiais e minimizar as desvantagens (Levy Neto e Pardini, 2006). O termo híbrido significa que o material é feito a partir de dois ou talvez mais tipos diferentes de fibras. As vantagens de incorporar duas fibras em um tecido, ou dois tipos de tecido em um laminado, é que as propriedades finais do reforço aumentam devido ao ajuste das propriedades individuais de cada fibra.

A fibra de carbono é um polímero proveniente do grafite, o qual é uma forma de carbono puro, proveniente da natureza, estando os seus átomos dispostos em forma de lâminas ou em cristais hexagonais (ver Fig. 2.9).



Figura 2.9: Cristais hexagonais de grafite.

Sendo a maioria das fibras de carbono produzidas através de um componente básico denominado de PAN (poliacrilonitrila), a fibra básica, após ser tratada (carbonização,

grafitização e oxidação) consegue produzir fibras de carbono mais resistentes que o aço, (em termos de pressão por cm^2), tendo como cor natural o preto (Levy Neto e Pardini, 2006).

A resistência à fadiga e vibração são também duas excelentes características das fibras de carbono. Por serem um tipo de fibra quebradiça e permitirem uma grande resistência com pouca alongação, são utilizadas com outros tipos de fibras (vidro “E” e kevlar), a fim de aumentar a sua resistência ao impacto (Levy Neto e Pardini, 2006).

A resistência e a leveza, por proporcionarem uma melhor performance e segurança são a grande vantagem da utilização da fibra de carbono, pois permite a substituição de peças de materiais mais pesados pelas mesmas peças em fibra de carbono.

Contudo, como as tubulações consideradas também são feitas em aço carbono, existe a grande possibilidade de que as fibras de carbono presentes no reparo reajam quimicamente com o aço do tubo e provoquem uma corrosão ou outro desgaste químico, diminuindo a eficiência do reparo.

As fibras de carbono corroem o aço ao carbono, em um processo chamado de corrosão galvânica, por serem catódicas em relação ao aço ao carbono. Assim, de acordo com a eletroquímica, como o aço é mais anódico, ele cede os elétrons e se decompõe no processo (Coutinho, 1992).

Assim, sabe-se que todo tubo de aço-carbono tem baixa resistência à corrosão, sendo muito necessário o acréscimo de alguma sobre-espessura (margem para corrosão) nas partes do tubo em contato com a atmosfera. Neste sentido, uma lâmina de vidro/epóxi ao redor da região desbastada de aço certamente diminuiria essa tendência à corrosão.

A proteção catódica é um sistema de controle da corrosão recomendado para tubulações enterradas ou submersas, onde é possível o aparecimento de correntes elétricas de grande intensidade. Esse sistema consiste essencialmente em transformar a tubulação para proteger no catodo de uma célula eletroquímica ou eletrolítica, ficando assim a corrosão termodinamicamente impossível e, portanto, inexistente. A norma ANSI/ASME B 31.1 considera como obrigatória a proteção catódica em todas as tubulações enterradas de materiais sujeitos à corrosão (Telles, 1997).

Para evitar, portanto, este contato direto de fibras de carbono com a tubulação, uma solução interessante é acrescentar, no reparo, ao menos uma camada (lâmina) de matriz reforçada com um tecido de fibras de vidro para isolar a possível corrosão (ver Fig. 2.10).

Revestimentos constituídos de resinas de alto desempenho e reforços de fibra de vidro, sobre uma camada base, são especialmente recomendados quando é requerida uma camada de acabamento rica em resina para a máxima resistência química (Coutinho, 1992).

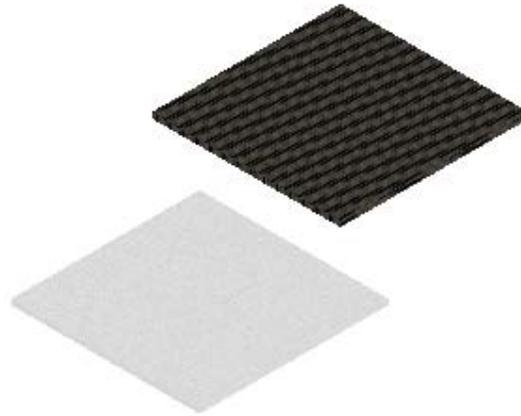


Figura 2.10: Lâminas de carbono/epóxi e vidro/epóxi formando o reparo híbrido.

Este tipo de reparo é utilizado na proteção de equipamentos novos ou restabelecimento de equipamentos com corrosão severa, sendo a construção original de aço carbono, aço inox, concreto ou totalmente em PRFV. Logo, a tubulação em aço carbono danificada se encaixa perfeitamente nesta situação (Coutinho, 1992).

Além disso, como a rigidez do compósito com fibras de vidro é menor que a dos reforços com fibras de carbono, a substituição de algumas camadas de carbono/epóxi por vidro/epóxi diminui um pouco a rigidez do reparo, evitando um estrangulamento no tubo e que a pressão de falha diminua.

Como a fibra de vidro apresenta menores custos, se comparada à fibra de carbono, um reparo híbrido com ambas as fibras certamente ficará mais barato que um reparo 100% composto por fibra de carbono.

Segundo uma análise da PETROBRÁS, o uso de matriz reforçada com fibras de vidro em reparo de dutos traz, como principais benefícios, o aumento da vida útil e diminuição dos custos de manutenção (Rust Engenharia, 2006).

Finalmente, um reparo híbrido permite um ajuste fino dos resultados, permitindo a utilização de uma espessura e um comprimento ótimo de reparo, já que o objetivo deste estudo é evitar estrangulamentos e estufamentos de reparo e, com dois materiais de rigidez diferentes, um maior número de combinações possíveis de dimensionamento do reparo pode ser obtido.

2.1.5 História de Utilização de Materiais Compósitos em áreas de engenharia

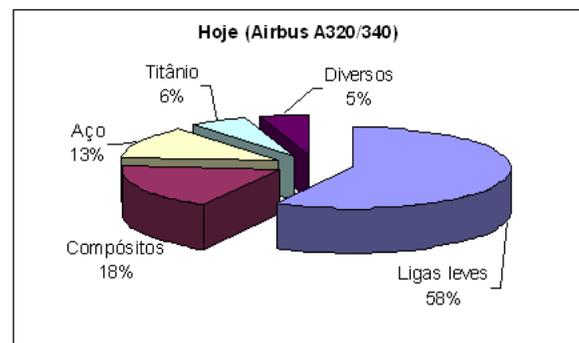
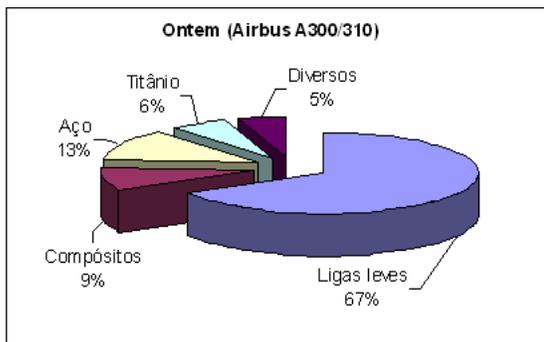
Inúmeras conquistas tecnológicas recentes, principalmente as relacionadas com os setores aeronáutico e espacial, tornaram-se viáveis somente após o advento dos materiais compósitos avançados (MCA), também designados materiais compostos ou conjugados (Rezende e Botelho, 2000). Esta classe de materiais é bastante ampla e possui várias subdivisões, dentre as quais se destacam os Materiais Plásticos Reforçados com Fibras (MPRF), também conhecidos como materiais compósitos de matriz polimérica ou compósitos poliméricos estruturais.

Os materiais compósitos de matriz polimérica surgiram, na sua vertente estrutural, em meados do século XX (Rezende e Botelho, 2000). Assim, como o desempenho já foi testado e aprovado (sendo mesmo superior ao de estruturas metálicas convencionais), e as normas industriais relativas a estes materiais estão cada vez mais estabelecidas, aplicações usando materiais compósitos de matriz polimérica continuarão a aumentar.

A obtenção de estruturas inteligentes será um dos aspectos onde os materiais compósitos se vão impor neste milênio. Os avanços tecnológicos dos últimos anos permitem diminuir custos de matérias-primas e de processamento, sendo a garantia de podermos vir a usufruir mais plenamente das vantagens dos materiais compósitos no século XXI (Marques, 2005).

A partir da década de 60, os materiais compósitos de alto desempenho foram introduzidos de maneira definitiva na indústria aeroespacial (Rezende e Botelho, 2000). O desenvolvimento de fibras de carbono, boro, quartzo ofereceram ao projetista a oportunidade de flexibilizar os projetos estruturais, atendendo as necessidades de desempenho em vôo de aeronaves e veículos de reentrada. Os avanços dos compósitos criaram novas oportunidades para estruturas de alto desempenho e com baixo peso, favorecendo o desenvolvimento de sistemas estratégicos, como na área de mísseis, foguetes e aeronaves de geometrias complexas (Rezende e Botelho, 2000).

Como dito anteriormente, é justamente nesta área aeroespacial que a utilização de compósitos apresenta uma das maiores importâncias e destaque, sendo este um setor interessante para adotar-se como parâmetro de uma análise qualitativa que investigue o aumento, nos últimos anos, da utilização de materiais compósitos nas indústrias e na fabricação de estruturas em geral.



Boeing 787 - 50% de componentes reforçados com fibras de carbono.



Airbus A350 - 60% de componentes reforçados com fibras de carbono.

Figura 2.11: Representação do aumento, nos últimos anos, da utilização de materiais compósitos nas indústrias e fabricação de estruturas em geral (Ontem e Hoje - Freitas e Silva, 2005 / Boeing 787 e Airbus A380 – site WIKIPÉDIA).

O revolucionário veículo BOEING 787, feito de ligas de carbono, possui promessas de maior eficiência, menor gasto de combustíveis e melhor conforto para os passageiros (Wikipédia, 2010).

Com os diagramas da Fig. (2.11), percebe-se que a utilização de materiais metálicos está diminuindo, enquanto os materiais poliméricos, cerâmicos e compósitos estão aumentando sua importância nas indústrias.

Após décadas de uso restrito em alguns setores da indústria, como na área de mísseis, foguetes e aeronaves de geometrias complexas, os compósitos poliméricos estruturais têm ampliado a sua utilização em diferentes setores da indústria moderna, com um crescimento de uso de 5 % ao ano (Rezende e Botelho, 2000).

2.1.6 Aplicação e Importância de Materiais Compósitos

Atualmente, a utilização de estruturas de alto desempenho e com baixo peso tem sido feita nas indústrias de transporte (automotiva, aeroespacial, motociclismo), biomédica, esportiva, nuclear, de construção civil, eletro-eletrônicos, entre outras (Rezende e Botelho, 2000). Prevê-se

que estes materiais, além de continuarem a ter uma aplicação privilegiada em mercados avançados (militar, espacial e aeronáutico), substituam também, de forma crescente, os materiais tradicionais em aplicações mais vulgares de engenharia (como a construção civil – pontes, reforço e reabilitação de pontes, e os transportes – automóvel todo em material compósito) (Rezende e Botelho, 2000).

Na área aeronáutica, os compósitos são muito utilizados para revestimentos de aeronaves, peças estruturais internas e externas de aeronaves, helicópteros e foguetes, e pára-quedas. Com relação aos ramos da indústria aeroespacial que mais utilizam compósitos, se destacam: aeronáutico comercial 60%, defesa e espaço 20%, recreativo 10% e indústrias em geral 10%. Uma das maiores inovações nesta área foi a aeronave F117, construída em compósitos de fibras de carbono com matrizes epóxi e bismaleimida, apresentando, ainda, a característica de baixa detecção por radares. A geometria desse avião, associada ao uso de materiais compósitos e revestimentos específicos, que favorecem a absorção da radiação eletromagnética na faixa de microondas, ainda hoje são marcos impressionantes de inovação das engenharias aeronáutica e de materiais (Rezende e Botelho, 2000).

Na área automotiva, a possibilidade de aplicação de compósitos está na manufatura de um sistema único de estruturas como chassis, carrocerias, tanques de combustível. Na construção civil, é utilizado em reparos e adequações de pontes e edificações danificadas, edificações em áreas sujeitas a abalos sísmicos (minimiza peso e risco de desabamento), hastes, estacas, cordas e tubos de menor peso (como componentes com exigências estruturais) (Rezende e Botelho, 2000).

Uma outra aplicação de materiais compósitos também muito interessante é em células combustíveis, como eletrodos e outros componentes estruturais, devido à sua excelente resistência à corrosão e boas propriedades térmicas e elétricas. A aplicação dos compósitos em reatores de energia por fusão e fissão também é promissora, por apresentar como características: baixo número atômico, baixa seção de choque com nêutrons, alta estabilidade térmica, resistência à fusão, excelente resistência ao choque térmico, tolerância a danos por nêutrons, baixo coeficiente de expansão térmico, alta resistência mecânica, módulo de elasticidade controlável, resistência à erosão por jateamento de plasmas e baixa liberação de gases. O compósito também pode ser utilizado na confecção de cápsulas de proteção de isótopos utilizados em missões espaciais para gerar calor e eletricidade (Rezende e Botelho, 2000).

Na área médica, os materiais compósitos poliméricos têm encontrado aplicação na confecção de próteses ortopédicas externas e internas (Rezende e Botelho, 2000).

Além disso, são muito usados em sistemas de antenas, devido às suas boas propriedades de reflexão de rádio-freqüência, alta estabilidade dimensional e boa condutividade elétrica. Isto inclui antenas parabólicas, subrefletores e estruturas traseiras de emissores de rádio-freqüência. Vêm sendo utilizados como material transparente à radiação eletromagnética na faixa de microondas, sendo aplicados na manufatura de radomes de aeronaves (nariz do avião), tendo como função proteger o radar de busca e imageamento, sem interferir na radiação emitida ou recebida pelo radar (Rezende e Botelho, 2000).

Na área esportiva, os compósitos poliméricos têm sido utilizados na manufatura de artigos esportivos como tacos de basebol, de *hóquei*, varas de pescar, *esqui* para uso em esportes aquáticos e em neve, estruturas de bicicletas, entre muitos outros artigos utilizados nesta área (Rezende e Botelho, 2000).

Uma outra área que vem se beneficiando das propriedades de resistência mecânica e menor peso dos compósitos estruturais é a de construção de plataformas *off-shore* e de equipamentos para a extração de petróleo em alto mar. O uso de compósitos tem oferecido muitas vantagens nesta área, permitindo o projeto de tubos com as características desejadas à aplicação, em função da escolha correta da fibra, matriz e da orientação das fibras (Rezende e Botelho, 2000).

Os tubos mais utilizados são de aço, o qual possui grande quantidade de carbono em sua formação. Para não inutilizá-los quando apresentarem problemas e, conseqüentemente, evitar despejar tubos de aço danificados no meio ambiente, cujo material constituinte prejudica a natureza, é vantajoso repará-los e reutilizá-los.

Nas plataformas de petróleo da PETROBRÁS, por exemplo, há refinarias de oleoduto que apresentam grande quantidade de material inflamável. Logo, realizar um reparo a frio com compósito em vez de soldar os dutos (a altas temperaturas) é uma solução vantajosa, tanto com relação à segurança como com relação à qualidade do reparo. Poucos ambientes industriais são sujeitos a exigências tão severas em termos de resistência mecânica, química, térmica, a intemperismos e à ocorrência de incêndios quanto o ambiente petroquímico. Por este motivo, está havendo um aumento do uso de produtos fabricados em plástico reforçado/composites nas fases de exploração e produção, abastecimento, energia e manuseio de resíduos ambientalmente danosos. As atividades nacionais de prospecção e extração de petróleo, assim como de distribuição, refino e abastecimento de produtos derivados, associados aos cuidados ambientais imprescindíveis às atividades das plataformas, navios e refinarias, utilizam produtos em PRFV plástico reforçado com fibras de vidro já com certa familiaridade, já que são capazes de sofrer grandes adaptações à alta corrosão marítima, química, altas temperaturas e elevadas exigências mecânicas e de resistência ao fogo. As formas mais comuns assumidas pelo PRFV devem, para

uso em ambientes arriscados, obedecer a alguns dos mais exigentes critérios existentes quanto a toxicidade, emissão de fumaça, inflamabilidade, condutividade elétrica, degradação por produtos químicos, resistência mecânica. Na prática, a viabilidade de se usar PRFV nestes ambientes é comprovada diariamente por alguns dos mais importantes transformadores nacionais e estrangeiros. Como exemplo de aplicação, destaca-se a obra da refinaria Duque de caxias, da PETROBRÁS, em Duque de Caxias (RJ), a qual substituiu por plástico reforçado/composites tubulações corroídas feitas de aço, utilizadas para transporte de água produzida (Faria, 2006). A principal razão que motivou a substituição do aço pelo PRFV foi o risco que poderia causar à área de produção a atividade de soldar tubos novos de aço”, explica Antonio Carvalho, da Reichhold, fornecedor da resina e um dos especialistas que acompanhou a obra (Faria, 2006).

2.2 MODELAGEM MATEMÁTICA

2.2.1 Micromecânica

A micromecânica é a interação dos materiais constituintes e examinada em detalhes como parte da definição do comportamento do material composto heterogêneo (Levy Neto e Pardini, 2006). O objetivo da micromecânica é a determinação das constantes elásticas do material compósito em função das constantes elásticas dos constituintes. No caso de materiais compósitos, devido à combinação de propriedades de dois ou mais materiais distintos, as propriedades efetivas do compósito variam em função da fração volumétrica de fibra e matriz (Almeida e Monteiro, 1998).

Vários pesquisadores têm proposto modelos e equações para calcular diversas propriedades (módulo de elasticidade, coeficiente de Poisson, módulo de cisalhamento, módulo de deformação volumétrica, coeficiente de expansão térmica e condutividade térmica) (Hashin, 1983). Essas equações vão desde a variação linear das propriedades em função da fração volumétrica dos constituintes (regra da mistura), até equações mais complexas que fornecem limites superiores e inferiores das propriedades e muitas vezes levam em conta o efeito da interface fibra/matriz que surge devido a reações químicas entre os mesmos (Hashin, 1983). A maioria destas equações depende da fração volumétrica dos constituintes do material compósito, sendo este, portanto, um parâmetro importante na análise das propriedades e limites de falha do reparo.

Segundo Ronald F. Gibson (1994), um dos elementos chaves da micromecânica é a caracterização das frações volumétricas dos materiais constitutivos do compósito. Além disso, em seu livro “Principles of Composite Material Mechanics”, afirma que na maioria dos

compósitos compostos por fibras contínuas, a fração volumétrica de fibra varia entre 0,50 e 0,80. Para matérias de menor dimensão, Gibson acrescenta que geralmente as frações volumétricas tendem a oscilar em torno do limite inferior deste intervalo. Adverte, contudo, que devido à impossibilidade de se fabricar fibras com geometrias exatamente iguais em todas as partes do compósito, não se pode esperar que as previsões micromecânicas coincidam exatamente com a realidade.

Na análise experimental deste projeto, o método de fabricação do material compósito, como dito anteriormente, será impregnação manual com consolidação em bolsa de vácuo. Este foi o método selecionado devido às disponibilidades do laboratório da Universidade de Brasília, no que se refere aos equipamentos, materiais, local e pessoal especializado. Além disso, é um método muito empregado nas indústrias em geral, devido às vantagens já apresentadas anteriormente. Com este método, geralmente a fração volumétrica de fibras oscila em torno de 50%, enquanto a fração volumétrica de vazios não ultrapassa os 3%.

Mediante o exposto acima e tendo em vista que as dimensões de reparo de tubulações, tanto nas análises teóricas como na prática, podem ser caracterizadas como pequenas, verifica-se que o valor ideal de fração volumétrica a ser utilizado neste projeto é de $v_f = 50\%$.

As hipóteses simplificadoras assumidas para a utilização desta teoria micromecânica nas análises das propriedades elásticas dos compósitos, bem como o sistema de coordenadas a ser utilizado para as análises podem ser visualizados na Fig. (2.12 e 2.13).

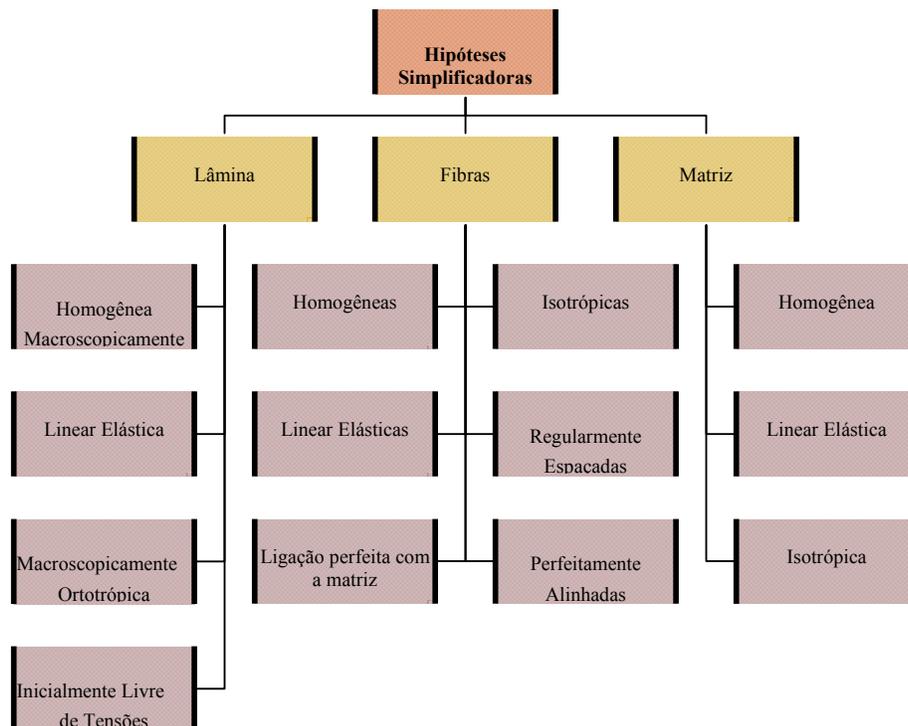


Figura 2.12: Hipóteses simplificadoras da teoria micromecânica.

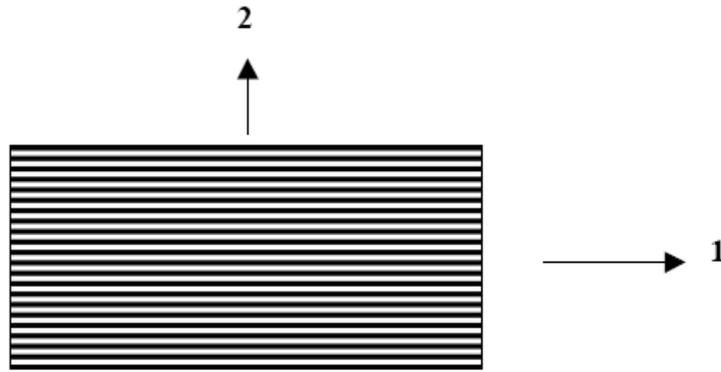


Figura 2.13: Sistema de coordenadas em uma lâmina de compósito com fibras unidirecionais (Levy Neto e Pardini, 2006).

Adicionalmente, além da consideração de inexistência de vazios nos constituintes, a colagem dos constituintes é considerada perfeita.

É importante lembrar que a direção 1 sempre é a adotada para a direção em que as fibras se encontram. Além disso, o sistema de coordenadas 1-2 é sempre utilizado para as fibras, enquanto o sistema de coordenadas x-y-z (onde “x” está na direção longitudinal, “y” na circunferencial e “z” no sentido da espessura do laminado) é usado para as direções dos esforços atuantes no material. Como o laminado formado por tecidos balanceados deste projeto apresenta tramas ou malhas perpendiculares, com número idêntico de cabos de fibras em ambas as direções (proporcionando-lhes valores aproximadamente iguais das propriedades nas direções principais), as direções 1 e 2 coincidem exatamente com a direção das fibras.

Além disso, o ângulo θ entre o sistema de coordenadas (1-2) e o (x-y), nos compósitos do projeto, é nulo, já que as direções dos esforços circunferenciais e os axiais, que são os esforços atuantes devido à pressão interna hidrostática nos tubos, coincidem exatamente com as direções 1 e 2 das fibras.

As Eqs. (6) até (14) apresentam as principais propriedades da micromecânica para um compósito laminado.

$$V_f = \frac{m_f}{\rho_f}, \quad (6)$$

$$V_{matriz} = \frac{m_{matriz}}{\rho_{matriz}}, \quad (7)$$

$$V_v = \frac{m_v}{\rho_v}, \quad (8)$$

$$V_T = V_f + V_{matriz} + V_v, \quad (9)$$

$$v_f = \frac{V_f}{V_T}, \quad (10)$$

$$v_{matriz} = \frac{V_{matriz}}{V_T}, \quad (11)$$

$$v_v = \frac{V_v}{V_T}, \quad (12)$$

$$v_T = v_f + v_{matriz} + v_v = I. \quad (13)$$

Onde:

v_f = fração volumétrica da fibra;

v_{matriz} = fração volumétrica da matriz; e

v_v = fração volumétrica 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. Em compósito estruturais de boa qualidade, a fração volumétrica de vazios (v_v) deve ser necessariamente baixa. Idealmente deve ser inferior a 1%. (Thomazi, 2006). Por esse motivo é possível desprezar a participação dessa variável e aproximar equação (13) para:

$$v_T = v_{matriz} + v_f = I. \quad (14)$$

De posse das frações volumétricas de fibra e resina é possível determinar as propriedades elásticas de uma lâmina de compósito, conforme equações que se seguem (Jones, 1975):

$$E_1 = E_{matriz} \cdot v_{matriz} + E_f \cdot v_f, \quad (15)$$

$$\frac{1}{E_2} = \frac{v_{matriz}}{E_{matriz}} + \frac{v_f}{E_f}, \quad (16)$$

$$v_{12} = v_{matriz} \cdot v_{matriz} + v_f \cdot v_f, \quad (17)$$

$$v_{21} = \frac{v_{12} \cdot E_2}{E_1}, \quad (18)$$

$$\frac{1}{G_{12}} = \frac{v_{matriz}}{G_{matriz}} + \frac{v_f}{G_f}. \quad (19)$$

É possível, agora, determinar as propriedades aproximadas elásticas do material isotrópico equivalente ao compósito laminado, conforme equações que se seguem (Jones, 1975):

$$t_t = \sum_{j=1}^n t_j, \quad (20)$$

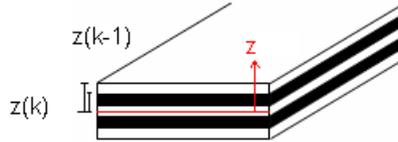


Figura 2.14: Laminado composto e suas lâminas.

Sabe-se que $[z(k) - z(k-1)]$ é a própria espessura de uma lâmina e a linha vermelha da Fig. (2.14) representa o plano médio do laminado.

$$E_1 = \frac{(1 - \nu_{12}\nu_{21})A_{11}}{t}, \quad (21)$$

$$E_2 = \frac{(1 - \nu_{12}\nu_{21})A_{22}}{t}, \quad (22)$$

$$G_{12} = \frac{A_{66}}{t}, \quad (23)$$

$$\nu_{12} = \frac{-A_{12}}{A_{11}}, \quad (24)$$

$$\nu_{21} = \frac{A_{12}}{A_{22}}. \quad (25)$$

onde:

t_t = espessura total do laminado;

E_1 = módulo de elasticidade do compósito na direção principal 1 da fibra;

E_2 = módulo de elasticidade do compósito na direção principal 2 da fibra;

E_f = módulo de elasticidade da fibra;

E_{matriz} = módulo de elasticidade da matriz;

ν_f = coeficiente de Poisson da fibra;

ν_{matriz} = coeficiente de Poisson da matriz;

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

ν_{21} = coeficiente de Poisson, devido a tensão atuando direção 2 da fibra;

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

G_{matriz} = o módulo de cisalhamento da matriz; e

G_f = o módulo de cisalhamento da fibra.

Os valores de A_{11} , A_{22} , A_{12} e A_{66} serão explicados na seção 2.2.2.

2.2.2 Macromecânica

Para a teoria da Macromecânica Clássica, as seções transversais planas permanecem planas na flexão (Levy Neto e Pardini, 2006).

Para o laminado ser considerado simétrico em relação ao eixo de axi-simetria, deve-se considerar o fato de ter lâminas nas posições simétricas, em relação ao plano médio, com mesmos materiais, espessuras e orientação das fibras (Levy Neto e Pardini, 2006).

O laminado em questão é simétrico em relação ao eixo de axi-simetria central do cilindro (tubo), contudo, não é simétrico em relação à linha média na espessura do cilindro e, portanto, em termos da teoria macroscópica este laminado (formado pela camada de aço e pela camada de reparo) não é simétrico e apresenta acoplamentos.

Como o compósito está mais próximo da extremidade externa do cilindro enquanto o aço, material mais rígido, está presente numa camada adjacente mais próxima do centro do tubo, a tendência é a camada de aço contrair mais ($\nu_{aço} \cong 0,3 > \nu_{compósito} \cong 0,1$), forçando o tubo a se flexionar em direção à camada de aço. Este tipo de acoplamento se dá pelo fato das lâminas estarem coladas. Assim, existe a flexão do laminado, onde a camada com maior *poisson* apresenta uma maior deformação.

a) Teoria da placa plana de parede fina (2-D)

Neste caso, apenas a espessura (t) é desprezível em relação às outras duas dimensões (largura e comprimento) de uma placa. Estas outras dimensões têm magnitudes próximas, sendo $t \ll$ largura e $t \ll$ comprimento. Com esta hipótese, trabalha-se muito com a flexão (σ).

b) Casca de revolução ou cilindro axi-simétrico – Casca de Love (parede fina)

A casca é definida como um corpo limitado por duas superfícies curvas, onde a distância entre as superfícies é pequena diante das outras dimensões. O lugar geométrico dos pontos

igualmente distantes das superfícies é a superfície média. O segmento de reta limitado pelas superfícies, e normal à superfície média, é a espessura (t) (Maia, 2003).

A principal hipótese desta teoria se baseia na consideração de que existem somente momentos fletores e esforços normais, desprezando-se o cisalhamento transversal. O compshell despreza a cortante (V), devido ao fato da espessura do cilindro ser fina.

Geometricamente, tal qual as placas, as cascas finas também são 2-D (i.e. apenas a espessura é desprezível). A diferença é que as cascas têm curvatura. As curvaturas constantes de uma superfície são descritas especificando-se o centro de curvatura (CC) e o raio (R), fixos.

Em cascas, se compara $\frac{R}{t}$. Para $\left(\frac{R}{t}\right) > 10$, a casca pode ser considerada fina ou delgada.

No caso deste projeto, $\left(\frac{52,5mm}{2,5mm}\right) = 21$ o tubo pode ser considerado de parede fina.

Como os tubos danificados podem ser modelados como cilindros com uma única curvatura (curvatura simples), esta é a teoria a ser adotada na análise e que serve como base na programação do Compshell.

c) Teoria da membrana

Pode ser adotada para grande parte do cilindro, onde podem ser desprezados momentos fletores e cisalhamento transversal (Levy Neto e Pardini, 2006). A única diferença desta com relação à teoria “Casca de Love” é que a teoria de membrana também despreza os momentos fletores.

Engloba o caso de cilindros com $R \gg t$, sendo muito usada na análise de tubulações ou vasos de pressão.

Quando se analisa um tubo cilíndrico de parede fina, sob pressão interna, este é considerado sujeito a um estado plano de tensão, existindo apenas as tensões axiais e circunferenciais, sendo essa última a mais crítica, em decorrência de sua magnitude. Quanto mais fino é o duto, maior a relação (R/t) e mais satisfatória é a teoria da membrana.

Esta teoria também é usada pelo programa Compshell e é representada pelas Eqs. (53) e (54) explicadas mais adiante.

d) Teoria Macromecânica Clássica: Resultantes de Tensão

Considerando a Teoria Macromecânica Clássica, serão mostradas as equações referentes às resultantes de tensão do compósito laminado (Levy Neto e Pardini, 2006).

$$\begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \\ Q_x \\ Q_y \end{Bmatrix} = \int_{-\frac{t}{2}}^{+\frac{t}{2}} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \\ \tau_{xz} \\ \tau_{yz} \end{Bmatrix} dz. \quad (26)$$

Como a placa é fina, despreza-se Q_x , Q_y , τ_{xz} , τ_{yz} . Assim, tem-se:

$$\begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \end{Bmatrix} = \sum_{k=1}^n \int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} dz, \quad (27)$$

$$\begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \end{Bmatrix} = \sum_{k=1}^n \int_{z_{k-1}}^{z_k} \left[\bar{Q} \right]_k \left[\begin{Bmatrix} \varepsilon_{x_0} \\ \varepsilon_{y_0} \\ \gamma_{x_0, y_0} \end{Bmatrix} + z \begin{Bmatrix} \kappa_{x_0} \\ \kappa_{y_0} \\ \kappa_{xy_0} \end{Bmatrix} \right] dz, \quad (28)$$

$$\begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \end{Bmatrix} = \sum_{k=1}^n \left[\bar{Q} \right]_k \left[(z_k - z_{k-1}) \begin{Bmatrix} \varepsilon_{x_0} \\ \varepsilon_{y_0} \\ \gamma_{x_0, y_0} \end{Bmatrix} \right] + \sum_{k=1}^n \frac{1}{2} \left[\bar{Q} \right]_k \left[(z_k^2 - z_{k-1}^2) \begin{Bmatrix} \kappa_{x_0} \\ \kappa_{y_0} \\ \kappa_{xy_0} \end{Bmatrix} \right], \quad (29)$$

$$\{N\} = [A]\{\varepsilon_o\} + [B]\{\kappa_o\}, \quad (30)$$

Onde:

$$A_{ij} = \sum_{k=1}^n \left(\bar{Q}_{ij} \right)_k [z_k - z_{k-1}] = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} \\ A_{12} & A_{22} & A_{26} \\ A_{16} & A_{26} & A_{66} \end{bmatrix}, \quad (31)$$

$$B_{ij} = \frac{1}{2} \sum_{k=1}^n \left(\bar{Q}_{ij} \right)_k [z_k^2 - z_{k-1}^2] = \begin{bmatrix} B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ B_{12} & B_{22} & B_{26} \\ B_{16} & B_{26} & B_{66} \end{bmatrix}. \quad (32)$$

para $i, j = 1, 2, 6$.

Sabe-se que:

$[Q]$ é função de $[Q]$ e de θ (Daniel and Ishai, 2006). Sendo que a relação que fornece as tensões referentes às direções 1 e 2 em função das deformações, i.e. a matriz $[Q]$, válida apenas no sistema (1,2), é dada Equação 33 (Levy Neto e Pardini, 2006):

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{12} & Q_{22} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = [Q] \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} \quad (33)$$

Onde os componentes da matriz [Q] são:

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

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

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

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

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

Além disso, sabe-se que:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_{x_o} \\ \varepsilon_{y_o} \\ \gamma_{xy_o} \end{Bmatrix} + z \begin{Bmatrix} \kappa_{x_o} \\ \kappa_{y_o} \\ \kappa_{xy_o} \end{Bmatrix}. \quad (34)$$

A matriz de deformação ε representa as deformações dentro da camada z , enquanto as matrizes ε_o e κ_o representam, respectivamente, as deformações e curvaturas do plano médio do laminado.

[A] - matriz de rigidez no plano; e

[B] - matriz de acoplamento que relaciona tensões com curvatura. Esta matriz tem valor nulo para materiais isotrópicos e para laminados simétricos.

Para o laminado ser considerado simétrico, deve possuir lâminas em posições simétricas com mesma:

- Geometria (espessuras)
- Material
- Orientação das fibras

A simetria é considerada em relação à linha tracejada da Fig. (2.15), a qual divide a espessura do laminado em duas partes de mesma espessura. Considerando uma seção transversal do tubo exatamente na região reparada, onde em cinza é a espessura de aço do tubo e em amarelo é o reparo em material compósito (Fig. 2.15), percebe-se que este tubo não é simétrico e, portanto, a matriz B é diferente de zero.

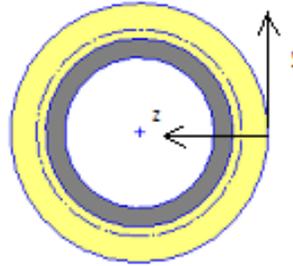


Figura 2.15: Seção transversal do tubo reparado.

Quando os materiais têm diferentes camadas de diferentes módulos de elasticidade, as tensões atuantes dão saltos, não são contínuas (Levy Neto e Pardini, 2006). Isso será observado nos gráficos obtidos para as resultantes de tensão, no Capítulo 4.

e) Teoria Macromecânica Clássica: Resultantes de Momento Fletor

Considerando a Teoria Macromecânica Clássica, serão mostradas as equações referentes às resultantes de momento fletor do compósito laminado (Levy Neto e Pardini, 2006).

$$\begin{Bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{Bmatrix} = \int_{-\frac{t}{2}}^{+\frac{t}{2}} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} z dz, \quad (35)$$

$$\begin{Bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{Bmatrix} = \sum_{k=1}^n \int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} z dz, \quad (36)$$

$$\{M\} = [B]\{\varepsilon_o\} + [D]\{\kappa_o\}, \quad (37)$$

$$D_{ij} = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^n (\overline{Q}_{ij})_k [z_k^3 - z_{k-1}^3] = \begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ D_{12} & D_{22} & D_{26} \\ D_{16} & D_{26} & D_{66} \end{bmatrix}. \quad (38)$$

$[D]$ - (*bending and twisting matrix*) matriz de rigidez à flexão/torção, que relaciona momentos com curvatura. Esta matriz não tem valor nulo para materiais isotrópicos e para laminados simétricos.

Logo:

$$\begin{Bmatrix} Nx \\ Ny \\ Nxy \\ Mx \\ My \\ Mxy \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} & B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ A_{12} & A_{22} & A_{26} & B_{12} & B_{22} & B_{26} \\ A_{16} & A_{26} & A_{66} & B_{16} & B_{26} & B_{66} \\ B_{11} & B_{12} & B_{16} & D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ B_{12} & B_{22} & B_{26} & D_{12} & D_{22} & D_{26} \\ B_{16} & B_{26} & B_{66} & D_{16} & D_{26} & D_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{x_o} \\ \varepsilon_{y_o} \\ \gamma_{xy_o} \\ \kappa_{x_o} \\ \kappa_{y_o} \\ \kappa_{xy_o} \end{Bmatrix}, \quad (39)$$

Que pode ser resumida em:

$$\begin{Bmatrix} N \\ M \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} AB \\ BD \end{bmatrix}_{6 \times 6} \begin{Bmatrix} \varepsilon_o \\ \kappa_o \end{Bmatrix}. \quad (40)$$

2.2.3 CRITÉRIOS DE FALHA (2-D)

a) Máxima Tensão

Para materiais ortotrópicos em considerações simétricas, a tensão de cisalhamento não é fundamental. Sempre assume-se que há 5 independentes modos de falha, um referente a cada positivo e negativo componente de tensão (Tsai, 1987).

É considerado um dos critérios de falha mais simples e é recomendado nos casos de materiais frágeis, como carbono/epóxi, por exemplo.

Não é um método interativo, ou seja, suas equações são independentes.

Para o material não falhar, todas as equações abaixo devem ser respeitadas (Levy Neto e Pardini, 2006).

$$\sigma_i < X_{i_tração}, \quad (41)$$

$$|\sigma_i| < X_{i_compressão}, \quad (42)$$

$$|\tau_{ij}| < S_{ij}, \quad (43)$$

onde: $i, j \rightarrow 1, 2$.

Apenas como curiosidade, seu envelope de falha é uma área retangular delimitada pelas tensões atuantes no material (Levy Neto e Pardini, 2006).

b) Tsai-Hill

É um critério semi-empírico e não interativo. Assim, no plano 2-D, este critério se baseia em uma equação quadrática única (Levy Neto e Pardini, 2006):

$$\left(\frac{\sigma_1}{X}\right)^2 - \left(\frac{\sigma_1\sigma_2}{X^2}\right) + \left(\frac{\sigma_2}{Y}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}}\right)^2 < 1, \quad (44)$$

onde:

$X = X_{IT}$ se $\sigma_1 > 0$ e $X = X_{IC}$ se $\sigma_1 < 0$; $Y = X_{2T}$ se $\sigma_2 > 0$ e $Y = X_{2C}$ se $\sigma_2 < 0$ (vide Fig. 2.13).

Seu envelope de falha é uma elipse, caso seja desprezado o cisalhamento.

Por ser um critério de resistência, tem analogia com Von Mises (critério de escoamento utilizado para material isotrópico e sem a presença de cisalhamento no plano). Assim, substituindo-se a σ_{rup} (na Eq. 44) pela σ_{esc} , tem-se (Levy Neto e Pardini, 2006):

$$\left(\frac{\sigma_x}{\sigma_{esc}}\right)^2 - \left(\frac{\sigma_x\sigma_y}{\sigma_{esc}^2}\right) + \left(\frac{\sigma_y}{\sigma_{esc}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{xy}}{\sigma_{esc}/\sqrt{3}}\right)^2 < 1. \quad (45)$$

Esta equação é a base para o critério de Von Mises e significa que, se o valor do primeiro membro é menor que um, o material não esco. Este é, portanto, um critério de energia máxima de distorção. Será o principal critério usado nas análises numéricas.

c) Hoffman

É semelhante ao critério de Tsai-Hill, sendo que a única diferença é que sua equação se baseia em constantes, sendo que uma delas é baseada em um valor fixo obtido em ensaios experimentais (Levy Neto e Pardini, 2006):

$$\sigma_1 F_1 + \sigma_2 F_2 + \sigma_1^2 F_{11} + \sigma_2^2 F_{22} + \tau_{12}^2 F_{33} + 2\sigma_1 \sigma_2 F_{12} < 1. \quad (46)$$

onde (vide Fig. 2.13):

$$F_1 = \left[\frac{1}{X_{1T}} - \frac{1}{X_{1C}} \right]; F_2 = \left[\frac{1}{X_{2T}} - \frac{1}{X_{2C}} \right],$$

$$F_{11} = (X_{1T} X_{1C})^{-1}; F_{22} = (X_{2T} X_{2C})^{-1},$$

$$F_{33} = (S_{12})^{-1},$$

$$F_{12} = - \left[\frac{1}{2X_{1T} X_{1C}} \right].$$

d) Owen

É um critério desenvolvido pelo pesquisador inglês Owen, especificamente para tubos reforçados com tecidos de fibra de vidro. Ele realizou muitos ensaios com combinação de tensões e dividiu suas equações uma para cada quadrante (Levy Neto e Pardini, 2006):

- Se $\sigma_1 > 0$ e $\sigma_2 > 0$:

$$\left(\frac{\sigma_1}{X_{1T}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_2}{X_{2T}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}} \right)^2 < 1. \quad (47)$$

- Se $\sigma_1 < 0$ e $\sigma_2 < 0$:

$$\left(\frac{\sigma_1}{X_{1C}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_2}{X_{2C}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}} \right)^2 < 1. \quad (48)$$

- Se $\sigma_1 > 0$ e $\sigma_2 < 0$:

$$\left(\frac{\sigma_1}{X_{1T}} \right)^2 - \left(\frac{\sigma_1 \sigma_2}{|X_{1T} X_{2C}|} \right) + \left(\frac{\sigma_2}{X_{2C}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}} \right)^2 < 1. \quad (49)$$

- Se $\sigma_1 < 0$ e $\sigma_2 > 0$:

$$\left(\frac{\sigma_1}{X_{1C}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_1 \sigma_2}{|X_{1C} X_{2T}|} \right) + \left(\frac{\sigma_2}{X_{2T}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}} \right)^2 < 1. \quad (50)$$

Como neste projeto utiliza-se reparos híbridos com vidro/epóxi, também utilizou-se este critério de falha (vide Fig. 2.13).

2.2.4 Considerações gerais sobre o programa de elementos finitos Compshell

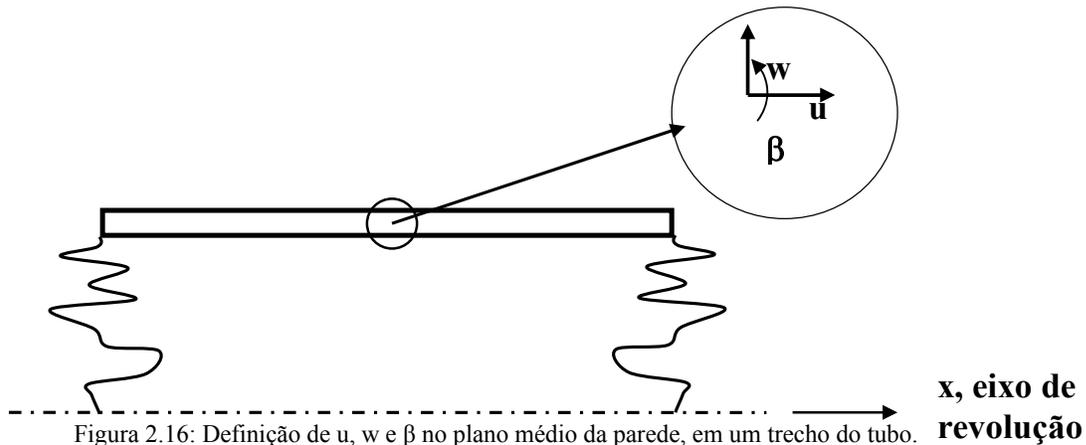
O programa COMPSHELL foi desenvolvido em 1991 e disponibilizado para este trabalho. É um programa voltado para a análise numérica de tensões de cascas laminadas axissimétricas, especialmente em regime linear elástico, baseando-se no Método dos Elementos Finitos (Levy-Neto, 1991).

O Compshell é composto por dois programas complementares: programa de dados e programa casca. O primeiro é o responsável por armazenar as principais informações de entrada do programa, quais sejam: tipo de análise, coordenadas de referência, propriedades mecânicas, orientações das fibras, faixa de carregamento, condições de contorno. Já o segundo programa é o responsável por executar as análises de elementos finitos e gerar os seguintes resultados: pressão que causa a falha ou ruptura do material, pressão de flambagem, deslocamentos e rotações dos nós, resultantes de tensões e deformações nos elementos.

O código COMPSHELL (Mistry e Levy-Neto, 1992, 1994) é um programa de elementos finitos para a análise estática de tensões em cascas de revolução (i.e. cilindros, cones, bem como domos esféricos e torisféricos), que interage com o usuário, perguntando ao mesmo os parâmetros de entrada, para que os dados de saída possam ser gerados, na forma de uma janela gráfica, e utiliza como único elemento, para realizar simulações em cascas finas laminadas, ortotrópicas e axissimétricas (ou de revolução), um anel composto por lâminas concêntricas. O programa baseia-se na teoria de cascas finas de Novozhilov (Tenek and Argyris, 1998), para moderadas deformações, e só trabalha no contexto do regime elásticos dos materiais. Entende-se como casca fina geometrias cujo efeito do cisalhamento transversal pode ser desprezado. Neste caso do tubo, considera-se casca fina quando a relação diâmetro (D)/espessura(t) ≥ 20 . Como neste trabalho os tubos possuem 100 mm de diâmetro interno e menos de 5 mm de espessura, estes são considerados cascas de parede fina. Os dados de entrada incluem, basicamente: a geometria dos tubos; as condições de contorno referentes aos vínculos estruturais; a faixa de variação da pressão aplicada (p), que é incrementada até ocorrer a falha; e as propriedades mecânicas, elásticas e de ruptura, das lâminas dos tubos.

Este programa de elementos finitos é baseado em anéis axissimétricos constituídos por dois nós: um nó em cada extremidade. A parede da casca é composta por camadas ortotrópicas empilhadas e cada nó tem quatro graus de liberdade: três para deslocamentos (u - longitudinal, v - tangencial, e w - radial) e uma rotação meridional (β). Na figura 5, a direção de “u” é paralela ao sentido “x”, “w” é normal à superfície da tubulação e “v” é perpendicular a “u” e a “w”. As relações constitutivas para a estratificação são baseadas na teoria clássica (CLT). Assim, as

resultantes dos esforços aplicados na membrana, assim como o momento fletor na parede do escudo, são incluídas na análise.



Experimentalmente, as deformações, tanto axiais quanto circunferenciais, do laminado externo, no ponto médio dos tubos, serão determinadas por meio duas rosetas, com extensômetros (“strain-gages”, com resistência elétrica de 120Ω) nas direções axial e circunferencial. As rosetas foram alocadas no plano horizontal de simetria dos tubos, e defasadas em 180° . E, por meio destas, bem como usando-se as leituras das pressões aplicadas, no transdutor eletromecânico, as tensões de membrana durante os ensaios serão obtidas e registradas.

Nas simulações realizadas, após uma análise de convergência, passou-se a utilizar 196 nós (195 elementos) nas malhas de elementos finitos. Maiores detalhes sobre o funcionamento do Compshell podem ser encontrados no projeto de Alencar (2006).

3 Materiais e Métodos

Este capítulo apresenta as considerações gerais relacionadas aos materiais e métodos utilizados no desenvolvimento deste projeto, enfatizando os detalhes da análise experimental. “O objetivo da história é saber distinguir entre algo milagroso e algo maravilhoso, rejeitando o primeiro e duvidando do segundo.” (David Hume).

3.1 MATERIAIS E EQUIPAMENTOS

3.1.1 Amostras de tubos de aço (corpos de prova)

Nas análises numéricas serão utilizados dutos de aço de baixo carbono que sofreram desgaste na região central e foram reparados com compósitos de resina epóxi reforçada com tecidos híbridos (i.e. reforçada com fibras de carbono e de vidro-E). Em particular, pretende-se analisar o comportamento mecânico de tubulações, com tampas nas extremidades e submetidas a pressões hidrostáticas internas.

Será analisado numericamente, com o programa de elementos finitos COMPSHELL (Maia, 2003), o comportamento de dutos de aço AISI 1010 com comprimento (c_t) de 500 mm, diâmetro nominal de 105 mm e espessura de parede de 2,5 mm em três situações distintas: (i) íntegros; (ii) desgastados; e (iii) reparados com compósitos.

O desenho esquemático representado na Fig. (3.1) apresenta os detalhes geométricos dos tubos íntegros de análise:

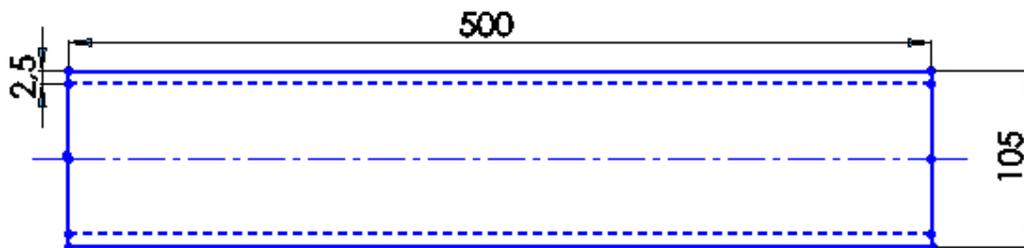


Figura 3.1: Detalhes geométricos dos corpos de prova.

Tabela 3.1: Parâmetros geométricos e de material dos tubos analisados.

PARÂMETROS	ÍNTEGRO	DESBASTADO	REPARADO
Material do Tubo	Aço AISI 1010	Aço AISI 1010	Aço AISI 1010
Condições de Contorno	Tubo íntegro, faceado, sem rebarbas, tampado nas duas extremidades e engastado na extremidade esquerda.	Tubo desbastado mecanicamente na região central, faceado, sem rebarbas, tampado nas duas extremidades e engastado na extremidade esquerda.	Tubo desbastado mecanicamente na região central, reparado com material compósito híbrido (com camadas reforçadas com fibras de carbono e de vidro-E), faceado, sem rebarbas, tampado nas duas extremidades e engastado na extremidade esquerda.
GEOMETRIA			
c_t (mm)	500	500	500
c_d (mm)	---	100	100
R (mm)	52.50	52.50	52.50
$R_{x=250\text{ mm}}$ (mm)	52.50	51.50	51.50
t_t (mm)	2.50	2.50	2.50
$t_{x=250\text{ mm}}$ (mm)	2.50	1.50	1.50
t_L (mm)	---	1.00	1.00

onde:

c_t → comprimento do tubo

t_t → espessura do tubo

R → raio do tubo

c_d → comprimento do desbaste

$R_{x=250\text{ mm}}$ → raio na região desbastada

$t_{x=250\text{ mm}}$ → espessura na região desbastada

t_L → espessura desbastada

3.1.2 Material dos reparos

A otimização do reparo se baseará na utilização de compósitos híbridos com camadas reforçadas com fibras de carbono e de vidro-E.

Os tecidos de fibra de carbono e de vidro são balanceados, possuem uma fração volumétrica de 50% e uma espessura de 0,5 mm e 0,25 mm, respectivamente. A resina epóxi é da marca Araldite, enquanto o catalisador (endurecedor) utilizado para acelerar sua cura é da marca HY 1208 (ver suas principais propriedades na Tab. 3.2).

A resina epóxi utilizada é Araldite LY 1316 BR modificada, transparente, de baixa viscosidade, livre de solventes e cargas que, combinada com o catalisador, proporciona um sistema de fácil manuseio e cura à temperatura ambiente que apresenta um produto curado

rígido e com um excelente equilíbrio entre suas resistências mecânicas, térmicas e químicas associadas à baixa contração (Hundsman, 2005).

A proporção adequada da mistura em peso é de 100 (resina epóxi) para 13 (catalisador). O fabricante recomenda mexer bastante cada componente antes de misturá-los entre si, e pesá-los em recipientes limpos. Após misturá-los, deve-se mexer a mistura por 3 minutos para obter resultados homogêneos (Hundsman, 2005).

Tabela 3.2: Propriedades relevantes dos reagentes utilizados na fabricação do reparo compósito.

Propriedades	Epóxi	Catalisador
Viscosidade a 25°C (mPas)	550-750	20-30
ρ a 20°C (g/cm ³)	1,0-1,05	0,95-0,98

3.2 DETALHES DA METODOLOGIA

O projeto será constituído de duas análises: análise no regime elástico linear e análise no regime de falha.

Com relação à análise no regime elástico linear, o propósito será o de restaurar a rigidez da região desbastada, utilizando uma pressão hidrostática constante de $P = 2$ MPa (cerca de 20 atmosferas), e um reparo com o qual os tubos apresentem um mínimo de estrangulamento ou estufamento, em relação à região íntegra.

Com relação à análise no regime de falha, por sua vez, serão estimadas numericamente as pressões de falha e de ruptura dos dutos, usando-se os critérios de Tsai-Hill, Hoffman, da Máxima Tensão e de Owen (Gibson, 1994). Já experimentalmente, serão estimadas as pressões de ruptura dos tubos desbastado e reparado, sendo que o íntegro será analisado apenas em seu regime elástico devido à segurança.

Pretende-se, assim, projetar reparos compósitos de modo que a rigidez e a resistência dos tubos reparados se assemelhem ao máximo às apresentadas pelos tubos íntegros originais.

Com as análises numéricas, tanto em regime elástico linear como em regime de falha, serão obtidas as deformações circunferenciais e axiais existentes nos tubos de aço analisados. Adicionalmente, serão estimadas as pressões correspondentes às falhas e às rupturas dos dutos e as respectivas posições longitudinais de falha e ruptura.

Com o intuito de estabelecer uma metodologia adequada e simples para que grandes empresas, responsáveis pelo reparo de dutos, possam repará-los com baixo custo e alta

eficiência, serão analisados, numericamente, em regime elástico e no regime de falha, (a) tubos íntegros, (b) tubos desbastados e (c) tubos desbastados e reparados com material compósito.

O tubo íntegro será considerado como a condição ideal, já que representa tubulações originais que não sofreram nenhum tipo de danificação (ver Fig. 3.2). Todos os tubos analisados terão suas propriedades e comportamentos comparados com os do tubo íntegro.

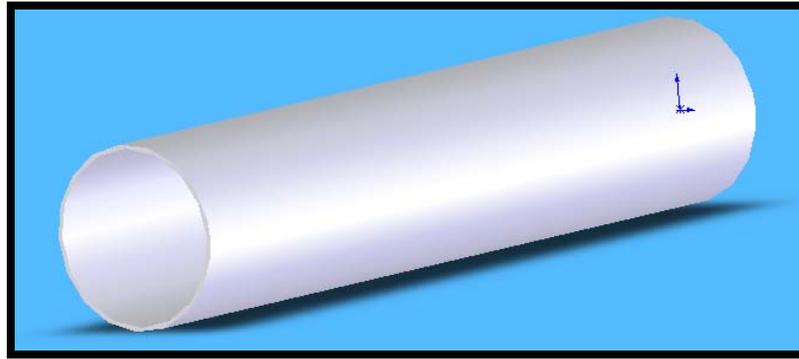


Figura 3.2: Tubo íntegro de aço 1010 utilizado nas tubulações industriais.

O tubo desbastado na região central representa o tubo real que sofreu algum dano em sua superfície, seja ele provocado por corrosão, amasso ou qualquer outra modificação em sua geometria e estrutura originais (ver Fig. 3.3). Na prática, após a detecção do problema, o tubo danificado deve passar por uma limpeza (ver Fig. 3.4) na região superficial afetada, seguida de um pequeno desbaste (ver Fig. 3.5) para fazer com que aquele dano pontual e sua região vizinha apresentem uma superfície homogênea e de mesmo raio, em relação ao eixo axi-simétrico do tubo. Além disso, o desbaste visa permitir um melhor encaixe do reparo na região rebaixada. Por estes motivos, analisar as propriedades de um tubo desbastado é uma metodologia adequada e bem próxima das situações reais.

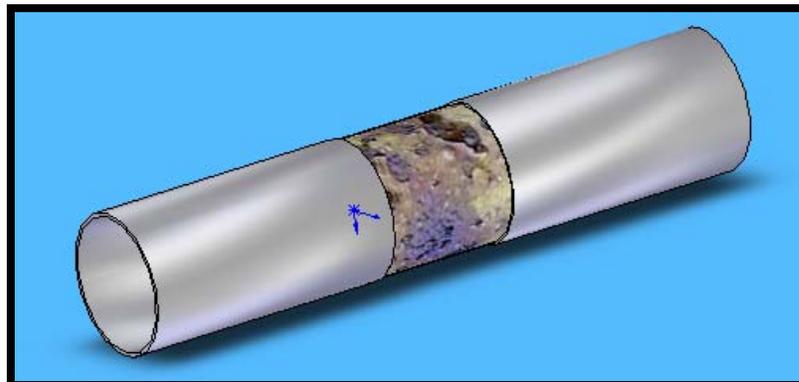


Figura 3.3: Tubo danificado em sua região central devido à corrosão.

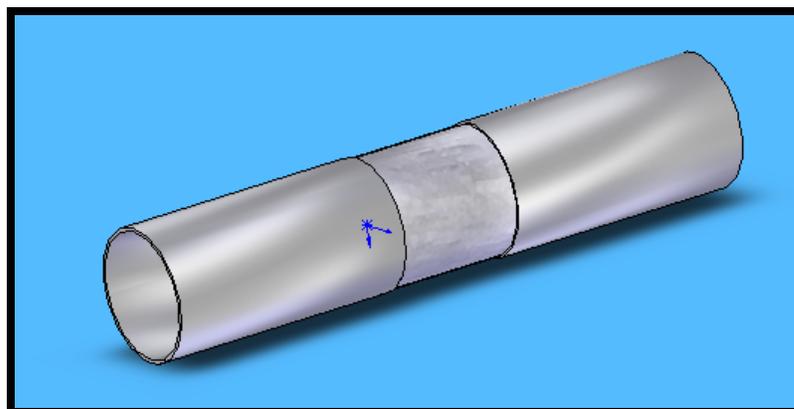


Figura 3.4: Limpeza do tubo.

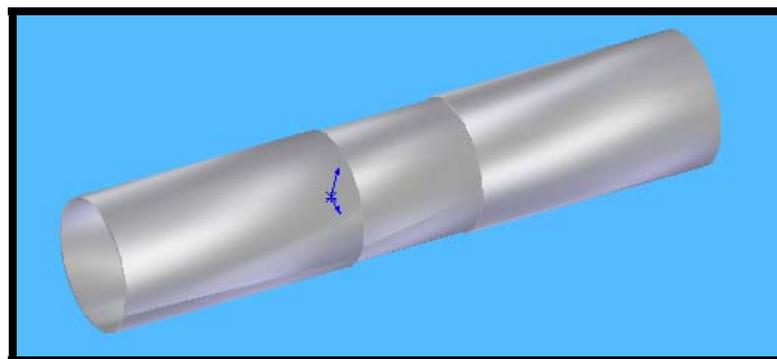


Figura 3.5: Desbaste de dutos na região danificada, se necessário.

Finalmente, para solucionar o problema de danos em tubos industriais, serão analisados tubos, já desbastados, e reparados com matriz epóxi reforçada com tecidos de fibras de carbono e tecidos de fibras de vidro.

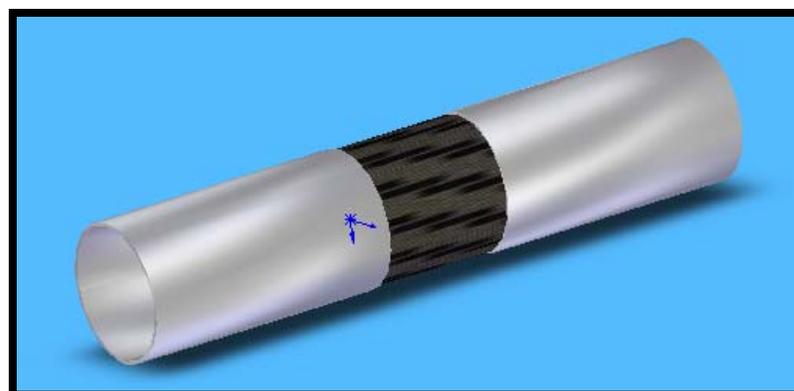


Figura 3.6: Tubo reparado com carbono/epóxi.

3.3 PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

Para enriquecer ainda mais a análise dos resultados numéricos obtidos, estes serão comparados com resultados dos principais experimentos realizados, em estudos anteriores da

Universidade de Brasília, com tubos de aço íntegro, desbastado e reparado, seguindo as mesmas propriedades constituintes e geométricas dos tubos analisados numericamente (para efeito de comparação).

Desta maneira, serão detalhados neste momento os principais materiais e procedimentos experimentais, para melhor entendimento dos resultados obtidos.

3.3.1 Identificação dos Tubos

a) Corte para obtenção dos tubos

Os tubos de aço AISI 1010 vieram de fábrica com 12 m e, por este motivo, os corpos de prova para o experimento, os quais devem ter um comprimento de aproximadamente 500 mm, tiveram que ser cortados com o auxílio de uma fita de serra.

b) Identificação Geométrica

Antes de começar a análise experimental, todos os tubos a serem ensaiados têm que passar por um processo de caracterização geométrica de corpos de prova denominado **identificação de tubos**. Este processo consiste na medição repetitiva de diversos raios de cada tubo em vários pontos, regularmente espaçados entre si, na superfície externa dos tubos, permitindo a quantificação da ovalização dos tubos de aço (ver Fig. 3.7). O método de medida para determinação da variação de raio baseou-se no manual de equipamentos do Laboratório de Metrologia/ENM. (Piratelli Filho, 1976) O instrumento utilizado chama-se esferômetro, cujos detalhes sobre o funcionamento podem ser encontrados em Maia (2003).



Figura 3.7: Tubo íntegro com as marcações necessárias para sua identificação geométrica.

Este procedimento de identificação dos tubos de aço foi realizado para cada um dos tubos ensaiados, no Laboratório de Metrologia, para o qual efetuou-se medidas de espessura (em 11 pontos distintos de cada uma das extremidades de cada tubo, totalizando 22 pontos), com auxílio de um paquímetro, e de parâmetros geométricos para o cálculo do raio médio e do desvio

padrão das amostras dos tubos de aço, com o auxílio do esferômetro e de um software de computador (Excel).

A Figura (3.8) mostra os instrumentos necessários para fazer a caracterização geométrica.

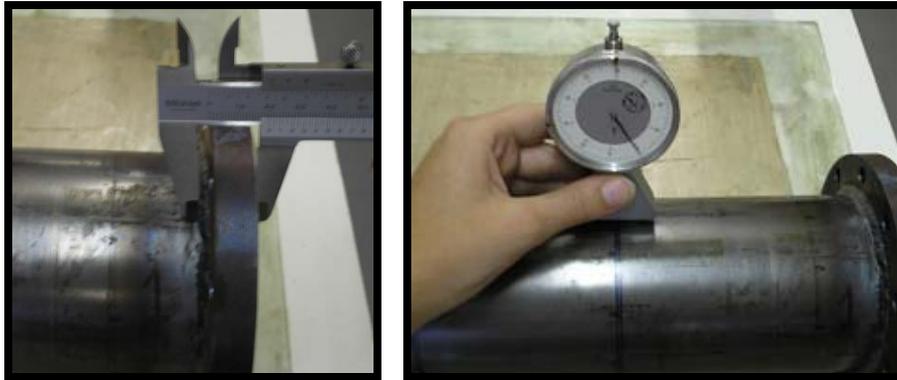


Figura 3.8: Metodologia de identificação dos tubos.

Foi utilizado um paquímetro para a medição da espessura média do tubo. Sua resolução é de 0,05 mm, marca CSE, faixa de medição de 300 mm e de garra de 100 mm. O instrumento utilizado para a determinação do raio médio do tubo chama-se esferômetro, o qual é composto por um relógio comparador alemão da marca Veb Feinmesszeugfabrik Suhl, com resolução de 0,01 mm e faixa de medição até 10 mm. A régua, de resolução 0,1 mm e faixa de medição de 600 mm, auxiliou a determinação da distância regular entre os pontos da superfície do tubo a serem medidos.

Com o auxílio de uma expressão matemática (Eq. 2), a ser explicada em seguida, deve-se calcular a variação de raio de tubos ao longo do perímetro externo, tendo como padrão de medida cinco linhas circunferenciais distanciadas de 125 mm, na direção axial dos tubos íntegros, e onze pontos sobre cada uma destas circunferências em todas as amostras (totalizando 55 pontos). Estas linhas circunferenciais e os pontos foram descritas com o auxílio de um marcador azul (tinta permanente). Para o tubo a ser desbastado, depois desta identificação, foram traçadas 11 linhas circunferenciais apenas ao longo da região a ser desbastada (100 mm) com 11 pontos equidistantes em cada uma (totalizando 121 pontos), sendo esta identificação mais precisa que a primeira devido à necessidade do conhecimento geométrico da região a ser desbastada para não haver um excesso de retirada de material em algumas partes ovalizadas do tubo.

De acordo com a Fig. (3.9), os pontos fixos A e D representam o local onde o esferômetro é apoiado na peça, enquanto o ponto B é o local onde o sensor encosta na peça e registra o deslocamento “ δ ”, devido à curvatura do tubo. Antes de iniciar a utilização do esferômetro, mediu-se os parâmetros “ a ” e “ δ ” com o auxílio de um paquímetro, para que fosse possível a

determinação da variação “ δ ” do raio do tubo. Encontrou-se que $a = 16,5$ mm e “ δ ” é justamente a variação do raio a ser medido. O parâmetro “ R ” representa o raio do tubo e “ O ” o centro da seção transversal do tubo.

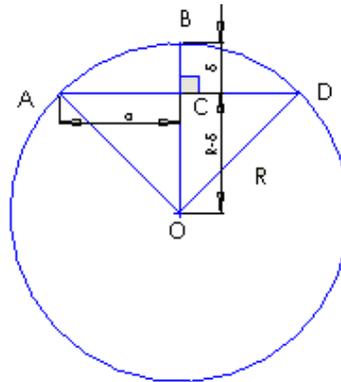


Figura 3.9: Desenho esquemático do funcionamento do esfêrometro (Faluhelgyi,2006).

Utilizando Pitágoras no triângulo ACO, tem-se:

$$R^2 = a^2 + (R - \delta)^2 \quad (1)$$

A partir desta equação, obtém-se:

$$R = \frac{a^2 + \delta^2}{2\delta} \quad (2)$$

Em uma planilha do Programa Excel, valores distintos de δ , os quais foram medidos com o auxílio do esfêrometro, são substituídos na equação Eq. (2) permitindo que, para cada ponto medido, o raio correspondente seja determinado (já que o valor de “ a ” é fixo e conhecido).

Para os tubos 1 e 2, as Tabs. de (3.3) a (3.8) expressam os valores referentes ao raio dos tubos, enquanto a Tab. (3.9) ilustra os valores de espessura.

Tabela 3.3: Tabela de medidas da variação localizada do raio do tubo de aço 1 [mm].

Tabela de medidas da variação localizada do raio de tubos de aço D=105 mm e t=2,5 mm														
Amostra de tubo n.º 1														
Pontos	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	Média	Desvio	
1	2,45	2,37	2,36	2,38	2,35	2,34	2,43	2,34	2,38	2,33	2,34	2,370	0,039	
2	2,43	2,38	2,37	2,36	2,36	2,39	2,39	2,43	2,39	2,35	2,38	2,385	0,026	
3	2,42	2,39	2,37	2,38	2,36	2,38	2,37	2,42	2,41	2,38	2,35	2,385	0,023	
4	2,40	2,38	2,36	2,40	2,37	2,36	2,36	2,45	2,42	2,36	2,35	2,383	0,031	
5	2,42	2,38	2,37	2,38	2,40	2,30	2,41	2,46	2,40	2,37	2,37	2,387	0,040	
												Geral	2,382	0,032

Tabela 3.4: Tabela de medidas da variação localizada do raio do tubo de aço 2 [mm].

Tabela de medidas da variação localizada do raio de tubos de aço D=105 mm e t=2,5 mm														
Amostra de tubo n.º 2														
Pontos	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	Média	Desvio	
1	2,42	2,36	2,37	2,39	2,41	2,37	2,38	2,35	2,36	2,36	2,37	2,376	0,022	
2	2,42	2,35	2,37	2,39	2,41	2,37	2,38	2,35	2,36	2,35	2,39	2,376	0,024	
3	2,39	2,32	2,37	2,39	2,34	2,38	2,35	2,35	2,37	2,36	2,36	2,362	0,021	
4	2,39	2,32	2,35	2,38	2,33	2,38	2,33	2,34	2,38	2,36	2,37	2,357	0,025	
5	2,38	2,35	2,36	2,39	2,32	2,37	2,36	2,34	2,36	2,37	2,38	2,362	0,020	
												Geral	2,367	0,022

Tabela 3.5: Tabela com valores para raios localizados do tubo de aço 1 [mm].

Tabela com valores para raios localizados														
Amostra de tubo n.º 1														
Pontos	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	Média	Desvio	
1	50,9	52,5	52,7	52,3	53,0	53,2	51,3	53,2	52,3	53,4	53,2	52,54	0,81	
2	51,3	52,3	52,5	52,7	52,7	52,1	52,1	51,3	52,1	53,0	52,3	52,23	0,54	
3	51,5	52,1	52,5	52,3	52,7	52,3	52,5	51,5	51,7	52,3	53,0	52,23	0,49	
4	51,9	52,3	52,7	51,9	52,5	52,7	52,7	50,9	51,5	52,7	53,0	52,7	0,65	
5	51,5	52,3	52,5	52,3	51,9	54,1	51,7	50,7	51,9	52,5	52,5	52,18	0,84	
												Geral	52,29	0,66

Tabela 3.6: Tabela com valores para raios localizados do tubo de aço 2 [mm].

Tabela com valores para raios localizados														
Amostra de tubo n.º 2														
Pontos	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	Média	Desvio	
1	51,5	52,7	52,5	52,1	51,7	52,5	52,3	53,0	52,7	52,7	52,5	52,40	0,46	
2	51,5	53,0	52,5	52,1	51,7	52,5	52,3	53,0	52,7	53,0	52,1	52,40	0,51	
3	52,1	53,6	52,5	52,1	53,2	52,3	53,0	53,0	52,5	52,7	52,7	52,70	0,46	
4	52,1	53,6	53,0	52,3	53,4	52,3	53,4	53,2	52,3	52,7	52,5	52,80	0,53	
5	52,3	53,0	52,7	52,1	53,6	52,5	52,7	53,2	52,7	52,5	52,3	52,70	0,43	
												Geral	52,60	0,48

Tabela 3.7: Tabela de medidas da variação localizada (região desbastada) do raio do tubo de aço 2 [mm].

Tabela de medidas da variação localizada (na região desbastada) do raio de tubos de aço D=105 mm e t=2,5 mm														
Amostra de tubo n.º 2														
Pontos	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	Média	Desvio	
1	2,39	2,36	2,37	2,40	2,42	2,37	2,38	2,36	2,36	2,36	2,38	2,377	0,020	
2	2,38	2,36	2,37	2,40	2,42	2,37	2,39	2,36	2,37	2,36	2,38	2,378	0,019	
3	2,40	2,36	2,37	2,40	2,42	2,37	2,38	2,36	2,37	2,36	2,39	2,380	0,020	
4	2,40	2,36	2,37	2,40	2,42	2,36	2,38	2,36	2,37	2,36	2,38	2,378	0,020	
5	2,40	2,36	2,37	2,41	2,43	2,37	2,38	2,36	2,37	2,37	2,39	2,383	0,022	
6	2,42	2,37	2,37	2,40	2,41	2,37	2,38	2,36	2,37	2,36	2,38	2,381	0,020	
7	2,41	2,36	2,37	2,40	2,42	2,37	2,38	2,36	2,37	2,36	2,38	2,380	0,021	
8	2,41	2,36	2,37	2,40	2,42	2,37	2,38	2,37	2,37	2,38	2,38	2,383	0,019	
9	2,41	2,36	2,37	2,40	2,42	2,37	2,39	2,36	2,37	2,36	2,38	2,381	0,021	
10	2,42	2,36	2,36	2,40	2,42	2,37	2,38	2,36	2,37	2,37	2,38	2,381	0,023	
11	2,40	2,37	2,36	2,40	2,42	2,38	2,38	2,36	2,37	2,37	2,38	2,381	0,019	
												Geral	2,380	0,020

Tabela 3.8: Tabela com valores para raios localizados do tubo de aço 2 [mm].

Tabela com valores para raios localizados														
Amostra de tubo n.º 2														
Pontos	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	Média	Desvio	
1	52,1	52,7	52,5	51,9	51,5	52,5	52,3	52,7	52,7	52,7	52,3	52,38	0,41	
2	52,3	52,7	52,5	51,9	51,5	52,5	52,1	52,7	52,5	52,7	52,3	52,36	0,39	
3	51,9	52,7	52,5	51,9	51,5	52,5	52,3	52,7	52,5	52,7	52,1	52,32	0,42	
4	51,9	52,7	52,5	51,9	51,5	52,7	52,3	52,7	52,5	52,7	52,3	52,36	0,43	
5	51,9	52,7	52,5	51,7	51,3	52,5	52,3	52,7	52,5	52,5	52,1	52,26	0,47	
6	51,5	52,5	52,5	51,9	51,7	52,5	52,3	52,7	52,5	52,7	52,3	52,30	0,42	
7	51,7	52,7	52,5	51,9	51,5	52,5	52,3	52,7	52,5	52,7	52,3	52,32	0,44	
8	51,7	52,7	52,5	51,9	51,5	52,5	52,3	52,5	52,5	52,3	52,3	52,26	0,40	
9	51,7	52,7	52,5	51,9	51,5	52,5	52,1	52,7	52,5	52,7	52,3	52,30	0,44	
10	51,5	52,7	52,7	51,9	51,5	52,5	52,3	52,7	52,5	52,5	52,3	52,30	0,47	
11	51,9	52,5	52,7	51,9	51,5	52,3	52,3	52,7	52,5	52,5	52,3	52,30	0,39	
												Geral	52,31	0,42

Tabela 3.9: Tabelas com valores localizados de espessura [mm].

Tabela com valores localizados de espessura (mm)													
Amostra de tubo n° 1													
Pontos	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	Média	Desvio
1	2,45	2,45	2,30	2,30	2,55	2,95	2,55	2,50	2,55	2,45	2,35	2,49	0,18
Tabela com valores localizados de espessura (mm) - Tubo 2													
Extremidade 1 - Primeira Medição													
Pontos	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	Média	Desvio
Valor	2,40	2,45	2,40	2,45	2,45	2,45	2,40	2,40	2,47	2,40	2,40	2,42	0,03
Extremidade 2 - Primeira Medição													
Pontos	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	Média	Desvio
Valor	2,40	2,40	2,40	2,45	2,35	2,40	2,40	2,40	2,35	2,35	2,35	2,39	0,03
Extremidade 1 - Segunda Medição													
Pontos	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	Média	Desvio
Valor	2,45	2,40	2,35	2,40	2,55	2,35	2,35	2,45	2,30	2,50	2,45	2,41	0,07
Extremidade 2 - Segunda Medição													
Pontos	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	Média	Desvio
Valor	2,40	2,35	2,25	2,30	2,30	2,50	2,40	2,45	2,40	2,40	2,65	2,40	0,11

Como as amostras de tubos 1 e 2 foram cortadas do mesmo tubo de 12 m, fêz-se uma média entre a média das espessuras do tubo 1 com as médias do tubo 2, obtendo-se uma espessura do tubo de $t_t = 2,45$ mm (considerou-se $t_t \cong 2,5$ mm).

É importante obter os valores médios de raio e de espessura das amostras para que, em relação à variação do raio ao longo das linhas circunferenciais, defina-se o grau de ovalização na região central, para determinar até que ponto pode-se desbastar a amostra uniformemente.

Os desvios padrões obtidos, tanto para raio como para espessura, não foram muito significativos e mostram que, para uma espessura de $t_t = 2,5$ mm, caso deseja-se manter uma espessura de 1 mm, o máximo permitido para o desbaste é de 1,25 mm (ver Tab. 3.10).

c) Do material constituinte

Para verificar o tipo de aço exato dos corpos de prova em análise, realizou-se dois ensaios: metalográfico e de dureza.

c.1) Ensaio Metalográfico

- 1) corte de uma pequena quantidade de material a ser analisado;
- 2) embutimento, com máquina Prestopress Prensa Manual, da peça no baquelite (Fig.3.10);
- 3) lixamento com lixas 220, 320, 400, 600 e 1200 grãos/pol², nesta ordem (Fig. 3.10);
- 4) polimento final com pasta de diamante Tipo S, 6g, 1 μ (poder de abrasão), feltro e lubrificante (próprio para polimento metalográfico) (Fig. 3.10);
- 5) ataque de Nital (ácido nítrico) de 3 a 5% de álcool; e
- 6) análise no microscópio com aumento de 200x, do tipo Olympus BX 51.

O corpo de prova a ser analisado tem dimensões 10x8 mm.



(a)

(b)

Figura 3.10: (a) Lixamento do material; (b) Polimento metalográfico.

Os resultados da micrografia (fotos metalográficas do material dos corpos de prova) podem ser vistos na Figura (3.11).

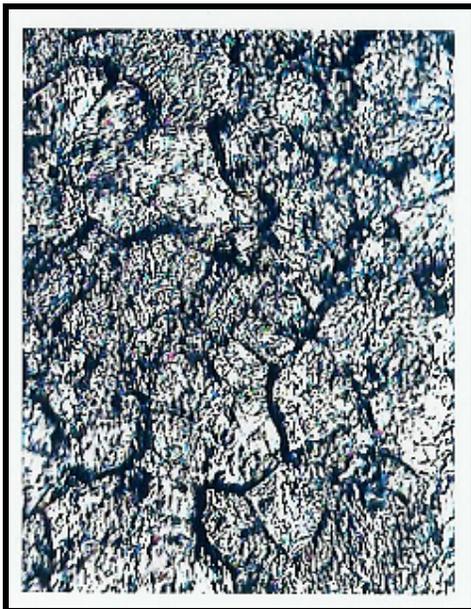


Figura 3.11: Região da espessura: Aumento de 200x, ataque de Nital em 18 minutos

Com esta foto acima, percebe-se perfeitamente os contornos de grão e a presença de partículas de cementita. Observando os aspectos físico-químicos da foto metalográfica visualizada anteriormente, pode-se concluir que o material dos tubos utilizados nos experimentos se trata de aço de baixo carbono (pouca quantidade de cementita).

c.2) Ensaio de Dureza

É um ensaio não destrutivo, baseado na penetração de uma esfera no material a ser determinado, que forneceu a Dureza Brinell do material.

Foi utilizada uma esfera de 2,5 mm, uma carga mínima de 62,5 kg e uma máquina de dureza HPO 250 ME 12. Os resultados de dureza podem ser visualizados na Tab. (3.10).

Tabela 3.10: Resultados do Ensaio de Dureza Brinell [HB].

Material	Dureza HB (1ª medida)	Dureza HB (2ª medida)	Dureza HB (3ª medida)	Dureza Média HB
Aço	112	115	112	113

É importante ressaltar que este valor de dureza é uma aproximação da dureza do material, já que reflete o valor exato da dureza superficial do material, e não necessariamente do material como um todo. Com este valor de HB = 113, confirma-se que o material é aço de baixo carbono. Com estes dois ensaios, confirma-se que o aço carbono em questão é SAE 1010.

3.3.2 Preparação dos corpos de prova

a) Realização dos furos na tampa e do sulco necessário para o posicionamento dos *o-rings*

Dois orifícios foram feitos na metade externa da tampa flangeada, com auxílio de uma furadeira. Estes orifícios são necessários para a passagem da mangueira e do *niple* do transdutor (ver Fig. 3.12).

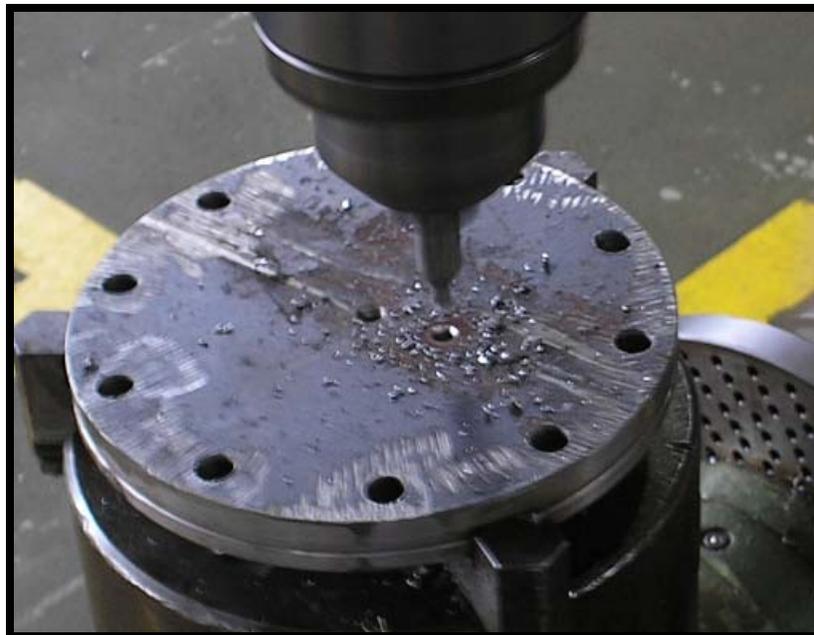


Figura 3.12: Furação dos orifícios na tampa.

Para a execução dos sulcos na tampa flangeada, utilizou-se o torno mecânico do SG-9.

b) Colagem das tampas

A colagem dos *o-rings* nas tampas (metade externa) foi realizada com auxílio de uma Super Bonder e com um tempo de espera de 5 minutos. Estes *o-rings* são dispositivos que auxiliam a vedação da tampa flangeada.

c) Soldagem das Tampas

As metades internas da tampa flangeada foram soldadas ao tubo com eletrodo não-consumível de tungstênio. A soldagem das tampas no tubo foi executada no SG-9, com o auxílio da máquina de soldagem TIG e a utilização dos EPI's (equipamento de proteção individual) adequados (ver Fig. 3.13).



Figura 3.13: Máquina e processo de Soldagem TIG das tampas no tubo.

d) Faceamento das Tampas

Para melhorar a vedação entre as duas metades da tampa flangeada e evitar qualquer tipo de rugosidade superficial que pudesse atrapalhar esta vedação, optou-se por facear as faces das tampas (ver Fig. 3.14).



Figura 3.14: Método de faceamento da tampa com torno de faceamento.

e) Metodologia de desbaste

Para o desbaste de $c_d = 100$ mm e $t_d = 1,25$ mm do tubo 2, utilizou-se o torno mecânico do SG-9.

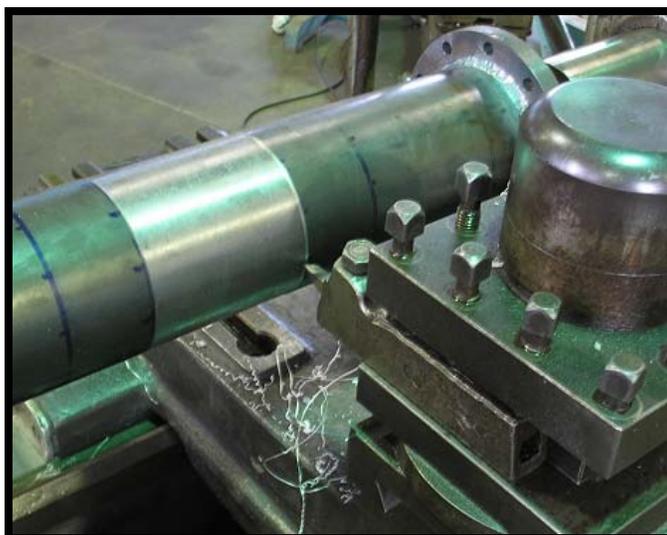


Figura 3.15: Torno para desbaste do tubo.

f) Metodologia de aplicação do reparo compósito

1º) Escolha do método de fabricação do compósito

São muitos os métodos de fabricação de materiais compósitos existentes na atualidade. A escolha do método adequado é de extrema importância em se tratando de compósitos, pois este influencia as propriedades físicas e mecânicas destes materiais. Os processos de fabricação são classificados de acordo com o molde utilizado, podendo ser de molde aberto, molde fechado ou intermediário (utiliza molde aberto e fechado).

De acordo com Flaminio Levy Neto e Pardini (2006), devido ao elevado número de fatores que determinam as características finais de uma peça fabricada com compósitos, é necessário o conhecimento e o controle das seguintes etapas de fabricação: escolha do tipo de ferramenta, controle da matéria-prima, controle do ambiente de trabalho, preparação e ciclo de polimerização, desmoldagem e operação de acabamento.

Dentre todos os métodos existentes, será utilizada a impregnação manual com consolidação em bolsa de vácuo. Segundo uma pesquisa realizada pela empresa Barracuda Tech, especialista em matérias compósitos, este processo é o mais simples e muito utilizado na engenharia, pois permite o uso de pressão durante o período de cura do laminado e consegue atingir a qualidade esperada exigindo menos custos e complexidades (se comparado a outros métodos, como autoclave e moldes de encaixe macho e fêmea). Assim, consegue-se obter estruturas de alta performance e baixo peso.

Este procedimento permite o aumento do teor de fibras pela melhor compactação das mesmas, reduzindo a quantidade de espaços vazios dentro do laminado e aumentando as

propriedades de cisalhamento interlaminar. A elevação da pressão na compactação do laminado tem a função de remover os espaços vazios e retirar o excesso de resina, enquanto a temperatura encurta o tempo de gel e o período de endurecimento. Este método fornece, assim, melhores propriedades mecânicas ao laminado.

Outra vantagem, é que esta técnica com bolsa de vácuo pode ser usada tanto por um amador quanto por um profissional, pois seu princípio é muito simples (consiste apenas de uma bolsa de vácuo sobre o molde, onde o ar é retirado por uma bomba de vácuo). A diferença de pressão cria uma pressão externa ao longo do laminado sobre o molde.

A bolsa de vácuo é uma estrutura capaz de se amoldar facilmente sobre todo o contorno dos mais diversos tipos de estrutura. Sua composição geralmente é feita de filmes plásticos transparentes, extremamente finos, resistentes ao ataque da resina e a altas temperaturas, e baratos.

Com este procedimento, a distribuição de resina é mais regular e as propriedades mecânicas finais são melhores. Além disso, em reparos híbridos, esta técnica é preferida, pois o objetivo principal é aumentar a adesão das lâminas da interface entre carbono/epóxi e vidro/epóxi, evitando a necessidade da colagem através de mantas.

Este é, portanto, um procedimento adequado para a fabricação do material compósito a ser usado no reparo de tubulações, podendo ser classificado como intermediário (começa com molde aberto, sendo depois recoberto com a bolsa de vácuo).

O processo de impregnação manual é uma técnica onde o reforço é impregnado pela resina sobre a superfície de um molde. A resina é espalhada sobre todo o reforço, por meio de pincel, rolo ou por um sistema de injeção. Camadas de reforço são incorporadas, sendo que o número destas é função da espessura da peça a ser fabricada. Após atingida a espessura, a peça é polimerizada à temperatura ambiente (podendo ser levada também a uma estufa, se for necessário elevar sua temperatura).

A moldagem a vácuo é um dos mais versáteis e utilizados processos. A aplicação de vácuo, além de proporcionar uma homogeneização da espessura e garantir o formato da peça, favorece a eliminação do ar aprisionado quando da sua moldagem, o que resulta em peças de melhor desempenho.

A principal vantagem deste tipo de fabricação de compósitos de matriz polimérica é que envolve altas pressões e pode ser executado a baixas temperaturas, evitando-se problemas associados com a degradação do reforço. Por esta razão o desenvolvimento de compósitos de matriz polimérica cresceu rapidamente (Deniculi, 1999).

2º) Procedimentos

Como o experimento inclui a utilização de fibras de carbono e de vidro, as quais podem provocar coceira em contato com a pele humana, recomenda-se, antes de começar o experimento, que o responsável pelo mesmo e todos os operados utilizem jaleco apropriado e luvas.

1) Primeiramente, corta-se o tecido da fibra a ser utilizada, nas dimensões desejadas (Fig. 3.16);



Figura 3.16: Corte do tecido de fibra de carbono.

Para o reparo do projeto, recortou-se três camadas de fibra de carbono com 100 mm de largura, cinco camadas de fibra de carbono com 150 mm de largura e duas camadas de fibra de vidro com 150 mm de largura.

2) Mede-se, com o auxílio de uma balança, a massa de todas as lâminas de fibra já cortadas que serão utilizadas na formação do reparo;

Na fabricação do reparo para a análise experimental do tubo reparado (Capítulo 5), encontrou-se 0,154 kg de tecido de fibras de carbono, 0,037 kg de tecido de fibras de vidro e uma massa de 0,191 kg total de fibras.

3) Recobre-se a superfície do molde (neste caso, é uma mesa de vidro) com cera ou qualquer outro desmoldante (Fig. 3.17);

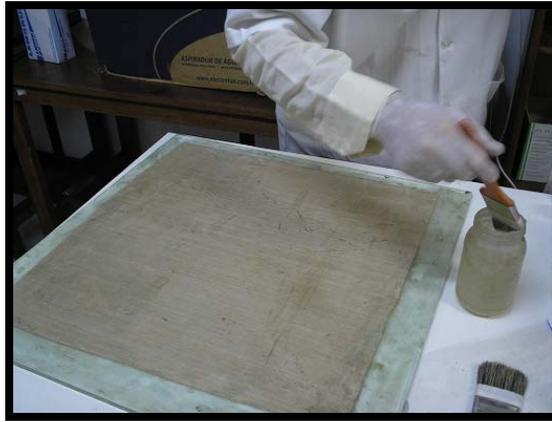


Figura 3.17: Recobrimento da superfície do molde com cera.

4) Coloca-se a primeira camada de fibras sobre o molde, observando para que não haja fios de fibras sobressalentes ao longo de todo o comprimento da lâmina;

5) Para preparar-se a matriz (resina + catalisador), há alguns procedimentos básicos que devem ser seguidos:

- Sabendo-se a massa total de fibras a serem utilizadas, coloca-se em um recipiente de vidro a quantidade correspondente de resina epóxi, segundo as Eqs. (3) e (4):

$$m_{matriz} = 1,3 * m_{fc} , \quad (3)$$

$$m_{epóxi} + \frac{(13 * m_{epóxi})}{100} = m_{matriz} . \quad (4)$$

Para o caso específico, encontrou-se 0,2483 kg para a massa de matriz e 0,2197 kg de epóxi.

- Em seguida, acrescenta-se, neste mesmo recipiente, a quantidade correspondente de catalisador, segundo a Eq. (5):

$$m_{epóxi} + m_{catalisador} = m_{matriz} . \quad (5)$$

A massa de catalisador necessária para o corpo de prova do projeto foi de 0,0286 kg.

- Mistura-se ambos os reagentes durante três minutos, a fim de que a matriz esteja pronta para ser utilizada (Fig. 3.38);

OBS: É importante lembrar que sempre deve-se ter o cuidado de não acrescentar catalisador além da quantidade prevista pela fórmula, pois isso poderia ocasionar a queima da matriz no processo de polimerização. Por outro lado, o único prejuízo em colocar-se menos catalisador do que o previsto é o retardamento do processo de cura do material.



(a)



(b)

Figura 3.18: (a) Adição de catalizador à solução de epóxi; (b) Mistura de epóxi com catalizador durante 3 minutos para a formação da matriz do compósito.

6) Em seguida, deve-se impregnar, manualmente e com o auxílio de pincéis ou rolos, a matriz na camada de fibras já posicionada no molde (Fig. 3.19);



Figura 3.19: Impregnação de matriz na primeira camada do laminado.

7) Após perceber que toda a camada já está suficientemente recoberta de matriz, coloca-se uma nova camada de fibras em cima da anterior e repete-se o procedimento de impregnação manual com a nova camada;

8) Os itens 6 e 7 são repetidos uma vez para cada camada acrescentada, até que todo o laminado já esteja impregnado (Fig. 3.20);

OBS: as camadas de fibras sucessivas podem ser do mesmo material ou não (reparo híbridos possuem diferentes camadas, cada uma com um tipo de fibra que se deseja)



Figura 3.20: Colocação das camadas do laminado, uma a uma, ao redor do tubo.

9) Posteriormente, recobre-se o laminado com um filme não aderente (nylon, por exemplo), para que, ao terminar a cura da resina, nenhum material esteja aderido permanentemente ao laminado (Fig. 3.21);



Figura 3.21: Colocação do filme de nylon ao redor do tubo.

10) Após este filme não aderente, acrescenta-se uma camada de filme absorvente (toalha de papel, por exemplo), para evitar o contato do filme não aderente com o plástico da bolsa de vácuo, diminuindo os riscos de enrugamento do reparo e, ao mesmo tempo, permitindo que o ar atravesse os poros da camada absorvente para ocorrer o vácuo (Fig. 3.22);



Figura 3.22: Colocação do filme absorvente ao redor do tubo.

11) Em seguida, coloca-se uma proteção plástica de garrafa PET para minimizar o enrugamento do laminado após a polimerização da resina (Fig. 3.23);



Figura 3.23: Colocação do PET ao redor do tubo.

OBS: Com a prática, percebeu-se que, mesmo com o PET, o laminado enrugava e reduzia sua qualidade. A melhor solução encontrada foi substituir o PET por um P.V.C. de diâmetro adequado (Fig. 3.24).



Figura 3.24: Colocação do P.V.C. ao redor do tubo.

12) Coloca-se um tarugo internamente ao tubo para ajudar na promoção de vácuo (Fig. 3.25);



Figura 3.25: Colocação do tarugo de PVC no interior do tubo.

13) Em seguida, recobre-se todo o molde com uma bolsa de vácuo, a qual é vedada com auxílio de um selante (massa de calafetar, por exemplo), como observa-se na Fig. (3.26);



Figura 3.26: (a) Colocação da bolsa de vácuo ao redor do tubo; (b) Vedação da bolsa de vácuo.

14) Conecta-se o tubo condutor de ar (da bomba de vácuo) ao tarugo interno e liga-se a bomba de ar (Fig. 3.27);



Figura 3.27: Acionamento da bomba de vácuo.

15) Espera-se o tempo necessário para cura da resina, sem mexer no material preparado;

OBS: Este tempo varia de acordo com a temperatura utilizada. Se o processo ocorre a uma temperatura ambiente, pode levar até 12 horas para formar o material compósito. Caso seja necessário diminuir o tempo de cura, pode-se elevar a temperatura dentro da bolsa de vácuo.

16) Após percorrido o tempo necessário, desliga-se a bomba de vácuo e retira-se, cautelosamente, a bolsa de vácuo, o papel toalha e o nylon, obtendo-se o laminado com o material e as dimensões desejadas.

OBS: Muitas vezes é necessário lixar o reparo, após este procedimento, dependendo de sua aplicação. Para reparo de tubulações, isso não se faz necessário.

A representação esquemática do processo de impregnação manual com consolidação em bolsa de vácuo mostrada na Fig. (3.28) se refere à prática realizada no SG-9 para a fabricação do reparo. Nesta figura, a superfície (base) em marrom representa aproximada e esquematicamente a superfície do tubo que receberá o reparo.

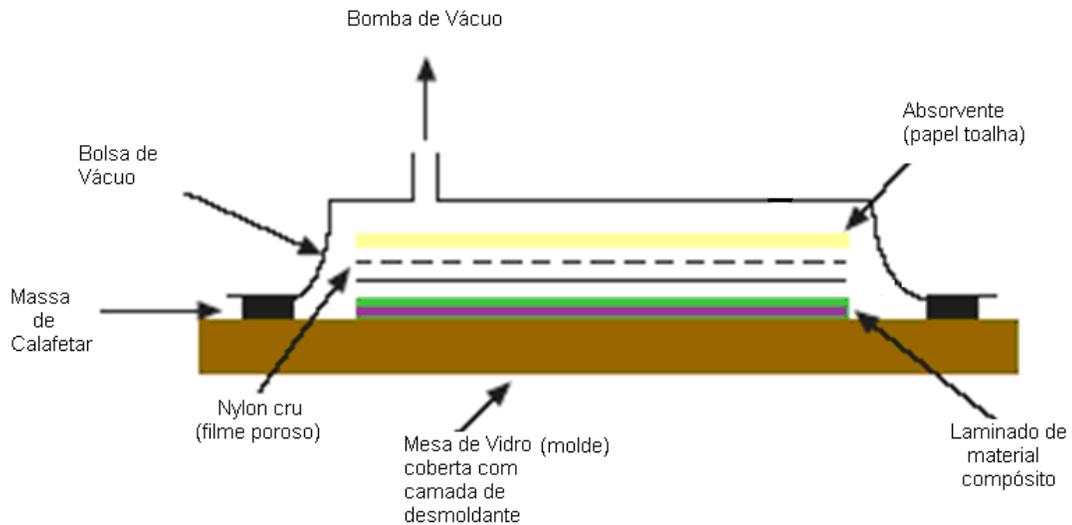


Figura 3.28: Representação esquemática do processo de impregnação manual com consolidação em bolsa de vácuo.

Este esquema foi baseado no proposto por Abaris Training, 1998, assemelhando-se muito ao original (Fig. 3.29).

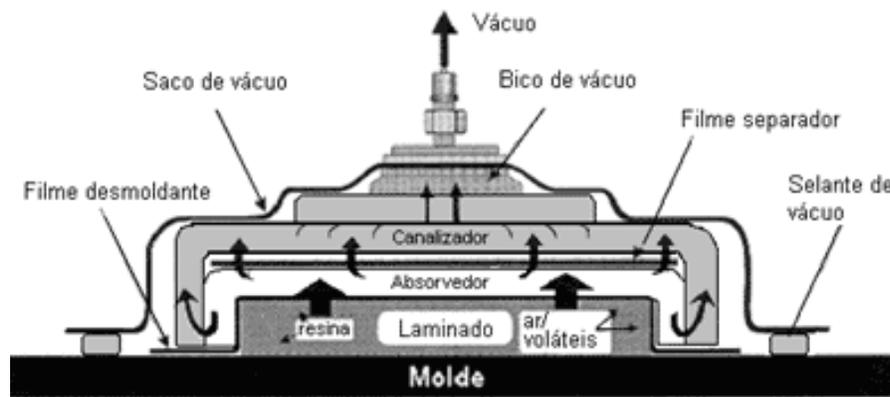


Figura 3.29: Representação esquemática do processo de impregnação manual com consolidação em bolsa de vácuo proposto por Abaris Training (1998).

3.3.3 Instrumentação dos corpos de prova

As principais informações sobre os extensômetros (strain gages) utilizados podem ser vistas na Tab. (3.11).

Tabela 3.11: Tabela com as propriedades dos extensômetros utilizados.

Corpo de Prova	Quantidade	Tipo	Comprimento (mm)	Direção de Medição	Resistência (ohm)	Fator do Extensômetro
1	2	Gage Stacked KFG 5, D16 11, Kyowa, Y 3118 S / 275 A / K 06	5	Axial e Circunferencial	120,2 ± 0,3	2,12 ± 1, 0%
2	2	Gage Stacked KFG 5, D16 11, Kyowa, Y 3118 S / 275 A / K 06	5	Axial e Circunferencial	120,2 ± 0,3	2,12 ± 1, 0%

a) Fixação do tubo em uma superfície horizontal plana

Para iniciar a instrumentação do corpo de prova, é necessário fixá-lo a uma superfície horizontal plana, em uma de suas extremidades.

b) Colagem dos extensômetros elétricos de resistência com ester cianoacrilato (Super Bonder)

Na colagem dos extensômetros, primeiramente deve-se limpar a região do tubo onde será colado o *strain gage*, com solução à base de acetona e com lixa.

Logo após, deve-se aplicar super bonder na superfície do *gage* que estará em contato com o tubo e colá-lo ao tubo pressionando o *gage* com o dedo (aproximadamente 1 minuto) e com auxílio de uma fita durex entre o dedo e o *gage* (Fig. 3.30).

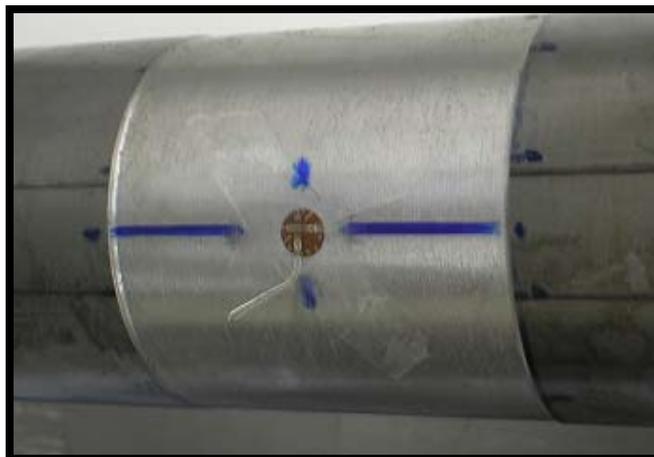


Figura 3.30: Colagem dos extensômetros elétricos de resistência com Ester Cianoacrilato (Super Bonder).

Em seguida, deve-se separar com a pinça os quatro terminais do *gage* para que os conectores possam ser colados sem interferir no funcionamento do extensômetro.

c) Colagem de conectores

A colagem dos dois conectores é realizada da mesma maneira como é feita a colagem dos extensômetros. É importante ressaltar que deve-se colar os dois conectores em direções perpendiculares entre si.

d) Soldagem dos terminais dos extensômetros aos conectores

Para soldar os terminais aos conectores, utilizou-se um soldador cerâmico FT – FSC1 da marca Soft, de 220 V, e um material de adição de liga de Sn 63 / Pb 37, de diâmetro de 1 mm, peso líquido de 25 g e comprimento de 4 mm. Detalhes do ferro de solda com liga de estanho.

e) Teste com um multímetro para verificar se a resistência do extensômetro coincide com sua especificação de fábrica

Após a colagem dos *gages* e dos conectores (Fig. 3.31), verifica-se, com um multímetro, se há algum curto-circuito (devido ao contato dos terminais no tubo, por exemplo), se há continuidade nos terminais e se os *gages* estão com a resistência prevista por fábrica.



Figura 3.31: Corpo de prova instrumentado com extensômetro e conectores.

f) Soldagem dos cabos nos conectores e fixação das tampas com parafusos

Finalmente, antes de colocar o tubo na bancada experimental, solda-se os cabos que conectam o sistema de aquisição de dados aos tubos, nos respectivos conectores. Em seguida, fixa-se a metade externa da tampa flangeada, de apenas uma extremidade, à sua metade interna, com o auxílio de 10 parafusos.

3.3.4 Montagem e fixação dos corpos de prova na Bancada Experimental

É composta de uma caixa metálica de aço 1020, com espessura de 3 mm, 1200 mm de comprimento, 300 mm de largura e 400 mm de altura, com dois mancais, fixados na base da caixa (Fig. 3.8). Um deles funciona como engastamento para uma extremidade do tubo, enquanto o outro funciona apenas como apoio para a outra extremidade do tubo e permite que o mesmo tenha deslocamento axial durante os ensaios. Por medida de segurança, esta bancada foi projetada para o caso das tampas se desprenderem das extremidades do tubo, devido à pressão, e se chocarem contra a bancada, evitando qualquer acidente com os operadores. A tampa da caixa metálica é de acrílico, com 5 mm de espessura, que resiste ao impacto de qualquer parte do tubo ou óleo projetados na direção da tampa acrílica, sendo transparente para permitir a visualização do tubo no experimento (Fig. 3.32 e 3.33).

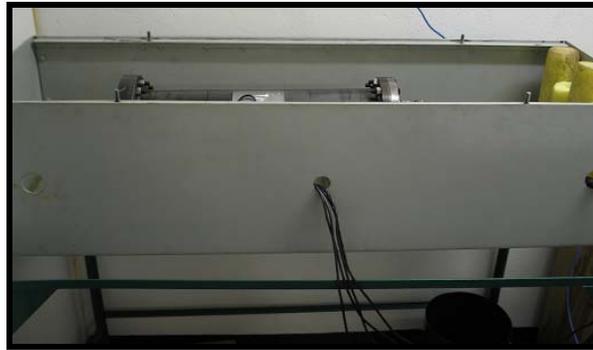


Figura 3.32: Estrutura física da bancada experimental.



Figura 3.33: (a) Mancais de apoio do tubo de aço; (b) Mancal do engastamento do tubo na extremidade esquerda.

É importante destacar que todo o procedimento experimental foi realizado a uma temperatura ambiente de aproximadamente 25°C.

O último passo para a montagem do sistema experimental é a fixação do corpo de prova na bancada e o fechamento da mesma com a tampa de acrílico projetada. Neste momento,

primeiramente deve-se colocar o tubo apoiado nos dois mancais da bancada para facilitar a inserção do tarugo de nylon em seu interior (Fig. 3.34).



Figura 3.34: Colocação do tarugo de nylon no interior do tubo a ser ensaiado.

Este cilindro maciço de nylon com diâmetro menor que o diâmetro do tubo, utilizado em todos os tubos a serem ensaiados, tem a única função de diminuir a quantidade necessária de óleo que deve preencher todo o espaço interno do corpo de prova. Sem a utilização deste cilindro, a quantidade de óleo necessária para preencher o tubo seria muito maior, o que acarretaria maiores custos e tempo de trabalho.

Contudo, para que este cilindro não influencie os resultados, seu eixo central tem que coincidir exatamente com o eixo axi-simétrico do tubo e estar bem fixo nas extremidades do tubo. Para tanto, primeiramente, fixa-se o tarugo na tampa externa (que ainda não foi aparafusada à extremidade do tubo) e, após inserido no tubo, promove-se a fixação do tarugo na outra extremidade do corpo de prova.

Após inserir o tarugo no corpo de prova e de aparafusar a tampa externa que fixa o tarugo, preenche-se o tubo com óleo lubrificante até enchê-lo completamente.



Figura 3.35: Fixação aparafusada das duas metades da tampa flangeada.

Em seguida, promove-se a fixação aparafusada do tubo no mancal esquerdo da bancada. Por último, fixa-se o transdutor no tubo e liga-se o aparato computacional.

3.3.5 Sistema hidráulico de pressão (mangueiras, conexões, transdutor e bomba hidráulica)

A bomba hidráulica e o corpo de prova estão conectados por meio de uma mangueira de aço, de 3 m de comprimento e de diâmetro externo de 10 mm, da marca Jason (Fig. 3.36), que possui paredes de borracha reforçada com malha de aço, com capacidade de pressão até 30 MPa (300 bar). É utilizada para transportar o óleo da bomba ao tubo e é instalada através de conexões de cobre na entrada do tubo e na saída da bomba, que resistem até a mesma capacidade da mangueira, portanto muito superiores às pressões envolvidas nos ensaios em regime elástico ($P = 2,00$ MPa) e de falha ($P \cong 15$ MPa).

O transdutor de pressão, com faixa de operação entre 0 e 40 MPa, monitora a pressão durante todo o ensaio e recebe uma excitação de 24,0 Volts..



Figura 3.36: Detalhes da mangueira de aço e do transdutor.

A bomba hidráulica, da marca Enerpac, tem potência de $\frac{1}{2}$ HP, e capacidade de 70 MPa (700 bar), portanto com capacidade para realizar os ensaios (ver Fig. 3.37).



Figura 3.37: Sistema hidráulico de pressão (mangueiras, conexões e bomba hidráulica).

O óleo do compressor utilizado é da marca MS Lub Schulz, sendo muito usado como lubrificante para compressores de ar alternativos.

3.3.6 Sistema de Aquisição de Dados Lynx AqDados 7.02 ADS 2000

Como pode ser visto na Fig. (3.38), o equipamento de aquisição de dados ADS 2000, de 16 canais, funciona ligado a um microcomputador, que realiza as tarefas de aferição de dados, compensação de temperatura, balanceamento da ponte de resistores e leitura das medidas de deformação axial e circunferencial, com precisão de $0,1 \cdot 10^{-6}$ (Faluhelyi, 2006). A seguir, estão enumerados os procedimentos de utilização do equipamento:

- I. Ligar os cabos dos extensômetros circunferencial e axial nos canais 0 e 1, 2 e 3, respectivamente;
- II. Calibrar o sistema de aquisição de dados por meio da entrada analógica de sinais, com o valor de engenharia no sistema de aquisição de dados que depende do valor da medida de deformação, do resistor da calibração, excitação dos extensômetros com 2,5 V e limites superiores e inferiores da escala para não saturar a diferença de potencial de mais ou menos 10 V (que é regulado pela entrada de ganho que pode ir até 5000, no sistema da marca Lynx)
- III. Conectar o canal 5 ao transdutor de pressão, com faixa de operação entre 0 e 25 MPa, para monitorar a pressão durante o ensaio;
- IV. Esperar o sistema estabilizar (valores de calibração permanecerem aproximadamente constantes); e
- V. Gravar os dados para a quantidade de tempo necessária ao experimento.



Figura 3.38: Sistema de Aquisição de Dados Lynx AqDados 7.02 ADS 2000.

OBS: Para que o equipamento funcione em suas perfeitas condições, é necessário manter uma temperatura ambiente de aproximadamente 25°C. Para monitorar esta temperatura ao longo de todo o ensaio experimental, utilizou-se um termômetro acoplado a um medidor de umidade (ver Fig. 3.4).

4 RESULTADOS NUMÉRICOS OBTIDOS E ANÁLISE DE RESULTADOS

Neste capítulo, se apresenta e analisa os principais resultados numéricos obtidos. "A meta da ciência não é abrir as portas para o sucesso infinito, mas indicar os limites infinitos do erro!!!"(Bertol Brecht).

4.1 RESULTADOS NUMÉRICOS UTILIZANDO ELEMENTOS FINITOS: ANÁLISE BASEADA NA PRESSÃO DE FALHA

4.1.1 Considerações Iniciais

Segundo as normas usadas pelas grandes empresas brasileiras de engenharia (Petrobras N2737 - Norma de manutenção de oleoduto e gasoduto terrestre; em conformidade com a ST 703090; ASME B31.4 e B31.8 - Normas de construção de Dutos; e API 1160 e DOT 49 CFR 195 - Normas de gerenciamento de Dutos), até 60% de desbaste, pode-se reparar o tubo danificado. Acima desta danificação, o duto necessariamente deve ser trocado por outro. Além disso, este valor máximo permitido de redução de 60% da espessura original do tubo também foi obtida diretamente com a PETROBRÁS, a qual considera este defeito extremamente severo e afirma que é o máximo de tolerância por ela permitida. (Soares; Lisboa, 1999)

Já a norma ASME B31-G (1991) considera que, acima de 80% de profundidade de desbaste em relação à espessura original, o tubo deve ser substituído. Contudo, esta norma só é aplicada a tubos que transportem líquidos específicos (hidrocarbonetos, petróleo, amônia, álcool) e gases. Sua aplicação é limitada ao caso de redução de espessura devido apenas à corrosão de tubos de aço carbono e para defeitos no tubo que tenham relação com contornos planos e baixas concentrações de tensão. Isto quer dizer que a norma só é aplicável a defeitos de corrosão ou perda de espessura pela erosão branda, não servindo para defeitos de perda mecânica, como desbaste e ranhuras, e defeitos introduzidos na fabricação do tubo, como costura, crosta ou lasca, e dobradiça.

Portanto, como este projeto se trata de casos gerais de utilização e aplicação de tubos de aço, além de abranger reduções de espessura provocadas por qualquer tipo de problema no tubo, será considerada como redução máxima permitida o valor de 60% da espessura nominal original. Como este é o caso crítico, este valor de desbaste na espessura será o utilizado nas análises numérica e experimental a partir deste momento (sendo estes 60% da espessura $t_t = 2,5$ mm

equivalentes a 1,5 mm para este projeto), de modo a considerar a condição de danificação mais crítica possível.

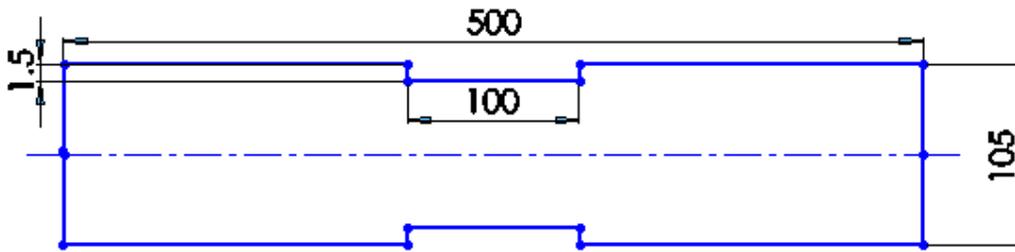


Figura 4.1: Desenho esquemático com as dimensões principais do duto analisado.

Além disso, segundo estudos anteriores, os efeitos dos esforços e momentos gerados pelo engastamento (na extremidade esquerda do tubo) e pela tampa (extremidades do tubo) são sentidos apenas até aproximadamente 80 mm a partir da extremidade do tubo.

Por este motivo, para permitir uma análise do reparo em si e não dos efeitos do engastamento e da tampa, é necessário, na simulação numérica, adotar artifícios e gerar um tubo modificado. Este tubo modificado apresenta, na região de 80 mm das extremidades, propriedades mecânicas de falha (incluindo apenas as resistências mecânicas de escoamento e ruptura) de 10 a 10^3 vezes maiores que as propriedades reais do material que compõe o tubo (aço 1010), a fim de evitar, nas simulações numéricas, que o mesmo falhe nessa região frágil de 80 mm. Assim, adotou-se esta região de 80 mm como sendo a parte modificada do tubo a ser analisado neste projeto.

Na Figura (4.2), uma representação esquemática da simulação numérica de um tubo íntegro com as propriedades do material constantes ao longo de todo o comprimento do tubo e no segmento vertical referente à metade da tampa (52,5 mm).

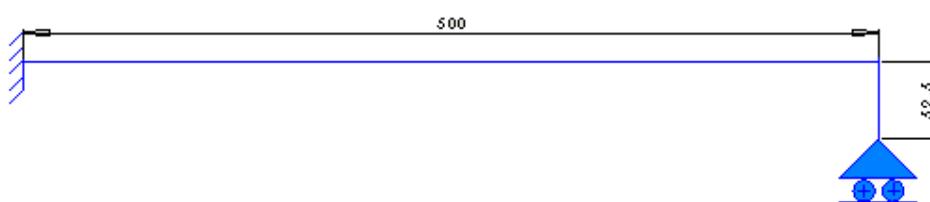


Figura 4.2: Representação esquemática da simulação numérica de um tubo íntegro.

Com relação ao tubo modificado, a diferença é que nas extremidades do tubo (região compreendida por 80 mm em cada extremidade), assim como no segmento vertical (ver Fig. 4.3), tais propriedades do material são consideradas de 10 a 10^3 vezes maiores, dependendo do

caso em análise, para que essas regiões suportem as tensões ali atuantes e não falhem, permitindo que as análises não sejam prejudicadas.



Figura 4.3: Representação esquemática da simulação numérica de um tubo íntegro modificado.

O artifício de considerar o tubo modificado (com propriedades modificadas em suas extremidades) apenas elimina os efeitos de concentração de tensão de engastamentos e tampas, os quais só existem nos tubos simulados e não na realidade. Por este motivo, neste trabalho só serão considerados tubos modificados nas análises numéricas para evitar a falha no engastamento e na tampa.

O objetivo, neste momento, é variar a espessura, comprimento e sobre-espessura do reparo, a fim de obter uma nova metodologia de reparo eficiente, reduzindo, ainda, o estrangulamento e estufamento gerado por ele.

4.1.2 Seleção da espessura ideal do reparo

A espessura a se utilizar pode ser aproximada através das seguintes relações (Thomazi, 2006):

$$\sigma_{C_aço} = E_{aço} * \varepsilon_{C_aço} \quad e \quad \sigma_{C_r} = E_r * \varepsilon_{C_r}, \quad (51)$$

onde:

σ_C → tensão normal na direção circunferencial;

ε_C → deformação circunferencial;

E → módulo de elasticidade;

Índice aço → referente ao tubo de aço íntegro; e

Índice r → referente ao tubo de aço com reparo.

Isolando e igualando as deformações circunferenciais, tem-se:

$$\frac{\sigma_{C_aço}}{E_{aço}} = \frac{\sigma_{C_r}}{E_r}. \quad (52)$$

Sabe-se que a tensão circunferencial para tubos de parede fina ($D_i/t > 20$) é dada por:

$$\sigma_C = \frac{P * R}{t}. \quad (53)$$

Enquanto que a tensão meridional é dada por:

$$\sigma_M = \frac{P * R}{2t}. \quad (54)$$

onde:

$\sigma_C \rightarrow$ tensão circunferencial;

$\sigma_M \rightarrow$ tensão meridional;

$P \rightarrow$ pressão interna;

$R \rightarrow$ raio interno; e

$t \rightarrow$ espessura da parede do laminado.

Com as Eqs. (53) e (54) percebe-se que a tensão circunferencial tem, de fato, a tendência de ser mais crítica em análises de tubos pressurizados.

Substituindo a Eq. (53) em (52), tem-se:

$$\frac{P * R}{t_{aço} * E_{aço}} = \frac{P * R}{t_r * E_r}. \quad (55)$$

Como as pressões internas as quais o tubo está submetido e o raio interno do tubo, são iguais para o íntegro e o reparado, e a espessura retirada do tubo íntegro ($t_{aço} = 1,5$ mm) é constante, a Eq. (55) resume-se a:

$$t_r * E_r = t_{aço} * E_{aço}. \quad (56)$$

É importante mencionar que t_r é a espessura de reparo necessária para substituir a espessura retirada de aço e restaurar a rigidez do tubo.

Caso se queira substituir o reparo de carbono/epóxi por lâminas de vidro/epóxi, esta relação também é válida:

$$t_{r(v/e)} * E_{r(v/e)} = t_{r(c/e)} * E_{r(c/e)}. \quad (57)$$

Utilizando a Eq. (56), e sabendo-se que:

$$E_r \rightarrow 70 \text{ GPa};$$

$$t_{aço} \rightarrow 1,5 \text{ mm}; \text{ e}$$

$$E_{aço} \rightarrow 200 \text{ GPa}.$$

obtém-se uma espessura ótima de reparo de $t_r = 4,3$ mm. Contudo, como a espessura do tecido de fibra de carbono, a ser usado na análise experimental, é de 0,5 mm, será considerado um reparo ideal de 4,5 mm a partir da superfície externa da região desbastada. Assim, na região do desbaste, o reparo terá uma espessura de 4,5 mm, enquanto que nas regiões não desbastadas, o reparo terá uma sobre-espessura de $t_s = 3$ mm para manter a espessura do reparo constante.

4.1.3 Seleção do comprimento ideal

O objetivo agora é evitar que falhe na região reparada do tubo, seja na extremidade ou no interior do reparo.

As posições 0 mm e 50 mm (a partir da extremidade da região desbastada) serão consideradas como os limites inferior e superior de um intervalo onde se buscará um comprimento de reparo ideal. Então, serão analisadas as distâncias, em relação à extremidade da região desbastada, de 0 mm, 12,5 mm (25%), 25 mm (50%), 37,5 mm (75%) e 50 mm (100%). É importante lembrar que está sendo adotada uma sobre-espessura de 3 mm de reparo acima da região externa do tubo (Fig. 4.4).

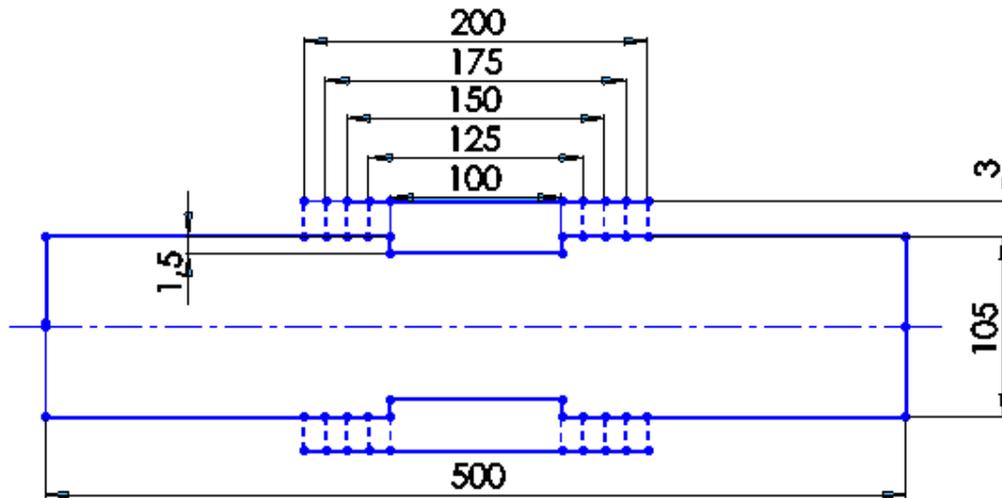


Figura 4.4: Análise da variação do comprimento do reparo.

Os resultados obtidos da P_F (MPa) – pressão de falha e da x_F (mm) – local de falha em relação ao eixo x , para os diferentes valores de comprimento de reparo, bem como comparações entre eles podem ser visualizados na Tab. (4.1).

Tabela 4.1: Resultados obtidos com a análise de variação do comprimento de reparo.

Comprimento (mm)	0	25%	50%	75%	100%
Valor					
x_F (mm) – Tsai-Hill	200,0	187,5	175,0	162,5	350,0
P_F (MPa) – Tsai Hill	14,12	15,80	16,27	16,36	16,33
$\frac{\Delta P_F}{P_{F(75\%)}} \%$	- 13,69	- 3,42	- 0,55	0	- 0,18
Δc_r (em relação à posição 75 %) mm	37,5	25	12,5	0	12,5

Como a P_F maior foi para o caso de 75%, a base para o cálculo de $\frac{\Delta P_F}{P_{F(75\%)}}$ foi a $P_{F(75\%)}$.

Embora a maior pressão de falha tenha sido para o caso de 75%, a diferença desta pressão com relação ao caso de 50% pode ser desprezada (0,55 % é um valor desprezível). Além disso, comparando o caso 75% com o caso 50%, o segundo apresenta uma economia de material devido à redução do comprimento de reparo em 25 mm (sendo 12,5 mm em cada lado do reparo) em relação ao primeiro caso, o que representa uma economia de 25% de material em relação ao reparo da região desbastada. Maiores detalhes quanto à economia de custos será discutida posteriormente.

Analisando o caso do reparo de 100%, percebe-se que a diferença de pressão de falha em relação ao reparo de 75% também é desprezível. Contudo, em relação ao reparo de 50%, há um

acrécimo de 50 mm de reparo, o que representa 50% de material em relação ao reparo da região desbastada e um acréscimo alto de custos. Por esta relação custo/benefício analisada, essa não foi a hipótese escolhida para as futuras análises.

Logo, a melhor situação se apresentou para o caso de 50 %, onde a pressão de falha foi alta e pôde-se efetuar uma economia de custos.

A diferença de $P_F (50\%)$ em relação a $P_F (100\%)$, embora tenha sido pequena, confirma que o primeiro caso seja melhor, já que também apresenta economia de material de reparo (comprimento de reparo é menor). Logo, este será o comprimento c_r adotado a partir deste momento. É importante lembrar, também, que o programa de elementos finitos utilizado inclui erros de aproximação, o que também pode influenciar sensivelmente os resultados para a pressão de falha, por exemplo, gerando esta pequena diferença encontrada.

Já os valores de $P_F (25\%)$ e $P_F (0\%)$ representam uma diminuição significativa com relação a $P_F (50\%)$, representando soluções menos vantajosas.

4.1.4 Variação do valor da sobre-espessura

Com os resultados anteriores, percebe-se que a falha está ocorrendo sempre na extremidade do reparo (na camada de aço), o que se deve, principalmente, ao fato desta ser uma região de concentração de tensões por representar um ponto de transição para um material de mais alta rigidez. Para tentar minimizar estes efeitos, e sabendo-se que a espessura ótima de reparo na região desbastada é de 4,5 mm, variou-se os valores de sobre-espessura na região não desbastada do tubo (ver Fig. 4.5).

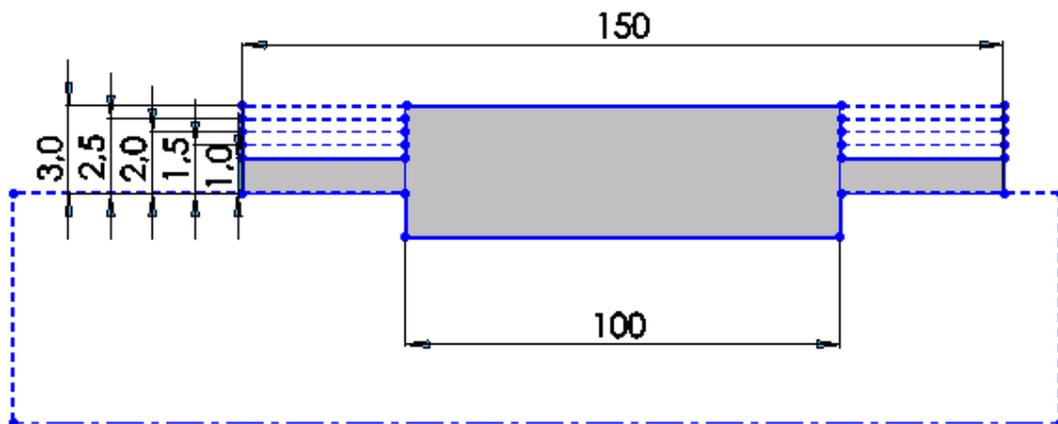


Figura 4.5: Análise da variação da sobre-espessura do reparo.

Os resultados obtidos da P_F (MPa) e da x_F (mm) para os diferentes valores de sobre-espessura do reparo podem ser visualizados na Tab. (4.2).

Tabela 4.2: Resultados obtidos com a análise de variação da sobre-espessura de reparo.

Valor da espessura na região não desbastada (mm)	x_F (mm)	P_F (MPa)	$\frac{\Delta P_F}{P_{F(a)}} \%$
(a) 3,0	175,0	16,27	0
(b) 2,5	175,0	16,18	- 0,55
(c) 2,0	325,0	16,24	- 0,18
(d) 1,5	175,0	16,49	+ 1,35
(e) 1,0	300,0	16,60	+ 2,03

A análise foi até uma sobre-espessura de 1,0 mm, pois com esta dimensão a falha passou a ocorrer em uma região interna do reparo, o que não é aceitável para uma metodologia adequada de dimensionamento de reparo.

Além disso, a sobre-espessura de 3 mm foi utilizada como referência para o cálculo de $\frac{\Delta P_F}{P_{F(a)}}$, já que o ideal seria não ter que variar a espessura ao longo do reparo pois, embora economize um pouco de material, é de difícil construção na prática experimental.

Percebeu-se que essa região de mudança de espessura se apresentou como um grande concentrador de tensões, onde as falhas poderiam ocorrer para espessuras menores ou iguais a 1 mm.

O caso (a) representa uma espessura de reparo constante, com falha do aço na região inicial do reparo (parte não desbastada). Já no caso (b), a falha se dá na mesma região, a uma pressão menor, representando uma solução pior que a primeira. No caso (c), a falha se dá na região final do reparo (acima da região não desbastada), a uma pressão P_F também menor que a do caso (a). No caso (d), embora a pressão de falha seja um pouco maior que a do caso (a), não apresenta vantagem sobre este caso, já que a diferença de pressão é de apenas 1,35%, o local de falha é o mesmo e a diferença de espessura de 1,5 mm para 3,0 mm (na região desbastada) é muito grande (50%), apresentando, na construção prática, certamente uma concentração de tensão na região de mudança de espessura do reparo. Finalmente, o caso (e) se apresenta como a pior situação entre os casos, já que a falha se localiza na extremidade do desbaste, ou seja, numa região crítica onde há mudança de espessura de reparo.

4.1.5 Resultados de Estudos Anteriores (Alencar, 2006; Thomazi, 2006; Felippes, 2007)

Um dos propósitos deste trabalho, com relação à análise no regime elástico linear, será o de restaurar a rigidez da região desbastada, utilizando uma pressão hidrostática constante de $P = 2$ MPa (cerca de 20 atmosferas), e um reparo com o qual os tubos apresentem um mínimo de estrangulamento ou estufamento, em relação à região íntegra.

Estudos anteriores indicam que:

- (i) reparos de extensão coincidente ao trecho desbastado tendem a estufar, de forma localizada, no início e no final do reparo (Thomazi, 2006)
- (ii) em reparos que ultrapassam (em 50% de cada lado, 100% no total) a extensão do trecho desbastado, ocorrem estrangulamentos localizados, também no início e no final do reparo (Alencar, 2006)
- (iii) em reparos que ultrapassam (em 25% de cada lado, 50% no total) - equivalente a 25 mm em cada lado, em relação às extremidades do trecho desbastado, ocorrem estufamentos e estrangulamentos localizados, mas de menor intensidade se comparados aos casos (i) e (ii) (Felippes, 2007)

Como ponto de partida do projeto e para otimização dos resultados obtidos em estudos anteriores, serão re-analisadas no COMPSHELL algumas situações, propostas por estes autores, considerando a geometria ideal proposta (ver Tab. 4.3).

Tabela 4.3: Novas considerações para as hipóteses Alencar e Thomazi e novos resultados.

Hipóteses Parâmetros	ALENCAR	THOMAZI	FELIPPES
Consideração	Tubo modificado	Tubo modificado	Tubo modificado
t_d (mm)	1,5	1,5	1,5
c_r (mm)	200	100	150
t_r (mm)	4,5	4,5	4,5
t_s (mm)	3	3	3
$\frac{\Delta P_F}{P_{F(a)}} \%$	+ 0,37	- 13,21	0
x_F (mm)	350	200	175,0
P_F (MPa) – Tsai-Hill	16,33	14,12	16,27

onde:

t_d → espessura do desbaste.

c_r → comprimento do reparo.

t_r → espessura do reparo de fibra de carbono.

OBS: Considerou-se t_r na região desbastada.

x_F → local de falha em relação ao eixo x.

P_F → pressão de falha.

Nos casos analisados, a falha ocorreu na região do reparo (extremidade do comprimento do reparo), sendo que as hipóteses Alencar, Felippes e Thomazi apresentaram, nesta ordem, os valores mais levados, respectivamente, para resistência à falha. A extremidade do reparo coincidindo com a extremidade desbastada apresenta-se como um concentrador de tensão e pode resultar em falhas mais catastróficas em relação às falhas ocorridas fora da região desbastada. Além disso, como a falha continua ocorrendo no reparo e a uma pressão P_F mais baixa que a do caso Alencar, também há o indício de que o caso Thomazi não é a metodologia mais adequada de reparo, o que incentiva a busca por uma metodologia mais adequada.

Verificou-se que a diferença das P_F 's em relação à $P_{F(a)}$, chegou a ser de até aproximadamente 2%, o qual pode ser considerado um valor baixo e desprezível. Acrescenta-se a isso, o fato da economia de espessura, de um caso para outro, ser de apenas 0,5 mm, o que não representa vantagens significativas em reduzir-se a espessura de reparo. A única exceção foi o caso Thomazi, onde a diferença de 13,21 %, em relação à pressão de falha, representa uma diferença considerável, podendo ser descartado.

Logo, chegou-se a conclusão de que o ideal seria, de fato, manter a espessura do reparo constante, em relação ao eixo axi-simétrico do tubo, ao longo de todo o reparo. Assim, considera-se um valor ideal de $t_r = 4,5$ mm (na região desbastada) e $c_r = 150$ mm, onde o reparo de carbono/epóxi passa 50% (em relação aos 50 mm de comprimento da hipótese Alencar) para cada lado da região desbastada, o que equivale a 25 mm em cada lado, e a sobre-espessura do reparo é constante ao longo de todo o reparo ($t_s = 3$ mm). Logo, a hipótese geométrica mais adequada para o objetivo do trabalho seria a Felippes.

Esta solução geométrica ideal a ser utilizada nas simulações numéricas deste trabalho, pode ser visualizada em detalhes no esquema a seguir (Fig. 4.6).

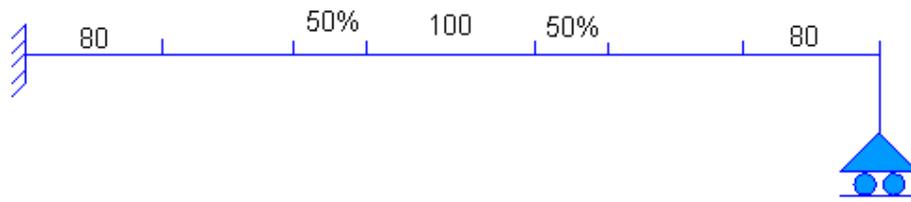


Figura 4.6: Representação esquemática da simulação numérica do tubo reparado.

4.1.6 Reparo Híbrido

Percebe-se que a hipótese Felippes se configura em uma solução interessante. Contudo, a falha do tubo continua ocorrendo no reparo (extremidade). Seguindo os estudos em reparo compósito no intuito de tentar evitar que a falha ocorra neste local e fazer com que ocorra fora da região do reparo, será utilizado um reparo híbrido, com vidro/epóxi e carbono/epóxi. Será utilizado o vidro/epóxi justamente pelas vantagens já citadas anteriormente.

Usando a Eq. (56) e sabendo-se que:

$$E_{(v/e)} = 25000 \text{ MPa},$$

$t_{r(c/e)} = 0,5 \text{ mm}$ (se retira uma lâmina de tecido balanceado de carbono/epóxi para substituí-lo pelo equivalente em tecido balanceado de fibra de vidro/epóxi),

$$E_{(c/e)} = 70000 \text{ MPa},$$

Encontra-se: $t_{r(v/e)} = 1,4 \text{ mm}$.

Contudo, como cada tecido de fibra de vidro possui uma espessura de 0,25 mm; esta lâmina de carbono/epóxi será substituída por uma espessura de 1,5 mm de reparo de vidro/epóxi.

Na Tabela (4.4), estão os resultados de algumas análises baseadas neste valor de espessura.

Tabela 4.4: Resultados obtidos para o reparo híbrido, no caso de retirar-se uma lâmina de carbono/epóxi.

REPARO HÍBRIDO	Espessura vidro/epóxi (mm)	Sobre-espessura t_s em carbono/epóxi (mm)	Espessura carbono/epóxi (mm) na região desbastada	P_F (MPa)	x_F (mm)
1	1,5	2,5	4,0	16,00	325,0
2	1,25	2,5	4,0	15,97	175,0
3	1,0	2,5	4,0	15,97	325,0
4	0,75	2,5	4,0	15,98	325,0
5	0,5	2,5	4,0	16,02	325,0
6	0,25	2,5	4,0	15,88	248,9

OBS₁: conforme o analisado anteriormente, a melhor situação é quando se mantém constante a espessura ao longo de todo o reparo e, por isso, este detalhe foi considerado na análise.

OBS₂: a espessura do tecido balanceado de vidro/epóxi a ser utilizado nos ensaios experimentais é de 0,25 mm, e por isso, a espessura variou de 0,25 em 0,25 mm nesta análise.

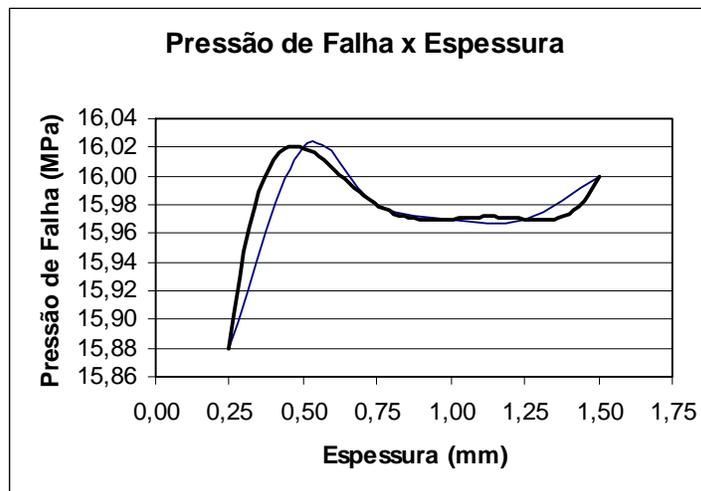
OBS₃: o reparo é híbrido ao longo de todo o seu comprimento e a espessura de vidro/epóxi se mantém constante ao longo de todo o reparo.

OBS₄: a espessura do tecido balanceado de carbono/epóxi a ser utilizado nos ensaios experimentais é de 0,50 mm e, para que os resultados numéricos possam ser comparados com os experimentais, também será o valor considerado na análise numérica.

OBS₅: a sobre-espessura total considerada continua sendo de 3 mm, enquanto a espessura de reparo na região desbastada é de 4,5 mm (já que este foi o valor encontrado para a espessura ideal de reparo).

A partir do caso (5), as falhas ocorrem no interior do reparo e, por isso, as análises consecutivas foram desprezadas. Esta solução é a mais interessante, pois a pressão de falha não é tão mais baixa se comparada ao carbono/epóxi, a espessura de reparo vidro/epóxi coincide com a do carbono/epóxi que foi retirada (não representando acréscimo na espessura de reparo), a falha ocorre na extremidade e não no interior do reparo e, tudo isso, contribui para uma redução dos custos.

Com os valores obtidos em cada uma das Tabelas de (4.4) a (4.11), plotou-se gráficos no Programa Excel “Pressão de Falha (MPa) x Espessura (mm)”, para analisar o comportamento da variação de pressão de falha do material em função da espessura de reparo. Com auxílio do software, realizou-se uma regressão utilizando um polinômio de sexto grau para aproximar-se às curvas obtidas em cada caso.



$$y = 2,304x^5 - 11,093x^4 + 20,613x^3 - 18,267x^2 + 7,5627x + 14,85$$

Figura 4.7: Gráfico 1 de P_F (MPa) x espessura (mm) do reparo de vidro/epóxi, para o caso de retirar-se uma lâmina de carbono/epóxi.

O gráfico ilustrado na Fig. (4.7) foi parametrizado com auxílio do Programa Excel, onde a curva preta é a aproximação da curva real obtida com os valores da Tab. (4.4). A equação em destaque também foi obtida com auxílio do programa e aproxima-se à função referente à curva obtida. Esta mesma análise foi realizada para todos os gráficos em Excel que se seguem.

Fazendo a mesma análise anterior, mas retirando-se agora duas lâminas de tecido de carbono (com espessura de 0,5 mm cada uma) e substituindo-as pelo equivalente em tecido de vidro, tem-se, através da Eq. (56):

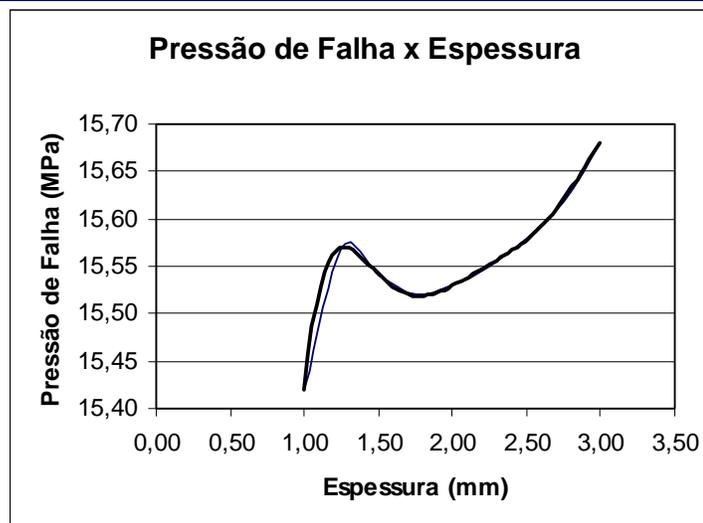
$$t_{r(v/e)} = 2,8 \text{ mm.}$$

Contudo, como cada lâmina de tecido de fibra de vidro possui uma espessura de 0,25 mm; estas duas lâminas de carbono serão substituídas por uma espessura de 3,0 mm de reparo de vidro/epóxi.

Na Tabela (4.5), estão os resultados de algumas análises baseadas neste valor de espessura.

Tabela 4.5: Resultados obtidos para o reparo híbrido, no caso de retirar-se duas lâminas de carbono/epóxi.

REPARO HÍBRIDO	Espessura vidro/epóxi (mm)	Sobre-espessura t_s em carbono/epóxi (mm)	Espessura carbono/epóxi (mm) na região desbastada	P_F (MPa)	x_F (mm)
1	3,0	2,0	3,5	15,68	175,0
2	2,75	2,0	3,5	15,62	175,0
3	2,5	2,0	3,5	15,58	325,0
4	2,25	2,0	3,5	15,55	325,0
5	2,0	2,0	3,5	15,53	175,0
6	1,75	2,0	3,5	15,52	175,0
7	1,5	2,0	3,5	15,54	175,0
8	1,25	2,0	3,5	15,57	175,0
9	1,0	2,0	3,5	15,42	251,1



$$y = -0,2731x^6 + 3,5787x^5 - 19,197x^4 + 53,861x^3 - 83,123x^2 + 66,663x - 6,0896$$

Figura 4.8: Gráfico 2 de P_F (MPa) x espessura (mm) do reparo de vidro/epóxi, para o caso de retirar-se duas lâminas de carbono/epóxi.

Fazendo a mesma análise anterior, mas retirando-se agora três lâminas de tecido de carbono (com espessura de 0,5 mm cada uma) e substituindo-as pelo equivalente em tecido de vidro, tem-se, através da Eq. (56):

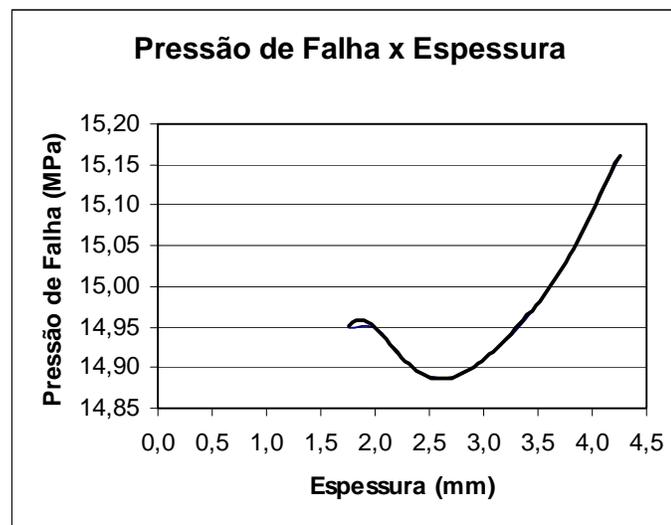
$$t_{r(v/e)} = 4,2 \text{ mm.}$$

Contudo, como cada tecido de fibra de vidro possui uma espessura de 0,25 mm; estas três lâminas de carbono serão substituídas por uma espessura de 4,25 mm de reparo de vidro/epóxi.

Na Tabela (4.6), estão os resultados de algumas análises baseadas neste valor de espessura.

Tabela 4.6: Resultados obtidos para o reparo híbrido, no caso de retirar-se três lâminas de carbono/epóxi.

REPARO HÍBRIDO	Espessura vidro/epóxi (mm)	Sobre-espessura t_s em carbono/epóxi (mm)	Espessura carbono/epóxi (mm) na região desbastada	P_F (MPa)	x_F (mm)
1	4,25	1,5	3,0	15,16	325,0
2	4,0	1,5	3,0	15,09	325,0
3	3,75	1,5	3,0	15,03	325,0
4	3,50	1,5	3,0	14,98	175,0
5	3,25	1,5	3,0	14,94	175,0
6	3,0	1,5	3,0	14,91	325,0
7	2,75	1,5	3,0	14,89	325,0
8	2,5	1,5	3,0	14,89	175,0
9	2,25	1,5	3,0	14,91	175,0
10	2,0	1,5	3,0	14,95	175,0
11	1,75	1,5	3,0	14,95	251,1



$$y = -0,0351x^6 + 0,6702x^5 - 5,25x^4 + 21,58x^3 - 48,905x^2 + 57,661x - 12,593$$

Figura 4.9: Gráfico 3 de P_F (MPa) x espessura (mm) do reparo de vidro/epóxi, para o caso de retirar-se três lâminas de carbono/epóxi.

Fazendo a mesma análise anterior, mas retirando-se agora quatro lâminas de tecido de carbono e substituindo-as pelo equivalente em tecido de vidro, tem-se, através da Eq. (56):

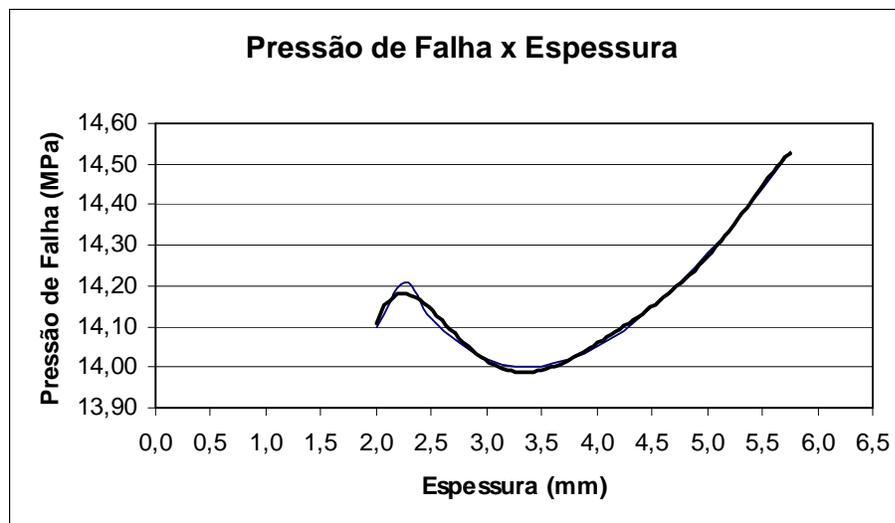
$$t_{r(v/e)} = 5,6 \text{ mm.}$$

Contudo, como cada tecido de fibra de vidro possui uma espessura de 0,25 mm; estas quatro lâminas de carbono serão substituídas por uma espessura de 5,75 mm de reparo de vidro/epóxi.

Na Tabela (4.7), estão os resultados de algumas análises baseadas neste valor de espessura.

Tabela 4.7: Resultados obtidos para o reparo híbrido, no caso de retirar-se quatro lâminas de carbono/epóxi.

REPARO HÍBRIDO	Espessura vidro/epóxi (mm)	Sobre-espessura t_s em carbono/epóxi (mm)	Espessura carbono/epóxi (mm) na região desbastada	P_F (MPa)	x_F (mm)
1	5,75	1,0	2,5	14,53	175,0
2	5,5	1,0	2,5	14,44	175,0
3	5,25	1,0	2,5	14,35	325,0
4	5,0	1,0	2,5	14,28	175,0
5	4,75	1,0	2,5	14,21	325,0
6	4,5	1,0	2,5	14,15	325,0
7	4,25	1,0	2,5	14,09	325,0
8	4,0	1,0	2,5	14,05	175,0
9	3,75	1,0	2,5	14,02	325,0
10	3,5	1,0	2,5	14,00	175,0
11	3,25	1,0	2,5	14,00	175,0
12	3,0	1,0	2,5	14,02	325,0
13	2,75	1,0	2,5	14,06	325,0
14	2,5	1,0	2,5	14,12	175,0
15	2,25	1,0	2,5	14,21	175,0
16	2,0	1,0	2,5	14,10	248,9



$$y = -0,0124x^6 + 0,3064x^5 - 3,0898x^4 + 16,272x^3 - 46,976x^2 + 70,07x - 27,876$$

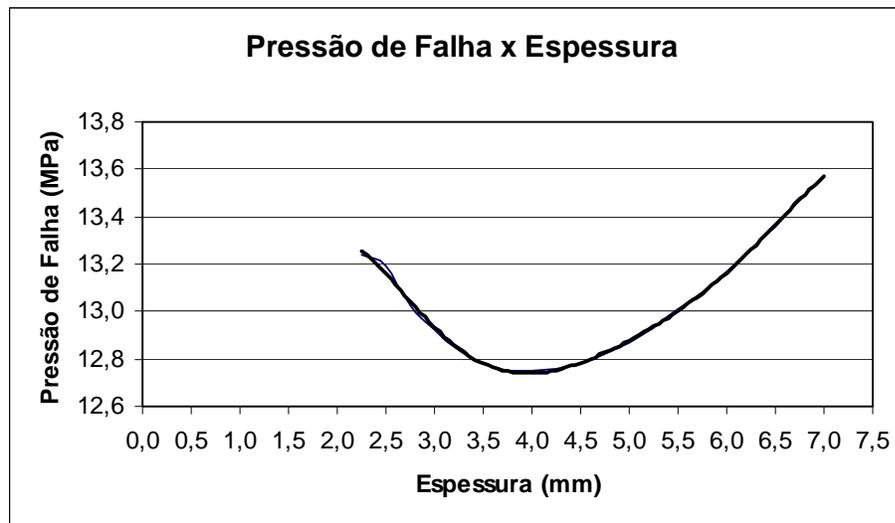
Figura 4.10: Gráfico 4 de P_F (MPa) x espessura (mm) do reparo de vidro/epóxi, para o caso de retirar-se quatro lâminas de carbono/epóxi.

Fazendo a mesma análise anterior, mas retirando-se agora cinco lâminas de tecido de carbono (com espessura de 0,5 mm cada uma) e substituindo-as pelo equivalente em tecido de vidro, tem-se, através da Eq. (56): $t_{r(v/e)} = 7,0$ mm.

Na Tabela (4.8), estão os resultados de algumas análises baseadas neste valor de espessura.

Tabela 4.8: Resultados obtidos para o reparo híbrido, no caso de retirar-se cinco lâminas de carbono/epóxi.

REPARO HÍBRIDO	Espessura vidro/epóxi (mm)	Sobre-espessura t_s em carbono/epóxi (mm)	Espessura carbono/epóxi (mm) na região desbastada	P_F (MPa)	x_F (mm)
1	7,0	0,5	2,0	13,57	175,0
2	6,75	0,5	2,0	13,47	325,0
3	6,5	0,5	2,0	13,36	325,0
4	6,25	0,5	2,0	13,26	175,0
5	6,0	0,5	2,0	13,17	325,0
6	5,75	0,5	2,0	13,08	175,0
7	5,5	0,5	2,0	13,01	325,0
8	5,25	0,5	2,0	12,93	175,0
9	5,0	0,5	2,0	12,87	325,0
10	4,75	0,5	2,0	12,82	325,0
11	4,5	0,5	2,0	12,78	325,0
12	4,25	0,5	2,0	12,76	175,0
13	4,0	0,5	2,0	12,75	175,0
14	3,75	0,5	2,0	12,75	175,0
15	3,5	0,5	2,0	12,78	175,0
16	3,25	0,5	2,0	12,84	325,0
17	3,0	0,5	2,0	12,92	175,0
18	2,75	0,5	2,0	13,03	325,0
19	2,5	0,5	2,0	13,19	175,0
20	2,25	0,5	2,0	13,24	251,1



$$y = -0,0023x^6 + 0,0658x^5 - 0,7738x^4 + 4,708x^3 - 15,419x^2 + 25,224x - 2,7382$$

Figura 4.11: Gráfico 5 de P_F (MPa) x espessura (mm) do reparo de vidro/epóxi, para o caso de retirar-se cinco lâminas de carbono/epóxi.

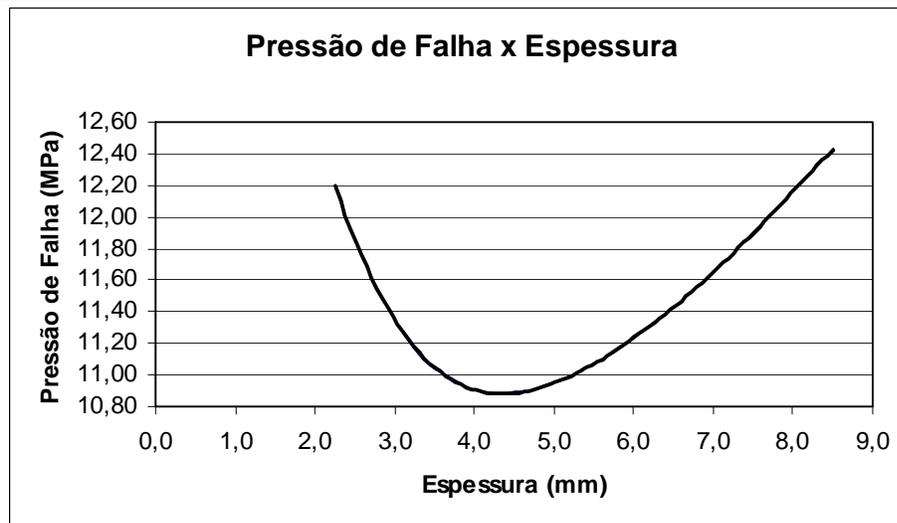
Fazendo a mesma análise anterior, mas retirando-se agora seis lâminas de tecido de carbono e substituindo-as pelo equivalente em tecido de vidro, tem-se, com a Eq. (56): $t_{r(v/e)} = 8,4$ mm.

Contudo, como cada tecido de fibra de vidro possui uma espessura de 0,25 mm; estas seis lâminas de carbono serão substituídas por uma espessura de 8,5 mm de reparo de vidro/epóxi.

Na Tabela (4.9), estão os resultados de algumas análises baseadas neste valor de espessura.

Tabela 4.9: Resultados obtidos para o reparo híbrido, no caso de retirar-se seis lâminas de carbono/epóxi.

REPARO HÍBRIDO	Espessura vidro/epóxi (mm)	Sobre-espessura t_s em carbono/epóxi (mm)	Espessura carbono/epóxi (mm) na região desbastada	P_F (MPa)	x_F (mm)
1	8,5	0	1,5	12,43	325,0
2	8,25	0	1,5	12,29	175,0
3	8,0	0	1,5	12,16	175,0
4	7,75	0	1,5	12,03	175,0
5	7,5	0	1,5	11,90	325,0
6	7,25	0	1,5	11,77	325,0
7	7,0	0	1,5	11,65	325,0
8	6,75	0	1,5	11,54	175,0
9	6,5	0	1,5	11,43	175,0
10	6,25	0	1,5	11,33	325,0
11	6,0	0	1,5	11,23	325,0
12	5,75	0	1,5	11,14	175,0
13	5,5	0	1,5	11,07	325,0
14	5,25	0	1,5	11,00	175,0
15	5,0	0	1,5	10,95	325,0
16	4,75	0	1,5	10,91	175,0
17	4,5	0	1,5	10,89	175,0
18	4,25	0	1,5	10,88	175,0
19	4,0	0	1,5	10,91	325,0
20	3,75	0	1,5	10,96	175,0
21	3,5	0	1,5	11,04	175,0
22	3,25	0	1,5	11,17	325,0
23	3,0	0	1,5	11,34	175,0
24	2,75	0	1,5	11,58	325,0
25	2,5	0	1,5	11,87	175,0
26	2,25	0	1,5	12,19	257,8



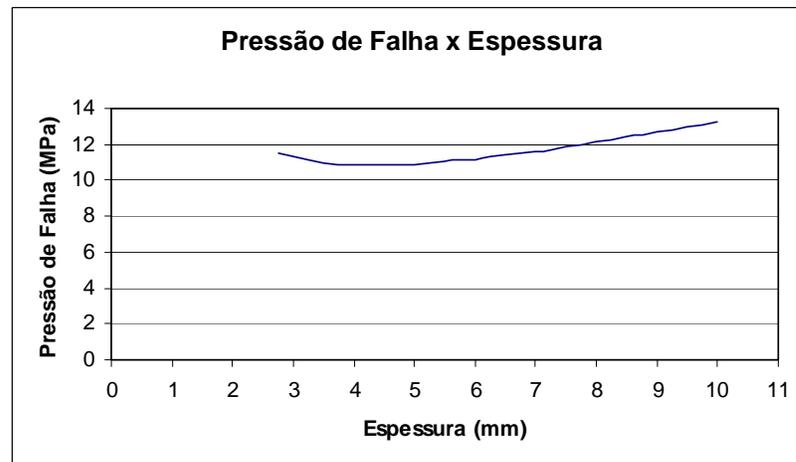
$$y = -0,0001x^6 + 0,0042x^5 - 0,046x^4 + 0,1929x^3 + 0,195x^2 - 3,6985x + 18,291$$

Figura 4.12: Gráfico 6 de P_F (MPa) x espessura (mm) do reparo de vidro/epóxi, para o caso de retirar-se 6 lâminas de carbono/epóxi.

Fazendo a mesma análise anterior, mas retirando-se agora sete lâminas de tecido de carbono (com espessura de 0,5 mm cada uma) e substituindo-as pelo equivalente em tecido de vidro, tem-se, através da Eq. (56): $t_{r(v/e)} = 9,8$ mm. Contudo, como cada tecido de fibra de vidro possui uma espessura de 0,25 mm; estas sete lâminas de carbono serão substituídas por uma espessura de 10 mm de reparo de vidro/epóxi. Na Tabela (4.10), estão os resultados de algumas análises baseadas neste valor de espessura.

Tabela 4.10: Resultados obtidos para o reparo híbrido, no caso de retirar-se sete lâminas de carbono/epóxi.

REPARO HÍBRIDO	Espessura vidro/epóxi (mm)	Sobre-espessura t_s em carbono/epóxi (mm)	Espessura carbono/epóxi (mm) na região desbastada	P_F (MPa)	x_F (mm)
1	10	0	1,0	13,28	325,0
2	9,75	0	1,0	13,12	175,0
3	9,5	0	1,0	12,98	175,0
4	9,25	0	1,0	12,83	325,0
5	9,0	0	1,0	12,69	325,0
6	8,75	0	1,0	12,54	175,0
7	8,5	0	1,0	12,40	175,0
8	8,25	0	1,0	12,27	325,0
9	8,0	0	1,0	12,13	175,0
10	7,75	0	1,0	12,00	325,0
11	7,5	0	1,0	11,87	175,0
12	7,25	0	1,0	11,74	175,0
13	7,0	0	1,0	11,62	325,0
14	6,75	0	1,0	11,50	325,0
15	6,5	0	1,0	11,39	175,0
16	6,25	0	1,0	11,29	175,0
17	6,0	0	1,0	11,19	325,0
18	5,75	0	1,0	11,10	175,0
19	5,5	0	1,0	11,02	175,0
20	5,25	0	1,0	10,95	325,0
21	5,0	0	1,0	10,90	325,0
22	4,75	0	1,0	10,86	325,0
23	4,5	0	1,0	10,84	325,0
24	4,25	0	1,0	10,83	325,0
25	4,0	0	1,0	10,86	175,0
26	3,75	0	1,0	10,91	325,0
27	3,5	0	1,0	11,00	175,0
28	3,25	0	1,0	11,13	325,0
29	3,0	0	1,0	11,30	175,0
30	2,75	0	1,0	11,51	242,2



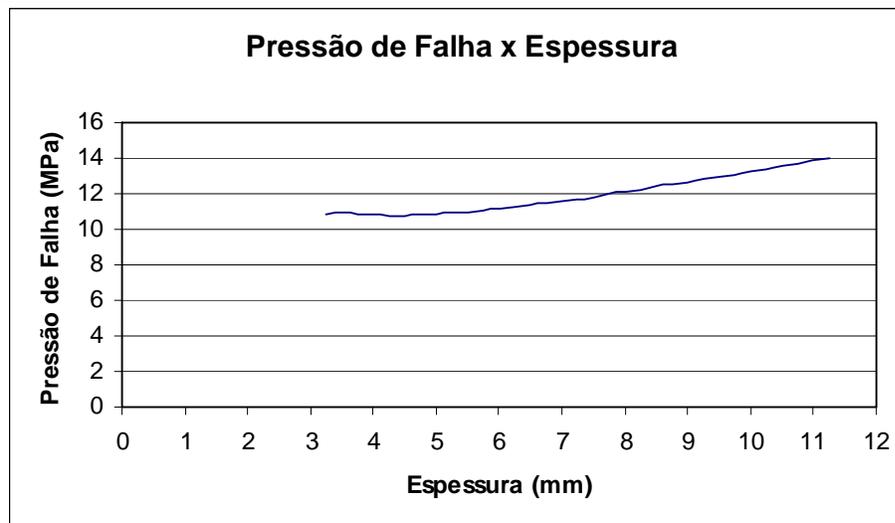
$$y = 2E-05x^6 - 0,001x^5 + 0,0205x^4 - 0,245x^3 + 1,7382x^2 - 6,4409x + 20,147$$

Figura 4.13: Gráfico 7 de P_F (MPa) x espessura (mm) do reparo de vidro/epóxi, para o caso de retirar-se sete lâminas de carbono/epóxi.

Fazendo a mesma análise anterior, mas retirando-se agora oito lâminas de tecido de carbono (com espessura de 0,5 mm cada uma) e substituindo-as pelo equivalente em tecido de vidro, tem-se, através da Eq. (56): $t_{r(v/e)} = 11,2$ mm. Contudo, como cada tecido de fibra de vidro possui uma espessura de 0,25 mm; estas oito lâminas de carbono serão substituídas por uma espessura de 11,25 mm de reparo de vidro/epóxi. Na Tabela (4.11), estão os resultados de algumas análises baseadas neste valor de espessura.

Tabela 4.11: Resultados obtidos para o reparo híbrido, no caso de retirar-se oito lâminas de carbono/epóxi.

REPARO HÍBRIDO	Espessura vidro/epóxi (mm)	Sobre-espessura t_s em carbono/epóxi (mm)	Espessura carbono/epóxi (mm) na região desbastada	P_F (MPa)	x_F (mm)
1	11,25	0	0,5	14,02	325,0
2	11,0	0	0,5	13,87	175,0
3	10,75	0	0,5	13,71	175,0
4	10,5	0	0,5	13,56	175,0
5	10,25	0	0,5	13,41	175,0
6	10,0	0	0,5	13,26	325,0
7	9,75	0	0,5	13,10	175,0
8	9,5	0	0,5	12,96	325,0
9	9,25	0	0,5	12,81	325,0
10	9,0	0	0,5	12,67	175,0
11	8,75	0	0,5	12,52	175,0
12	8,5	0	0,5	12,38	325,0
13	8,25	0	0,5	12,24	175,0
14	8,0	0	0,5	12,10	175,0
15	7,75	0	0,5	11,97	175,0
16	7,5	0	0,5	11,84	175,0
17	7,25	0	0,5	11,71	325,0
18	7,0	0	0,5	11,58	325,0
19	6,75	0	0,5	11,47	325,0
20	6,5	0	0,5	11,35	175,0
21	6,25	0	0,5	11,25	325,0
22	6,0	0	0,5	11,14	175,0
23	5,75	0	0,5	11,05	175,0
24	5,5	0	0,5	10,97	175,0
25	5,25	0	0,5	10,90	175,0
26	5,0	0	0,5	10,85	325,0
27	4,75	0	0,5	10,80	325,0
28	4,5	0	0,5	10,78	325,0
29	4,25	0	0,5	10,78	175,0
30	4,0	0	0,5	10,80	325,0
31	3,75	0	0,5	10,86	325,0
32	3,5	0	0,5	10,95	325,0
33	3,25	0	0,5	10,84	257,8



$$y = -0,0001x^6 + 0,0061x^5 - 0,1092x^4 + 1,0011x^3 - 4,8166x^2 + 11,415x + 0,441$$

Figura 4.14: Gráfico 8 de P_F (MPa) x espessura (mm) do reparo de vidro/epóxi, para o caso de retirar-se oito lâminas de carbono/epóxi.

Com o gráfico 1 (Fig. 4.7), nos intervalos de 0,25 a 0,50 mm e 1,25 a 1,50 mm de espessura, percebe-se que há um pequeno aumento da pressão de falha com o aumento da espessura do reparo de vidro/epóxi, enquanto no intervalo de 0,50 a 1,25 mm de espessura percebe-se que

com a diminuição de espessura vidro/epóxi há um aumento da pressão de falha. Entre 0,50 e 0,25 mm de espessura, apresenta uma queda brusca de pressão para baixas espessuras de vidro/epóxi.

Com o gráfico 2 (Fig. 4.8), no intervalo de 1,75 a 1,25 mm de espessura, também percebe-se um pequeno aumento da pressão de falha com a diminuição da espessura, permanecendo, porém, abaixo da pressão P_F relativa à espessura máxima. Entre 1,25 e 1,00 mm de espessura, apresenta uma queda brusca de pressão para baixas espessuras de vidro/epóxi.

Nos gráficos 3 e 4 (Fig. 4.9 e 4.10, respectivamente), percebe-se que, para alguns intervalos de espessura, ocorre o mesmo fenômeno citado anteriormente (aumento da pressão de falha, com a diminuição da espessura). Contudo, estes casos não apresentam uma queda acentuada de pressão para menores espessuras de vidro/epóxi.

Para os gráficos 5 e 6 (Fig. 4.11 e 4.12, respectivamente), por outro lado, percebe-se que a curva se comporta praticamente como uma parábola, onde há um grande aumento da pressão de falha do vale da parábola até a espessura mínima analisada (se aproximando à pressão de falha relativa à espessura máxima) e não há queda de pressão após este ponto. A partir do gráfico 5, mais de 50% do reparo é de vidro/epóxi.

Para os gráficos 7 e 8 (Fig. 4.13 e 4.14, respectivamente), onde predomina o tecido vidro/epóxi em relação ao carbono/epóxi, as curvas se aproximam a uma reta e há um pequeno aumento de pressão de falha para baixas espessuras de reparo de vidro/epóxi (intervalos 3,00 a 2,75 mm e 3,75 a 3,50 mm de espessura, respectivamente para os gráficos 7 e 8).

Em resumo, percebe-se, analisando estes gráficos plotados com auxílio do Programa Excel, que a baixas espessuras de reparo, o valor de pressão de falha sofre um pequeno aumento. Percebe-se que a pressão de falha vai diminuindo até uma dada espessura, com a diminuição da espessura de reparo de vidro/epóxi, a partir do qual a pressão aumenta até a falha ocorrer dentro do reparo. Isso significa que a Eq. (56) pode não ser ideal para o cálculo da espessura ideal em material compósito, pois este é um material muito peculiar na engenharia. Este aumento de pressão com uma menor espessura se dá pelo fato da tendência ao estrangulamento diminuir na presença de menor quantidade de reparo. Logo, não é vantajoso colocar um excesso de quantidade de reparo de carbono/epóxi, pois isso pode diminuir a pressão de falha em vez de aumentá-la, devido ao estrangulamento (excesso de rigidez). Neste mesmo raciocínio, pode-se dizer que nem sempre o reparo 100% carbono/epóxi é ideal, já que pode estrangular o tubo, diminuir a pressão de falha, incentivar a corrosão e aumentar os custos totais do reparo. Percebe-se, ainda, que a falha, quando ocorre no interior do reparo, tem ocorrido aproximadamente na região central do reparo ($\cong 250$ mm), pois esta região é bastante fragilizada. Finalmente, se todo

o reparo de carbono/epóxi fosse substituído por vidro/epóxi, segundo a Eq. (57), a espessura equivalente seria de: $t_{r(v/e)} = 12$ mm.

Tabela 4.12: Resultados obtidos para o reparo de vidro/epóxi.

REPARO VIDRO / EPÓXI	Espessura V/E (mm) na região desbastada	Sobre-espessura t_S em V/E (mm)	P_F (MPa)	x_F (mm)
1	12	10,5	13,54	325,0

Percebe-se, com a Tab. (4.12), que não é recomendável utilizar um reparo 100% de vidro/epóxi, pois além da pressão de falha ser bem mais baixa, a espessura de reparo é muito maior e pode gerar problemas de operação. Antes de prosseguir para novas tentativas de otimizar o reparo, a Tab. (4.13) sintetiza os principais resultados obtidos para os reparos analisados até o momento.

Tabela 4.13: Comparação dos resultados para os diferentes valores de espessura de reparo analisados.

REPARO	$t_{r(v/e)}$ (mm)	Sobre-espessura t_S em C/E (mm)	Espessura C/E (mm) na região desbastada	P_F (MPa)	x_F (mm)	$\frac{\Delta P_F}{P_{F(a)}} \%$
ALENCAR	---	3	4,5	16,33	350,0	0
THOMAZI	---	3	4,5	14,12	200,0	13,53
FELIPPES	---	3	4,5	16,27	175,0	0,37
(a) HÍBRIDO (retirando 0,5 mm de C/E)	0,5	2,5	4,0	16,02	325,0	1,90
(b) HÍBRIDO (retirando 1,0 mm de C/E)	1,25	2,0	3,5	15,57	175,0	4,65
(c) HÍBRIDO (retirando 1,5 mm de C/E)	2,0	1,5	3,0	14,95	175,0	8,45
(d) HÍBRIDO (retirando 2,0 mm de C/E)	2,25	1,0	2,5	14,21	175,0	12,98
(e) HÍBRIDO (retirando 2,5 mm de C/E)	2,5	0,5	2,0	13,19	175,0	19,23
(f) HÍBRIDO (retirando 3,0 mm de C/E)	2,5	0	1,5	11,87	175,0	27,31
(g) HÍBRIDO (retirando 3,5 mm de C/E)	3,0	0	1,0	11,30	175,0	30,80
(h) HÍBRIDO (retirando 4,0 mm de C/E)	3,5	0	0,5	10,95	325,0	32,95
REPARO (100% V/E)	12,0	--- (tem $e_S = 10,5$ mm de V/E)	---	13,54	325,0	17,08

Quanto mais se retira tecido carbono/epóxi (C/E) para substituí-lo por vidro/epóxi (V/E), menor é a pressão de falha. Além disso, a pressão de falha para um reparo 100% de vidro/epóxi é 20% menor que a pressão para um reparo com 100% de carbono/epóxi.

Foi interessante observar também, que 0,5 mm de tecido de carbono podem ser substituídos por exatos 0,5 mm de tecido de vidro/epóxi, sem prejuízos mecânicos.

Em termos de pressão de falha, percebe-se que é mais vantajoso um reparo carbono/epóxi, em relação a um reparo vidro/epóxi. Além disso, quando o parâmetro principal for chegar a uma pressão de falha maior possível, a hipótese Alencar é a ideal, sendo que as hipóteses Felippes e a do híbrido (retirando-se 0,5 mm de carbono/epóxi) também são aceitáveis (a diferença da pressão de falha em relação ao caso Alencar é de menos de 2%) e apresentam, adicionalmente, com relação à hipótese Alencar, uma redução de custos (nas hipóteses Felippes e híbrido diminui-se 50% do comprimento de reparo em relação ao Alencar, sendo que a hipótese híbrido gasta menos ainda com material, já que tecido de fibra de vidro é aproximadamente oito vezes mais barato que tecido de fibra de carbono).

Os casos (f), (g), e (h) são curiosos, pois a quantidade retirada de carbono/epóxi é um pouco superior à quantidade substituta de vidro/epóxi equivalente.

Por outro lado, na Tab. (4.13) podem ser visualizadas várias faixas de pressão de falha. Dependendo da pressão hidrostática interna do duto, o responsável pode selecionar a quantidade de reparo que lhe convier, buscando um reparo que suporte as tensões atuantes e que, ao mesmo tempo, tenha menores custos.

Na Tabela (4.14), estão os resultados de algumas outras análises baseadas na tentativa de, mesclando carbono com vidro/epóxi, fabricar um reparo com uma espessura aproximada à ideal de 3 mm na região não desbastada e 4,5 mm na região desbastada, de modo a evitar que a falha ocorresse na região interna do reparo.

Tabela 4.14: Resultados para novas análises de variação da espessura do reparo híbrido.

REPARO HÍBRIDO	$t_{r(desb)} \text{ V/E}$ (mm)	$t_{r(desb)} \text{ C/E}$ (mm)	P_F (MPa)	x_F (mm)
1	1,0	2,0	15,42	251,1
2	0,75	2,0	15,23	251,1
3	0,5	2,5	16,02	325,0
4	0,25	2,5	15,88	251,1

onde:

$t_{r(desb)}$ → espessura de reparo na região desbastada.

OBS: a espessura de vidro/epóxi foi a mesma para a região desbastada e para a região não desbastada, sendo que o restante para completar o ideal de espessura de reparo, foi composto por carbono/epóxi.

Com exceção do caso (3), que se mostrou uma opção muito interessante de reparo, todos falham no interior do reparo, o que faz com que se descarte esta metodologia específica. Além disso, confirma-se também que a falha tem a tendência de ocorrer próxima à região central da parte desbastada ($x_F = 251,1$ mm).

A seguir, serão mostradas três análises adicionais realizadas na tentativa de melhorar a eficiência do reparo:

a) Análise 1

Considerações:

- espessura de carbono/epóxi na região desbastada: 4,0 mm;
- espessura de vidro/epóxi na região desbastada: 0,5 mm;
- sobre-espessura de vidro/epóxi de 0,5 mm; e
- sobre-espessura de carbono/epóxi de 2,5 mm.

Tabela 4.15: Resultados para a Análise 1.

P_F (MPa)	x_F (mm)
16,02	325,0

Este caso se confirmou ser muito interessante, pois, além da pressão de falha estar bem próxima a do caso ideal (Alencar), a falha não ocorre no interior do reparo, há diminuição de custos já que parte do reparo de carbono/epóxi é substituído por vidro/epóxi e esta fina camada de vidro/epóxi (chamada véu de superfície) já é capaz de isolar o aço do carbono/epóxi e evitar a corrosão. Em relação à hipótese Felippes, a P_F do híbrido foi inferior mas, por outro lado, este reparo tem a vantagem de ter uma região desbastada isolada das fibras de carbono, evitando o processo de corrosão do aço.

b) Análise 2

Considerações:

- espessura de carbono/epóxi na região desbastada: 4,5 mm; e
- sobre-espessura de vidro/epóxi de 3 mm (substituindo uma sobre-espessura de 1 mm de carbono/epóxi, para evitar a variação de espessura ao longo do reparo e minimizar custos).

Tabela 4.16: Resultados para a Análise 2.

P_F (MPa)	x_F (mm)
11,52	325,0

Devido à pressão de falha ser muito baixa em relação ao caso híbrido com 0,5 mm de tecido de vidro/epóxi (diferença de 39%), este caso foi descartado. O detalhe é que o tubo não falha no interior do reparo, como ocorre no caso equivalente de carbono/epóxi com $t_s = 1$ mm (ver Tab. 4.6).

c) Análise 3

Considerações:

- espessura de carbono/epóxi na região desbastada: 4,0 mm;
- espessura de vidro/epóxi na região desbastada: 0,5 mm; e
- sobre-espessura de vidro/epóxi de 3 mm (substituindo uma sobre-espessura de 1 mm de carbono/epóxi, para evitar a variação de espessura ao longo do reparo e minimizar custos).

Tabela 4.17: Resultados para a Análise 3.

P_F (MPa)	x_F (mm)
11,50	325,0

Com uma pressão de falha ainda menor que a da análise 2, este caso mostrou-se descartável. Percebe-se, com estas três análises, que de fato o caso híbrido com $t_{r(v/e)} = 0,5$ mm se mostrou o reparo híbrido mais interessante.

Portanto, as análises gráficas seguintes irão comparar as hipóteses Alencar, Thomazi e Felippes, já que foram sugeridas em estudos anteriores nesta área, com a hipótese do reparo híbrido da Análise 1 (pois foi o reparo híbrido que apresentou a melhor eficiência). É importante salientar que a única diferença entre estas hipóteses, neste momento, é o comprimento do reparo e seu material constituinte (ver Tab. 4.18).

Tabela 4.18: Considerações das quatro hipóteses de reparo que serão analisadas e comparadas.

Hipóteses Valor	ALENCAR	THOMAZI	FELIPPES	HÍBRIDO
Condições de contorno	Engastado na extremidade inicial e tampado nas duas extremidades	Engastado na extremidade inicial e tampado nas duas extremidades	Engastado na extremidade inicial e tampado nas duas extremidades	Engastado na extremidade inicial e tampado nas duas extremidades
Consideração	Tubo modificado	Tubo modificado	Tubo modificado	Tubo modificado
c_t (mm)	500	500	500	500
t_t (mm)	2,5	2,5	2,5	2,5
R_t (mm)	52,5	52,5	52,5	52,5
c_d (mm)	100	100	100	100
t_d (mm)	1,5	1,5	1,5	1,5
c_r (mm)	200	100	150	150
t_s (mm)	3 (carbono/epóxi)	3 (carbono/epóxi)	3 (carbono/epóxi)	0,5 (vidro/epóxi) e 2,5 (carbono/epóxi)
t_r (mm)	4,5 (carbono/epóxi)	4,5 (carbono/epóxi)	4,5 (carbono/epóxi)	0,5 (vidro/epóxi) e 4,0 (carbono/epóxi)

OBS: t_r é na região desbastada.

Os resultados numéricos da análise baseada nas pressões de falha podem ser visualizados na Tab. (4.19), a qual compara os valores de P_F e x_F das quatro hipóteses, para os quatro critérios de falha.

Tabela 4.19: Resultados da Análise do Regime de Falha para as quatro hipóteses.

Hipóteses		ALENCAR	THOMAZI	FELIPPES	HÍBRIDO
Critério de Falha					
Tsai-Hill	x_F (mm)	350,0	200,0	175,0	325,0
	P_F (MPa)	16,33	14,12	16,27	16,02
Máxima Tensão	x_F (mm)	244,4	300,0	248,9	251,1
	P_F (MPa)	14,58	13,04	14,56	13,98
Hoffman	x_F (mm)	350,0	200,0	175,0	325,0
	P_F (MPa)	16,33	14,12	16,27	16,02
Owen	x_F (mm)	150,0	200,0	325,0	175,0
	P_F (MPa)	11,62	10,02	11,56	11,37

Usou-se Tsai-Hill para as análises de deslocamento radial, axial, resultantes de tensão e de momento fletor, por ser o critério mais adequado para materiais compósitos, sendo que usou-se a tensão de escoamento para as tensões admissíveis do material, transformando este critério em Von Mises.

Percebeu-se que, de fato, o critério Tsai-Hill e de Hoffman são muito semelhantes. Já o critério Owen, de fato, não gera resultados muito próximos aos obtidos com os outros critérios de falha, já que foi um critério experimentalmente criado para tecidos de fibra de vidro.

É importante notar que a Camada de Falha para todas as análises foi a camada 1 (de aço) do tubo e, como é composta por um material dútil, o melhor critério de falha é o de Von Mises. Por isso, o primeiro critério analisado na Tab. (4.19) é o mais próximo à realidade.

4.2 RESULTADOS NUMÉRICOS UTILIZANDO ELEMENTOS FINITOS: ANÁLISE BASEADA NO DESLOCAMENTO RADIAL (ESTUFAMENTO E ESTRANGULAMENTO)

4.2.1 Regime de Falha

a) Tubos Íntegros

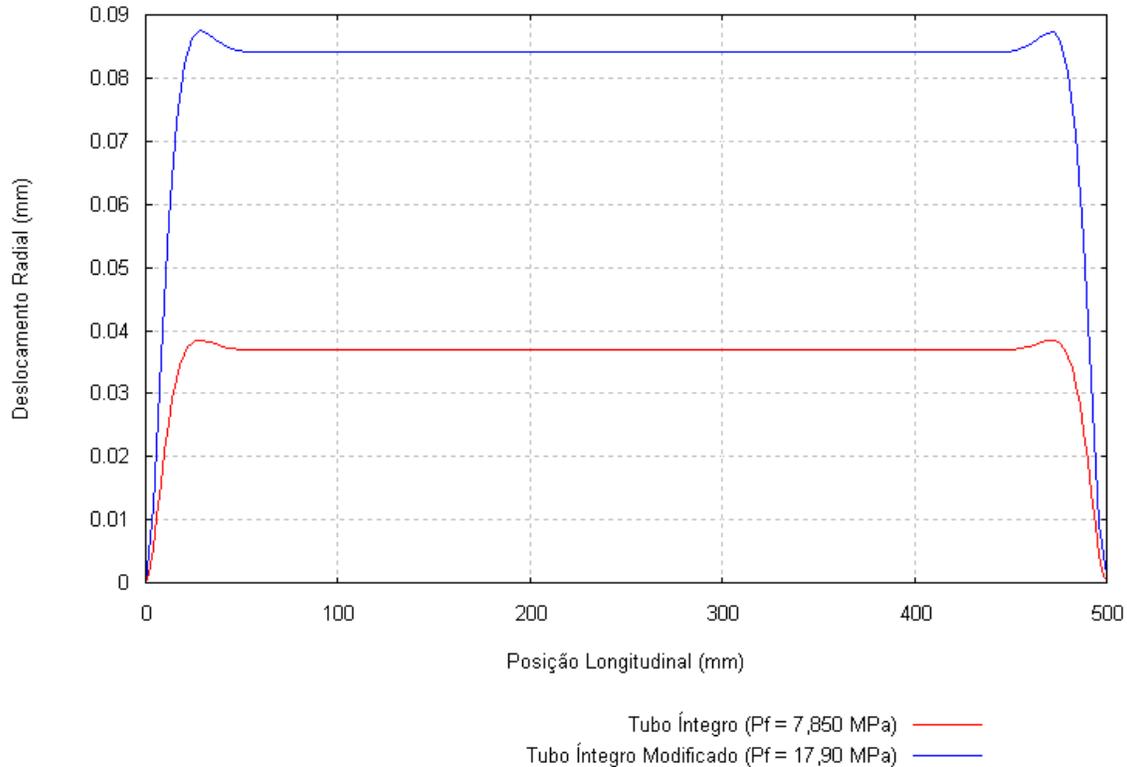


Figura 4.15: Gráfico 1 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para tubos íntegros, em regime de falha.

Percebe-se na Fig. (4.15) que, como a pressão necessária para o tubo íntegro modificado falhar é maior que o dobro da pressão de falha do tubo íntegro, seu deslocamento radial também é um pouco maior que o dobro. Isso ocorre porque, como o tubo íntegro apresenta concentração de tensão nas extremidades (engastamento e tampa), a pressão necessária para sua falha é bem menor se comparada à pressão de falha do tubo modificado que despreza estas concentrações de tensão através do artifício já explicado anteriormente.

b) Tubos Desbastados

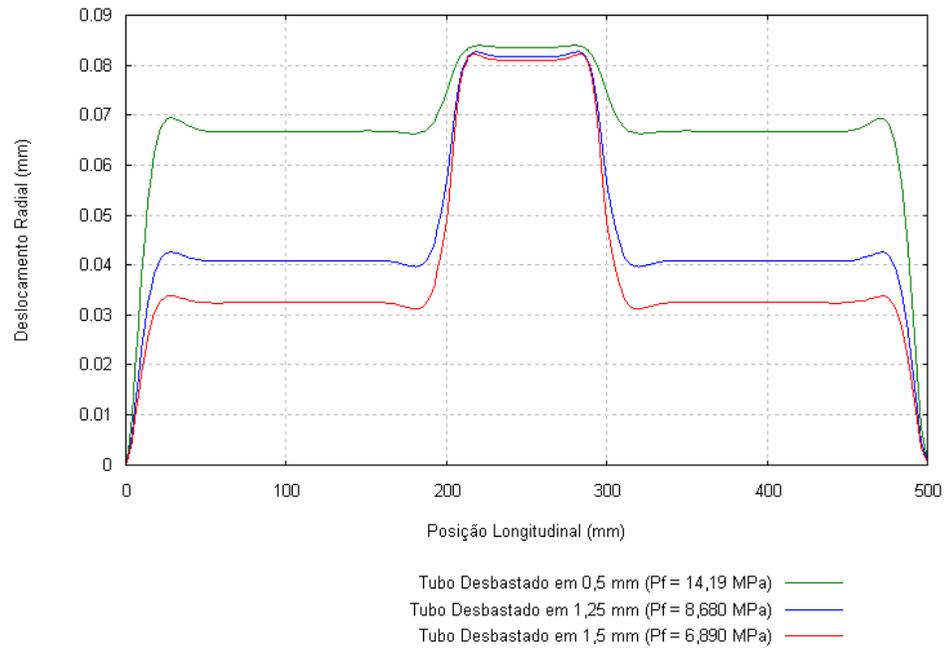


Figura 4.16: Gráfico 2 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para tubos desbastados, em regime de falha.

Os tubos desbastados têm comportamento entre o tubo íntegro e o íntegro modificado, sendo que quanto maior o desbaste, menor é a pressão de falha (pois o material falha mais rápido devido à diminuição da rigidez pelo decréscimo de espessura de aço), maior é o estufamento na região do desbaste (Fig. 4.16) e mais seu comportamento se aproxima do tubo íntegro não modificado.

c) Tubos reparados com material compósito

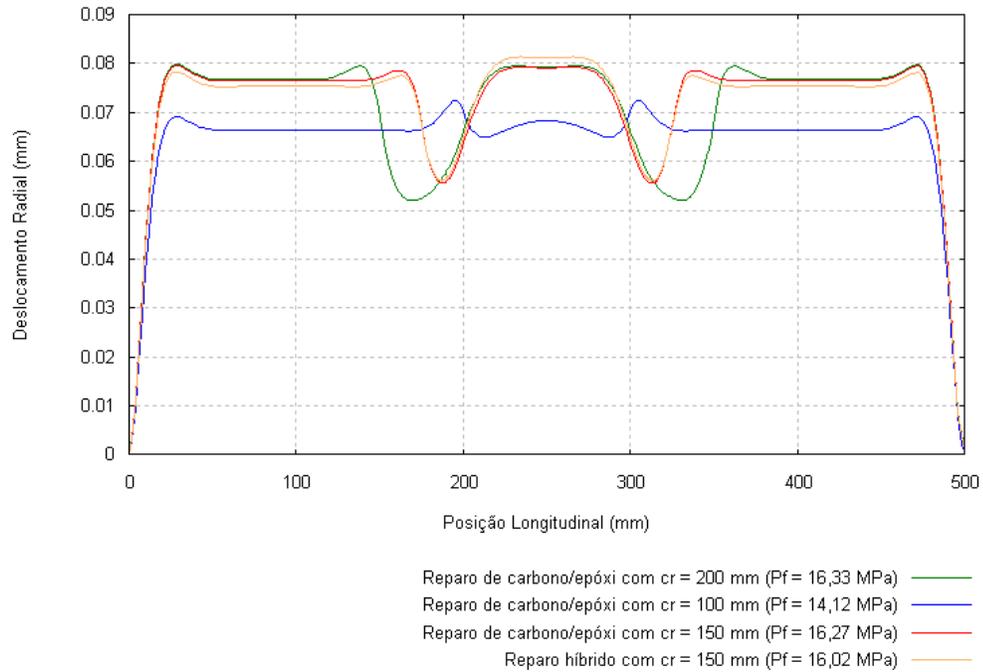


Figura 4.17: Gráfico 3 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para tubos reparados, em regime de falha.

De acordo com o gráfico 3 (Fig. 4.17), percebe-se que os reparos de carbono/epóxi de $c_r = 200$ mm, $c_r = 150$ mm e híbrido, apresentam comportamento bem semelhantes, tanto na região desbastada como na não desbastada, apresentando valores semelhantes de estufamento e estrangulamento. Isso ocorre devido ao fato das pressões de falha correspondentes serem bem próximas entre si. Já o reparo de $c_r = 100$ mm, com uma pressão de falha 14% menor que a do caso $c_r = 200$ mm, tem um deslocamento radial menor ao longo de todo o tubo, e um menor valor de estrangulamento e de estufamento.

d) Caso Alencar

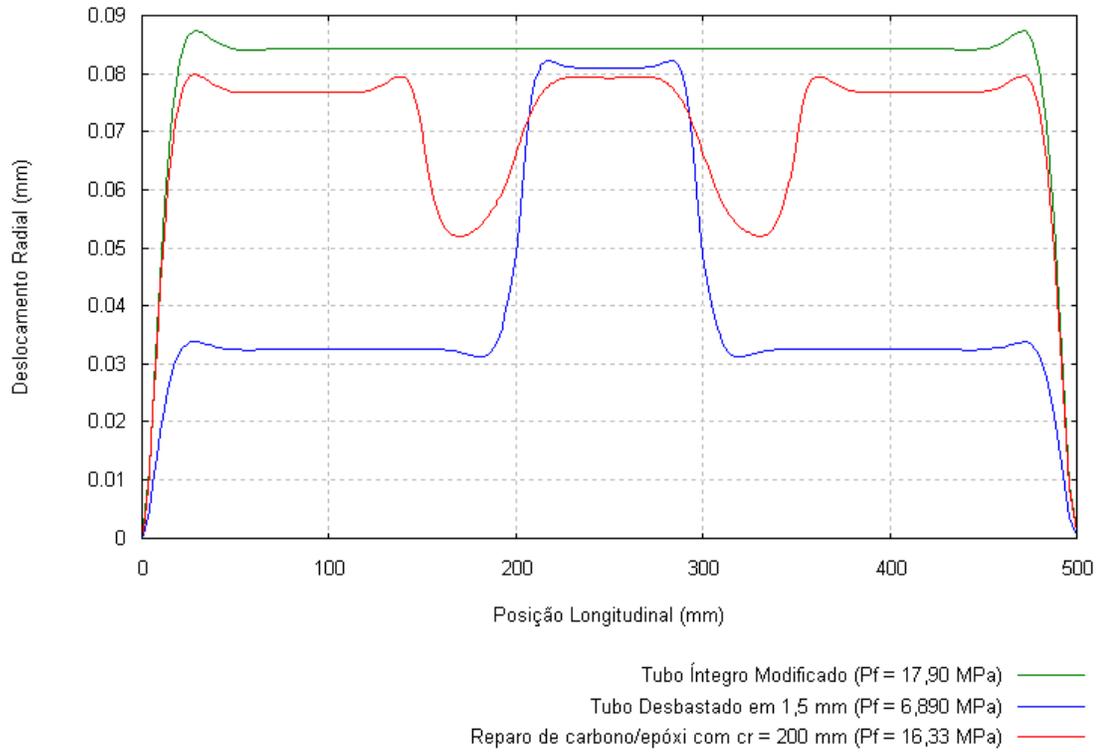


Figura 4.18: Gráfico 4 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Alencar, em regime de falha.

e) Caso Thomazi

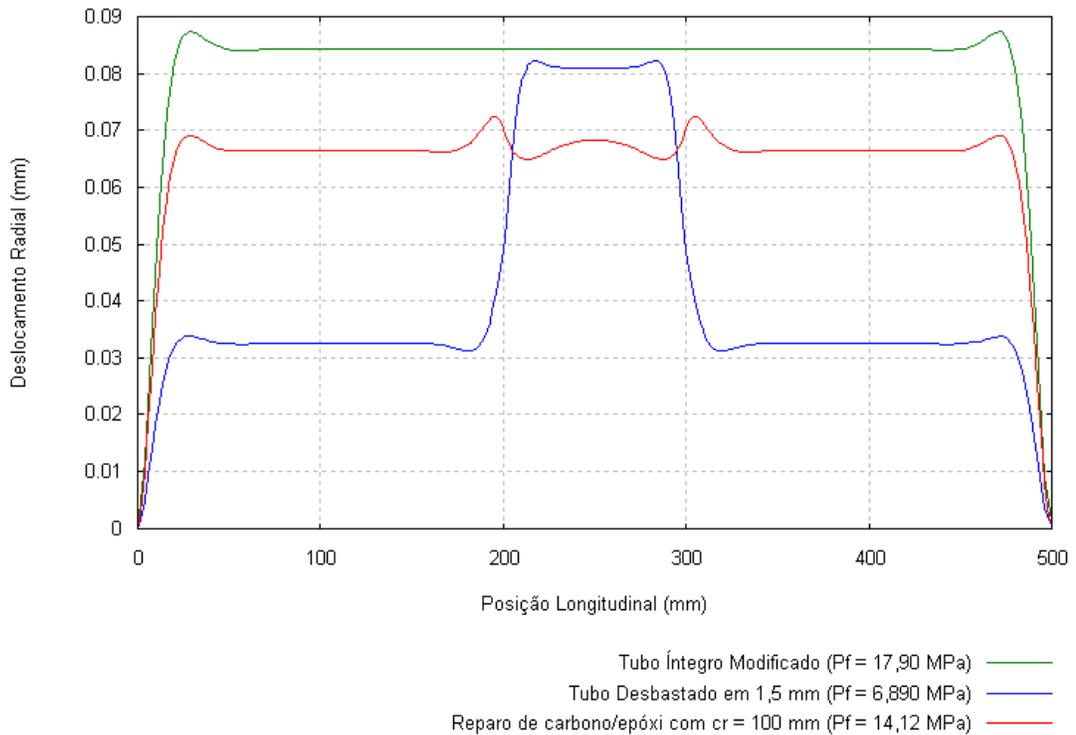


Figura 4.19: Gráfico 5 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Thomazi, em regime de falha.

f) Caso Felippes

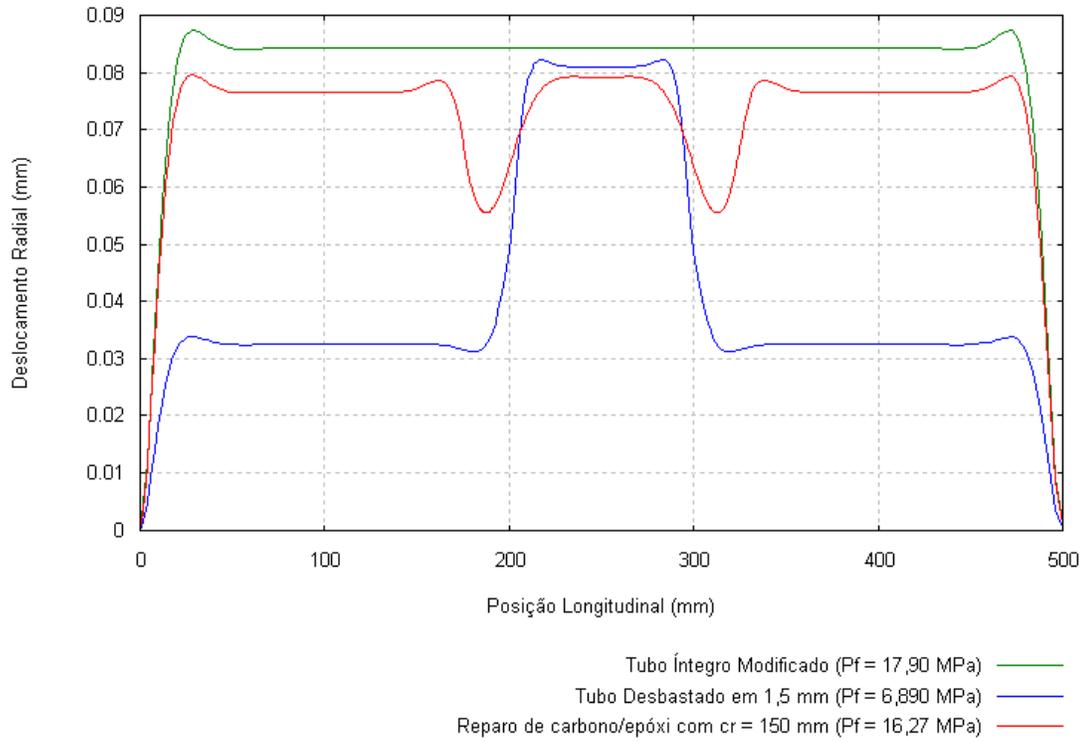


Figura 4.20: Gráfico 6 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Felippes, em regime de falha.

g) Caso híbrido

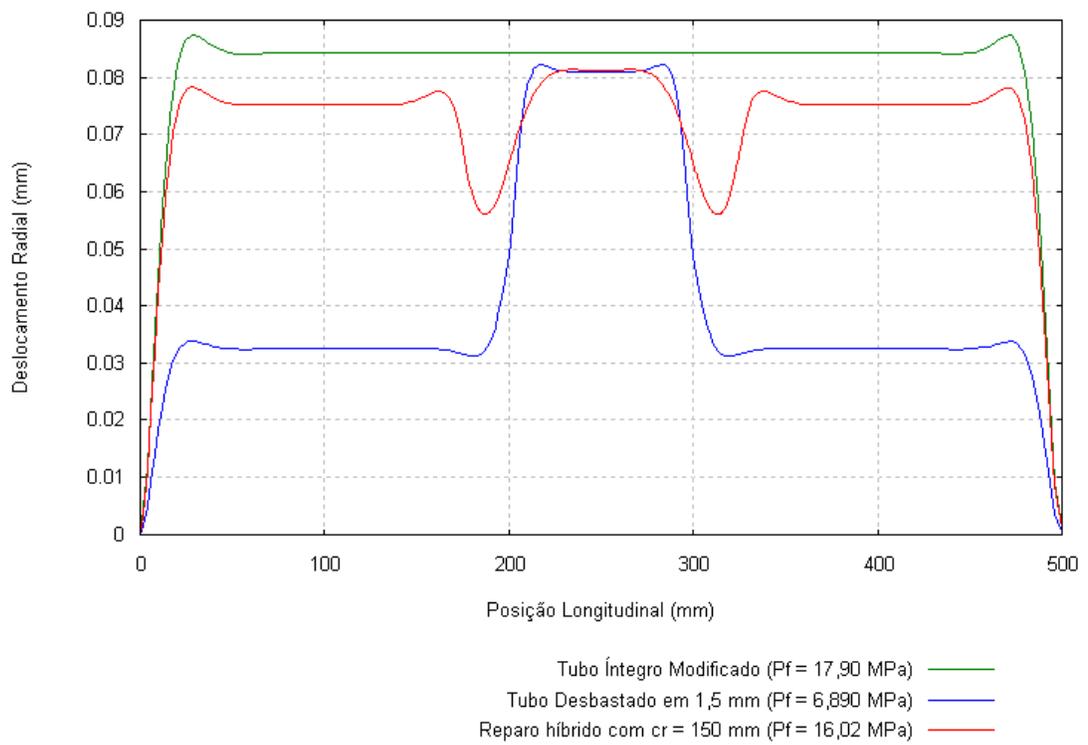


Figura 4.21: Gráfico 7 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Híbrido, em regime de falha.

Analisando os quatro gráficos anteriores (Fig. 18, 19, 20 e 21), percebe-se que o comportamento do tubo reparado está entre o comportamento do tubo íntegro modificado e do tubo desbastado, sendo que se aproxima mais ao tubo íntegro modificado comprovando a eficiência do reparo em restaurar a rigidez do tubo íntegro. O tubo reparado tem um deslocamento radial grande ao longo de todo o tubo, enquanto que o desbastado tem um deslocamento radial apenas na região do desbaste.

4.2.2 Regime Elástico para uma pressão hidrostática de 2 MPa (20 bar)

a) Tubos Íntegros

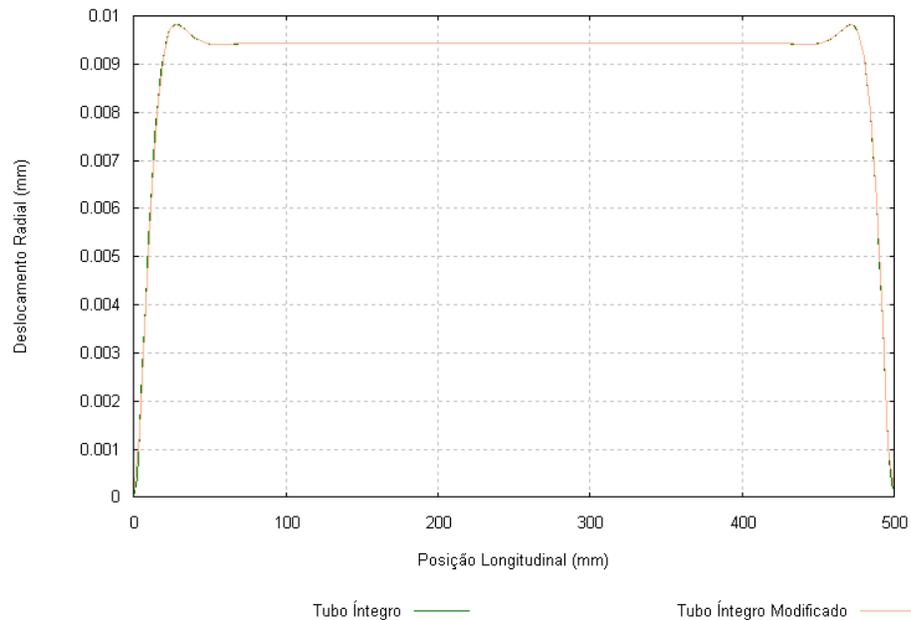


Figura 4.22: Gráfico 8 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para tubos íntegros, regime elástico ($P = 2$ MPa).

Percebe-se que, para o regime elástico, o comportamento dos tubos íntegro e íntegro modificado são exatamente iguais e, por este motivo, em todas as análises elásticas que necessitarem do tubo íntegro, será analisado apenas o tubo íntegro modificado.

b) Tubos Desbastados

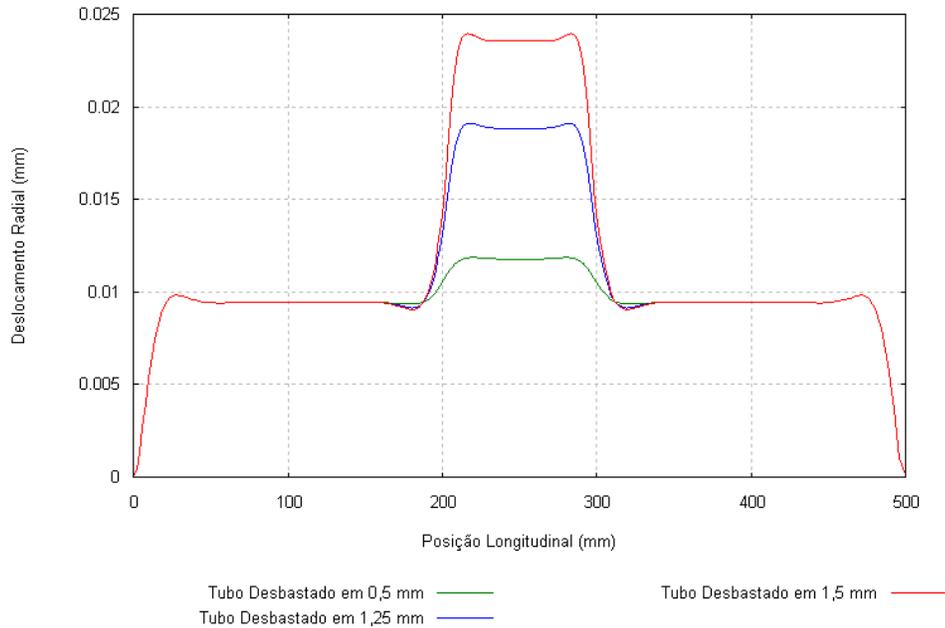


Figura 4.23: Gráfico 9 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para tubo desbastado, regime elástico ($P = 2$ MPa).

Na região não desbastada, o deslocamento radial é exatamente o mesmo para os três casos de desbaste, pois a pressão atuante nos tubos é a mesma, enquanto que na região desbastada, quanto maior o desbaste maior o deslocamento radial (Fig. 4.23).

c) Tubos reparados com material compósito

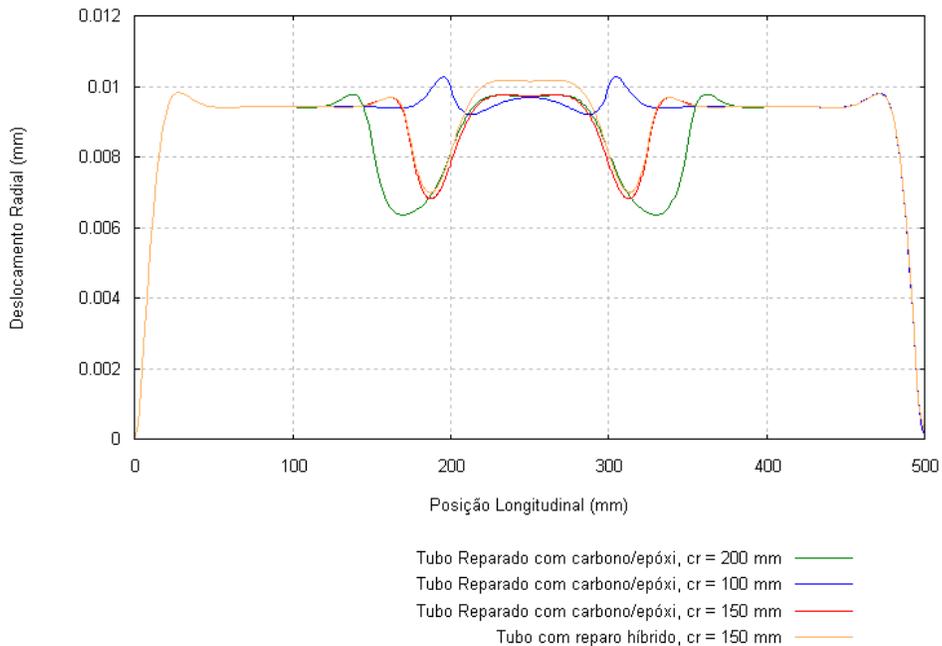


Figura 4.24: Gráfico 10 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para tubo reparado, regime elástico ($P = 2$ MPa).

Analisando o gráfico 10 (Fig. 4.24), percebe-se, visivelmente, que o reparo com maior estufamento é o de $c_r = 100$ mm (significa que há uma falta na quantidade de reparo), enquanto que o reparo de maior estrangulamento é o de $c_r = 200$ mm (há um excesso de reparo). Percebe-se, ainda, que este valor máximo de estrangulamento se dá sempre na extremidade do reparo na região não desbastada, enquanto que na região desbastada (entre 200 e 300 mm) os reparos têm comportamentos semelhantes e conseguem restaurar a rigidez do tubo original. Nas regiões mais distantes do reparo o comportamento de todos os tubos reparados é o mesmo.

d) Caso Alencar

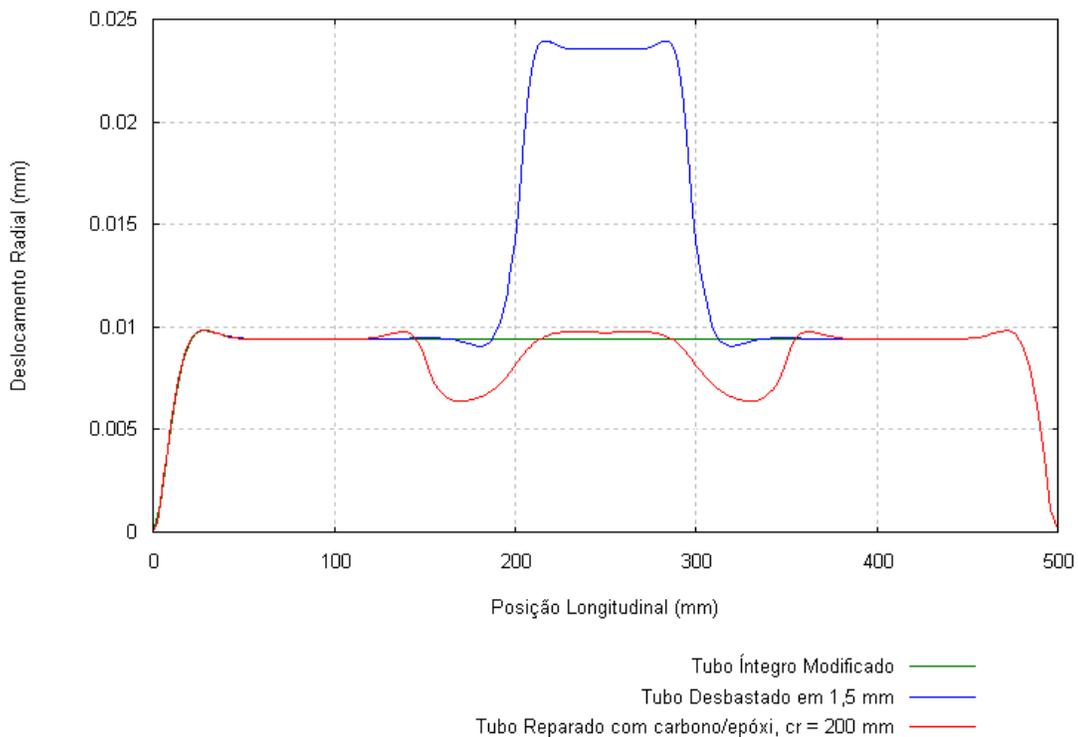


Figura 4.25: Gráfico 11 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Alencar, regime elástico ($P = 2$ MPa).

e) Caso Thomazi

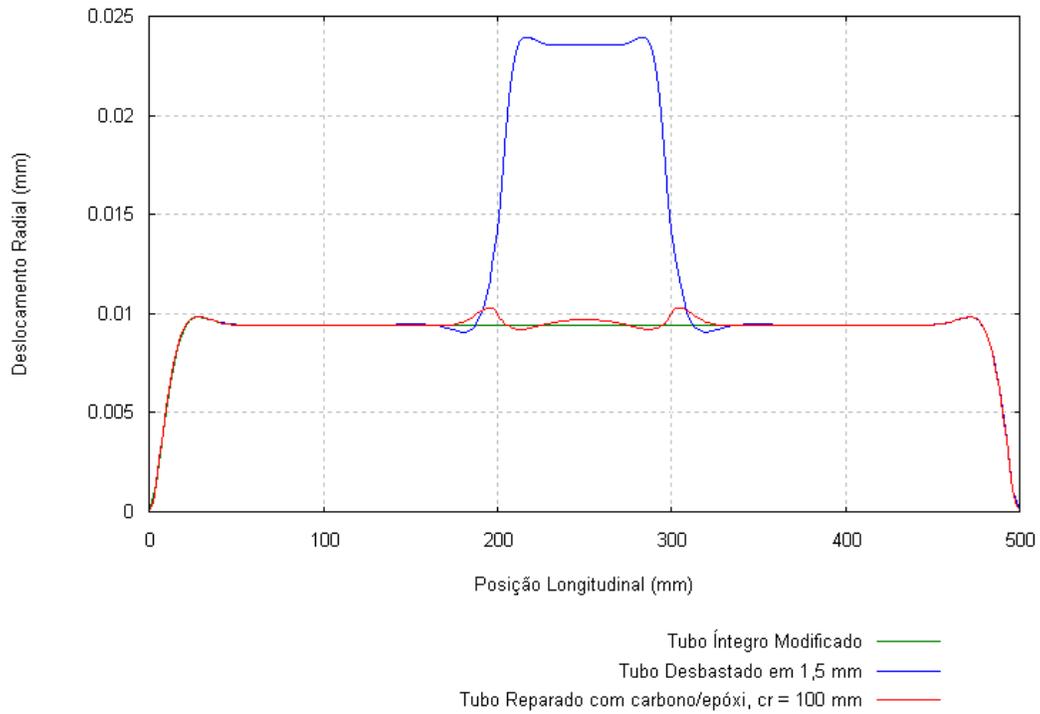


Figura 4.26: Gráfico 12 - w (mm) x posição longitudinal (mm) - hipótese Thomazi, regime elástico ($P = 2$ MPa).

f) Caso Felippes

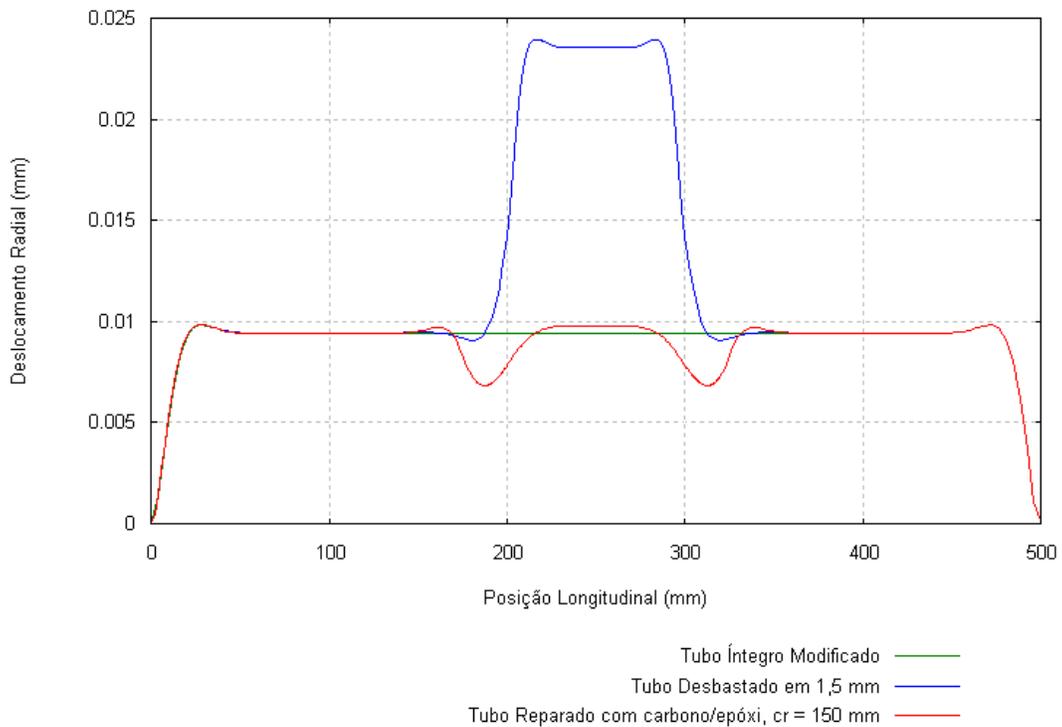


Figura 4.27: Gráfico 13 - w (mm) x posição longitudinal (mm) - hipótese Felippes, regime elástico ($P = 2$ MPa).

g) Caso híbrido

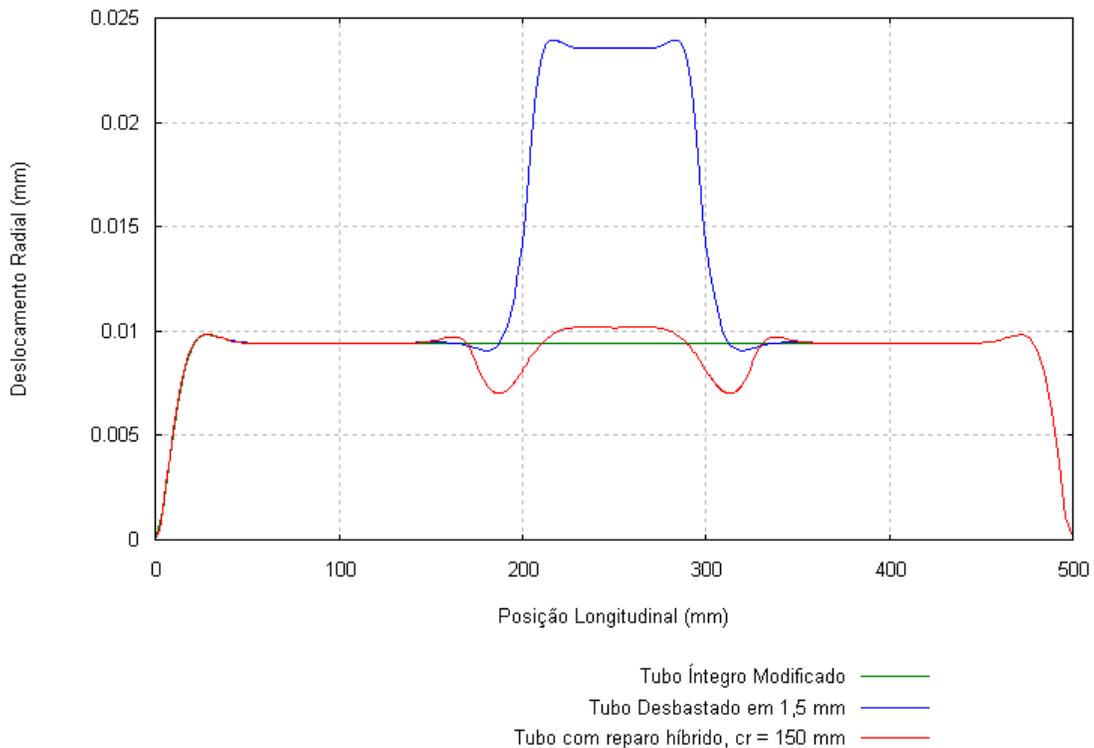


Figura 4.28: Gráfico 14 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Híbrido, regime elástico ($P = 2$ MPa).

Analisando os quatro gráficos anteriores (Fig. 25, 26, 27 e 28), percebe-se que todos os reparos conseguem restaurar a rigidez do tubo íntegro na região do reparo, tendo apenas pequenos estrangulamentos (gráficos 11, 13 e 14) ou estufamentos (gráfico 12) nas extremidades do reparo. O caso híbrido, contudo, apresenta, ao longo da região desbastada, um estufamento mais pronunciado, em relação aos outros tubos reparados, o que pode ser entendido pelo fato do vidro/epóxi ser menor rígido que o carbono/epóxi.

Percebe-se que na região não desbastada e não reparada do tubo, todos os casos têm o mesmo deslocamento radial. Por este motivo, a partir destas análises escolheu-se comparar os resultados obtidos dos tubos reparados, com o tubo íntegro modificado, em vez do tubo íntegro, já que estudos anteriores afirmam que, experimentalmente, o tubo íntegro se comporta como um tubo íntegro modificado.

4.2.3 Resultados de estufamento e estrangulamento dos tubos reparados

Para comparar os valores de estufamento e estrangulamento de cada tipo de reparado, utilizou-se o regime elástico (pressão constante de 2 MPa) para todos os casos e o

deslocamento radial do tubo íntegro modificado ($w_{\text{modificado}} = 0,009430$ mm) como base para o cálculo.

Como este será o parâmetro comparativo para o cálculo das deformações radiais de todas as hipóteses de tudo reparado, utilizou-se outra metodologia para validar o valor numérico encontrado para o deslocamento radial do tubo íntegro modificado $w_{\text{modificado}} = 0,009430$ mm \approx 0,009 mm.

Segundo a Eq. prevista na literatura para cálculo de estufamento de vasos de pressão (Weir and Andrew, 2005), tem-se:

$$\delta_{\text{diam}} \approx \frac{p \cdot D^2}{4 \cdot t \cdot E} \cdot (2 - \mu) \quad (\text{Eq. 58})$$

Onde:

δ_{diam} - estufamento do diâmetro

p - pressão hidrostática interna

D - diâmetro interno do tubo

μ - coeficiente de Poisson

t - espessura do tubo

E - módulo de elasticidade do material do tubo

Para o tubo íntegro modificado no regime elástico considerado nas simulações numéricas, tem-se:

p - 2 MPa

D - 100 mm

μ - 0,3

t - 2,5 mm

E - 200 GPa

Substituindo estes valores na Eq acima, tem-se:

$$\delta_{\text{diam}} = 0,017000 \text{ mm}$$

Logo, $w_{\text{modificado}} = \delta_{\text{diam}} / 2 = 0,008500 \approx 0,009$ mm, o que coincide com o resultado numérico.

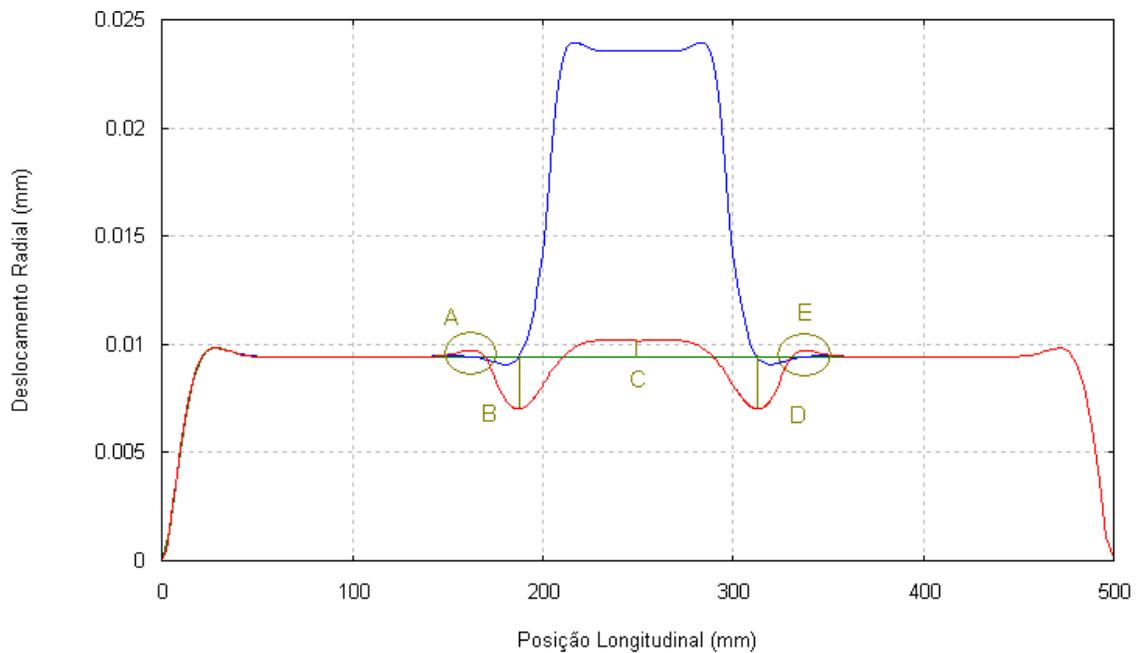


Figura 4.29: Gráfico 15 - w (mm) x posição longitudinal (mm) para explicação da análise de estufamento e estrangulamento.

onde:

- $x_{estufamento}$ = posição longitudinal de estufamento; e
- $\Delta w_{estufamento}$ = valor de estufamento em relação ao tubo íntegro modificado.

No gráfico, a curva do tubo íntegro modificado é a verde e o tubo reparado é representado pela curva vermelha.

Em todos os gráficos de deslocamento radial percebe-se que há uma saliência em cada uma das extremidades da curva (no momento em que a mesma pára de crescer e se transforma em uma reta), devido aos momentos fletores e esforços atuantes nesta região por causa da presença da tampa.

Logo, como este fenômeno ocorre em todas as análises, não será considerado na análise de estufamento e estrangulamento do tubo. Esta análise se baseará, portanto, nas diferenças de deslocamento radial entre o tubo reparado e o tubo íntegro modificado, onde as diferenças A, C e E representam o estufamento do tubo e as regiões B e D, por sua vez, um estrangulamento no tubo (ver Fig. 4.29).

Cada um dos tubos reparados teve seu deslocamento radial analisado e os resultados podem ser encontrados nas Tab. (4.20 e 4.21):

Tabela 4.20: Resultados de estufamento do tubo para as quatro hipóteses.

ESTUFAMENTO	ALENCAR			
$x_{\text{estufamento}}$ (mm)	137,8	231,1 – 233,3	267,8 – 268,9	362,2
$\Delta w_{\text{estufamento}}$ (mm)	0,000335	0,000325	0,000325	0,000335
ESTUFAMENTO	THOMAZI			
$x_{\text{estufamento}}$ (mm)	195,5	249,0 – 251,0		304,5
$\Delta w_{\text{estufamento}}$ (mm)	0,00085	0,000256		0,00085
ESTUFAMENTO	FELIPPES			
$x_{\text{estufamento}}$ (mm)	160,8	234,4	265,6	339,3
$\Delta w_{\text{estufamento}}$ (mm)	0,000256	0,000333	0,000333	0,000256
ESTUFAMENTO	HÍBRIDO			
$x_{\text{estufamento}}$ (mm)	163,1	231,1 – 237,8	262,2 – 268,9	336,9
$\Delta w_{\text{estufamento}}$ (mm)	0,000278	0,00075	0,00075	0,000308

O estufamento inicial e final, que ocorre tanto nos tubos modificados como nos tubos reparados, se dá devido à influência do momento fletor gerado pelo engastamento e pela tampa. Foi considerado que esta influência afeta apenas 80 mm longitudinais do tubo, a partir de suas extremidades. Assim, este valor não foi considerado na análise de estufamento entre os tubos reparados e o modificado, já que ambos sentem este mesmo fenômeno ($\Delta w_{\text{estufamento}} \cong 0,000397$ mm). Há uma tendência em a extremidade mais próxima da tampa direita do tubo ter um estufamento um pouco maior, se comparado à região simétrica mais próxima ao engastamento. Isso ocorre porque, no engastamento realizado na parte esquerda do tubo, os deslocamentos radiais são minimizados devido à presença da tampa e do mancal de engastamento axial e radial. Percebe-se que há uma simetria dos locais e valores de estrangulamento e estufamento, com relação ao centro do tubo.

Tabela 4.21: Resultados de estrangulamento do tubo para as quatro hipóteses.

ESTRANGULAMENTO		ALENCAR	
$x_{\text{estrangulamento}}$ (mm)		170,0	330,0
$\Delta w_{\text{estrangulamento}}$ (mm)		0,003064	0,003064
ESTRANGULAMENTO		THOMAZI	
$x_{\text{estrangulamento}}$ (mm)		213,0	287,0
$\Delta w_{\text{estrangulamento}}$ (mm)		0,000231	0,000231
ESTRANGULAMENTO		FELIPPES	
$x_{\text{estrangulamento}}$ (mm)		187,5	312,5
$\Delta w_{\text{estrangulamento}}$ (mm)		0,002613	0,002612
ESTRANGULAMENTO		HÍBRIDO	
$x_{\text{estrangulamento}}$ (mm)		312,9	187,1
$\Delta w_{\text{estrangulamento}}$ (mm)		0,002433	0,002433

Comparando-se os valores de estufamento e estrangulamento entre todas as hipóteses, obteve-se os resultados mostrados na Tab. (4.22).

Tabela 4.22: Comparação dos valores de estufamento e estrangulamento do tubo entre as quatro hipóteses.

Valor \ Hipóteses	ALENCAR	THOMAZI	FELIPPES	HÍBRIDO
$x_{\text{estuf_máx}}$ (mm)	137,8 e 362,2	195,5 e 304,5	234,4 e 265,6	231,1 – 237,8 e 262,2 – 268,9
$\Delta w_{\text{estuf_máx}}$ (mm)	0,000335	0,00085	0,000333	0,00075
$\frac{\Delta w_{\text{estuf_máx}}}{w}$ %	3,55	9,01	3,53	7,95
$x_{\text{estrang_máx}}$ (mm)	170,0 e 330,0	213,0 e 287,0	187,5	312,9 e 187,1
$\Delta w_{\text{estrang_máx}}$ (mm)	0,003064	0,000231	0,002613	0,002433
$\frac{\Delta w_{\text{estrang_máx}}}{w}$ %	32,49	2,45	27,71	25,80

Confirmando a análise inicial realizada observando-se os gráficos de deslocamento radial, verifica-se que o reparo Felippes é o que apresenta menor estufamento, enquanto o reparo Thomazi é o que apresenta menor estrangulamento. Além disso, percebe-se que os valores de estrangulamento são bem maiores que os de estufamento.

4.3 RESULTADOS NUMÉRICOS UTILIZANDO ELEMENTOS FINITOS: ANÁLISE BASEADA NO DESLOCAMENTO AXIAL

4.3.1 Regime de Falha

a) Tubos Íntegros

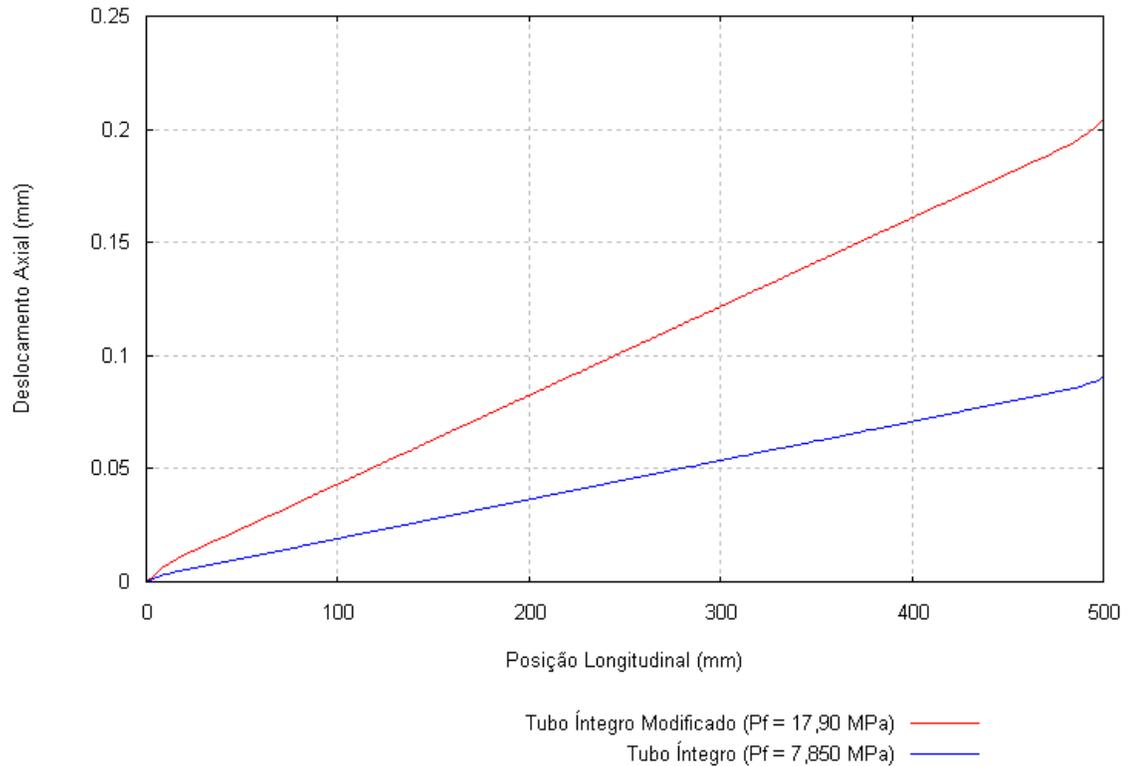


Figura 4.30: Gráfico 16 - u (mm) x posição longitudinal (mm) para tubos íntegros, em regime de falha.

Percebe-se que a curva de deslocamento axial apresenta comportamento linear crescente, sendo que a deformação axial é constante ao longo de todo o tubo. Percebe-se, ainda, que o tubo íntegro modificado necessita de uma pressão de falha maior para romper, se comparado ao tubo íntegro, o que faz com que o deslocamento axial do tubo modificado seja também maior ao longo de todo o tubo se comparado ao do tubo íntegro.

b) Tubos Desbastados

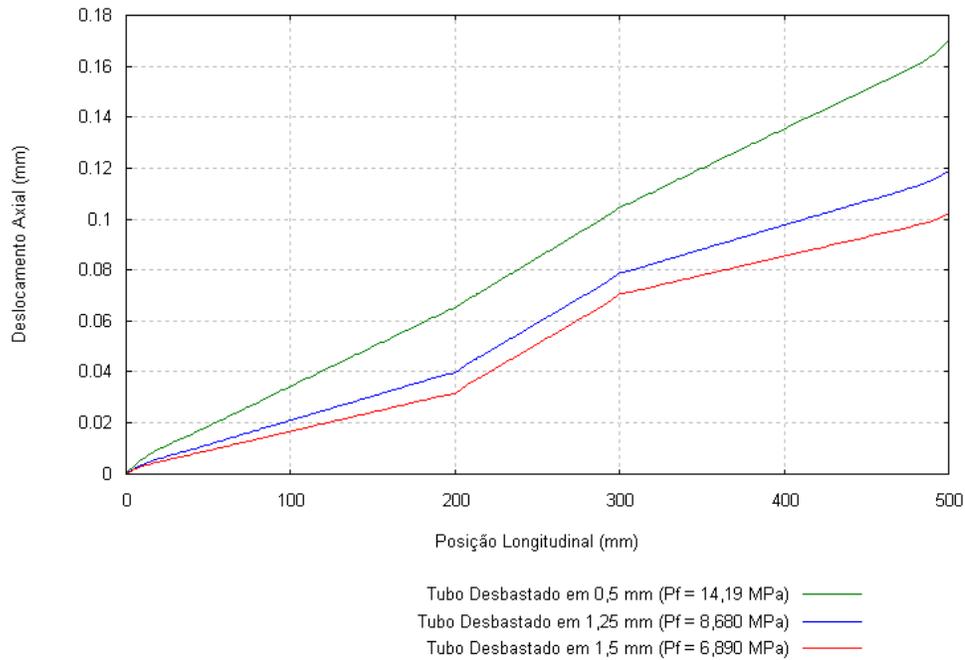


Figura 4.31: Gráfico 17 - u (mm) x posição longitudinal (mm) para tubos desbastados, em regime de falha.

Quanto maior o desbaste, menor é o deslocamento axial do tubo devido a uma menor pressão de falha atuante. Percebe-se, também, que quanto maior o desbaste, maior é a mudança de comportamento do tubo na região do desbaste, sendo que a inclinação da reta de deslocamento axial aumenta.

c) Tubos reparados com material compósito

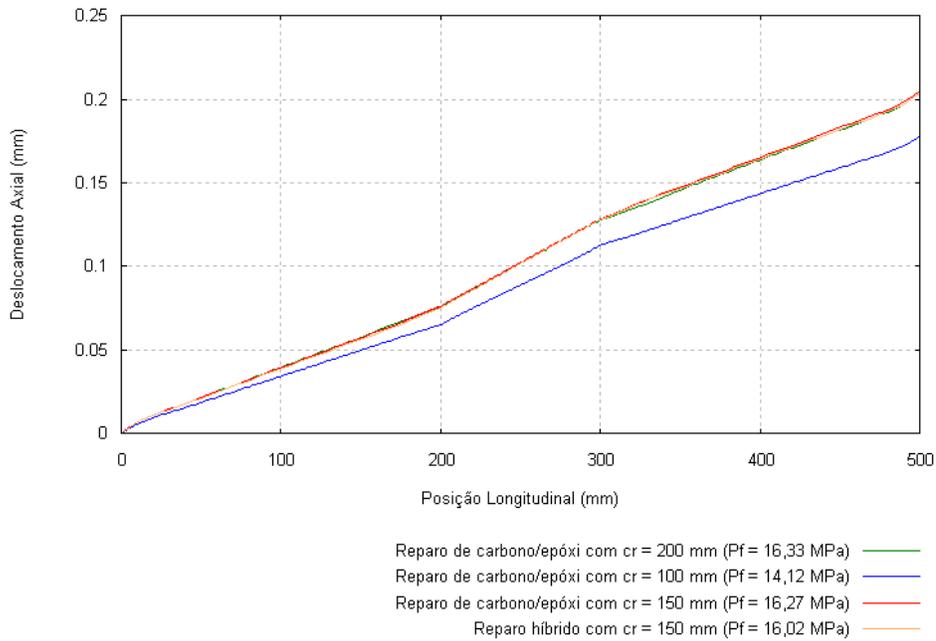
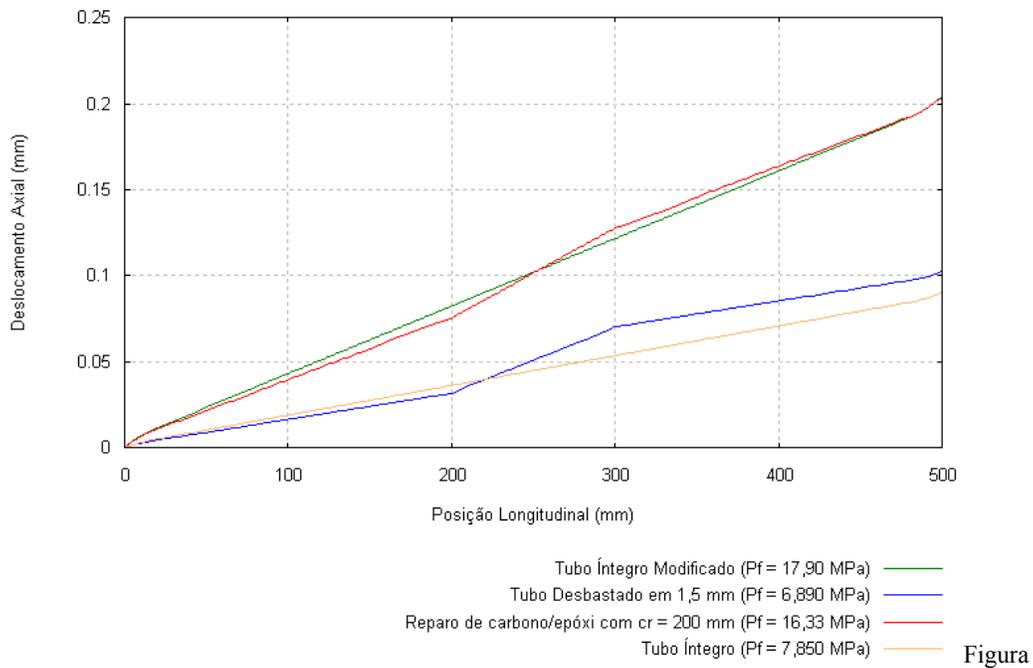


Figura 4.32: Gráfico 18 - u (mm) x posição longitudinal (mm) para tubos reparados, em regime de falha.

Os tubos reparados com $c_r = 200$ mm, $c_r = 150$ mm e híbrido apresentam comportamentos semelhantes também com relação ao deslocamento axial (Fig. 4.36). Já o caso $c_r = 100$ mm, apresenta deslocamentos axiais menores (a pressão atuante é menor).

d) Caso Alencar



4.33: Gráfico 19 - u (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Alencar, em regime de falha.

e) Caso Thomazi

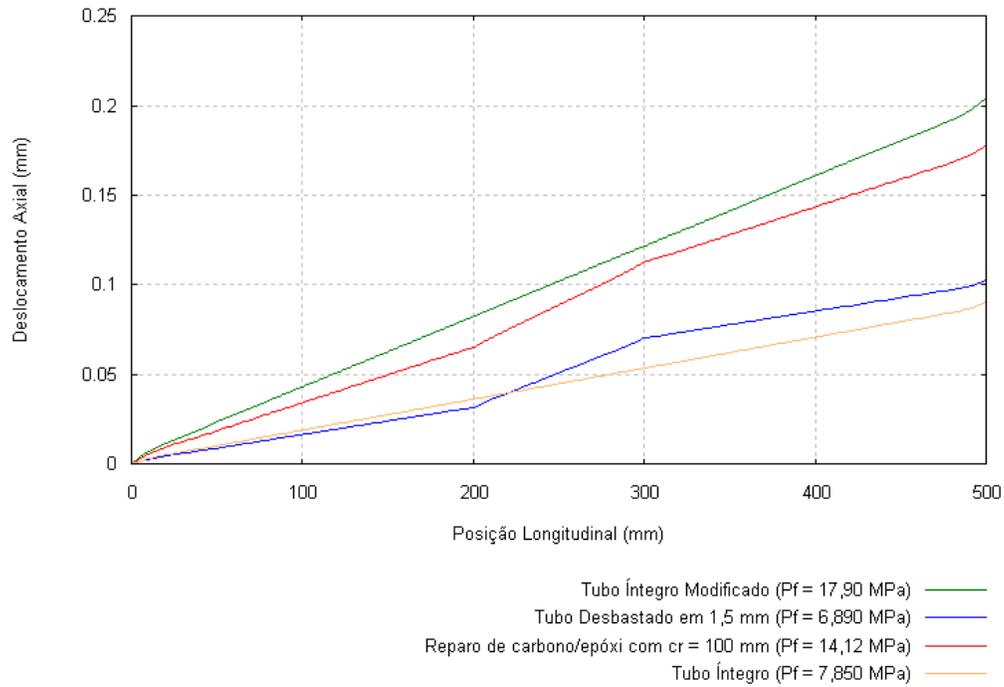


Figura 4.34: Gráfico 20 - u (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Thomazi, em regime de falha.

f) Caso Felippes

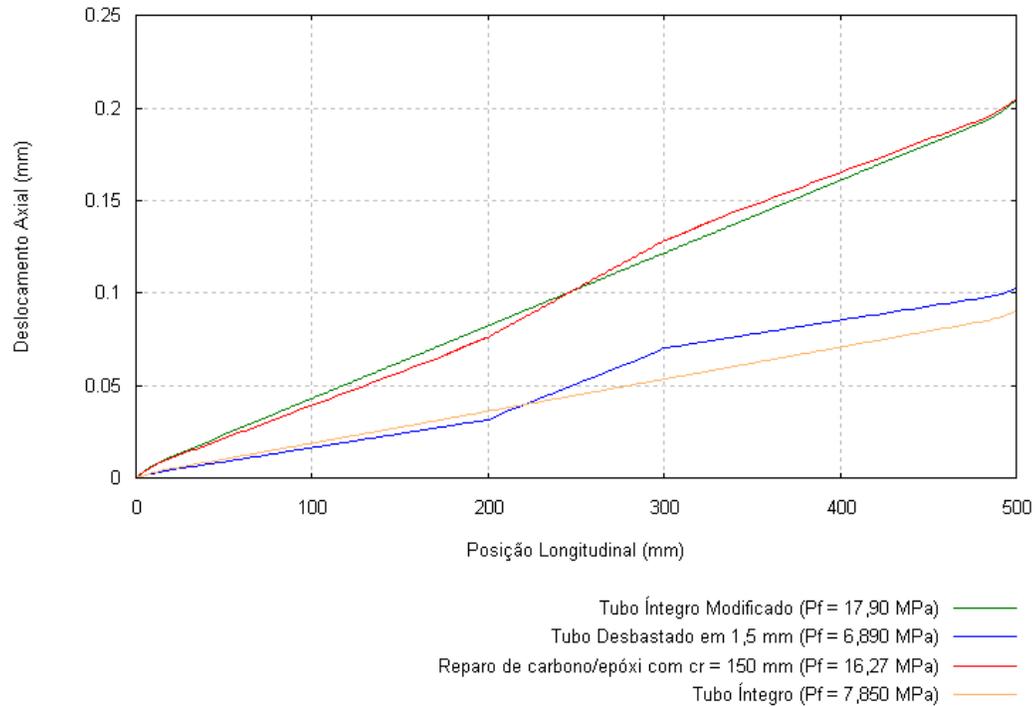


Figura 4.35: Gráfico 21 - u (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Felippes, em regime de falha.

g) Caso Híbrido

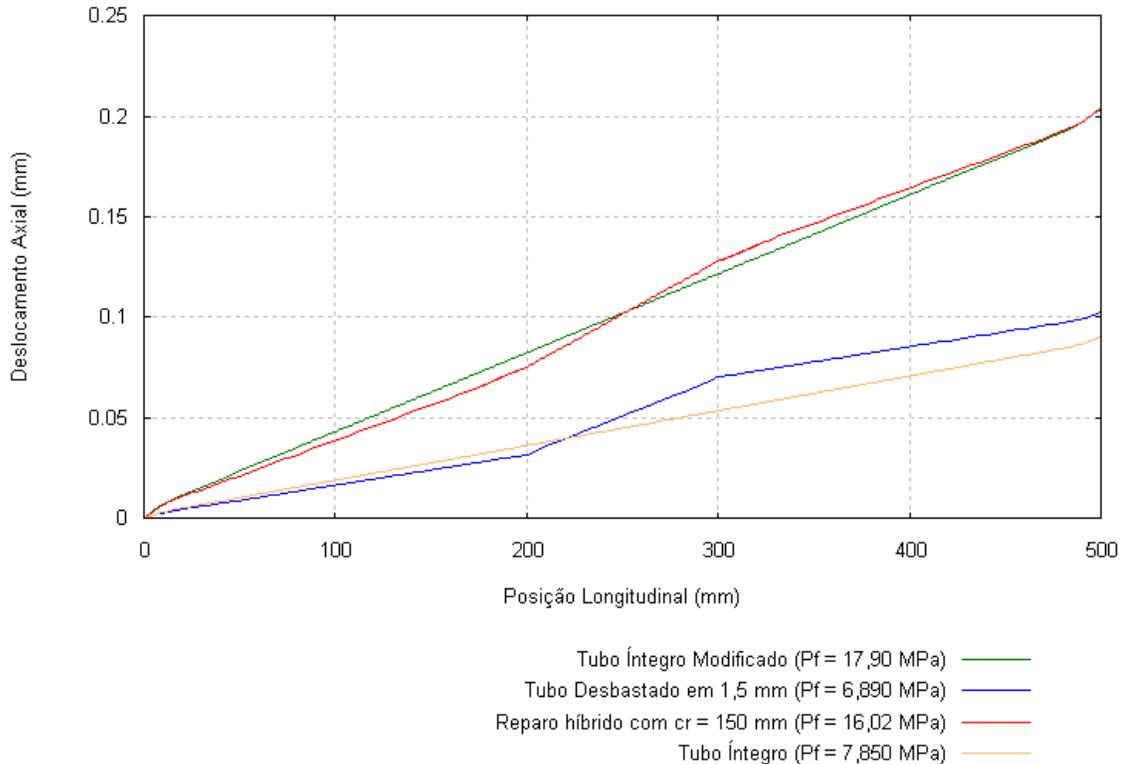


Figura 4.36: Gráfico 22 - u (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Híbrido, em regime de falha.

Analisando os quatro gráficos anteriores (19, 20, 21 e 22), pode-se afirmar que o comportamento do tubo reparado se aproxima ao do íntegro modificado, enquanto o comportamento do tubo desbastado se aproxima ao do tubo íntegro não modificado, com relação ao deslocamento axial. Este fenômeno também ocorre na análise de deslocamento radial e se dá devido ao fato das pressões de falha dos tubos íntegro modificado e reparado serem semelhantes entre si, ocorrendo o mesmo para os tubos íntegro e desbastado.

É importante notar também que, nos gráficos 19, 21 e 22 o deslocamento axial do tubo reparado é menor que a do tubo íntegro modificado até $x = 250$ mm, tornando-se maior após este ponto. Embora haja esta diferença, ela é pouco significativa. Esta influência do reparo, que acaba por aumentar um pouco o deslocamento axial do tubo na região após a localização do reparo, se dá devido à rigidez do reparo. As regiões das extremidades do desbaste representam as maiores diferenças entre o deslocamento axial do tubo reparado com relação ao do tubo íntegro modificado. Além disso, para $x = 500$ mm, o deslocamento axial de ambos os tubos são iguais.

Já para o caso do gráfico 20, o tubo reparado tem deslocamento axial sempre inferior ao do tubo íntegro modificado e na posição $x = 500$ mm, os valores de “ u ” para os dois casos são diferentes.

Para todos os quatro gráficos anteriores, algo semelhante ocorre entre os tubos íntegros e o desbastado. Em um determinado momento, o deslocamento axial do desbastado supera significativamente o valor do “ u ” do tubo íntegro, sendo que essa região de transição ocorre entre 200 e 250 mm. Contudo, esta diferença é bem mais significativa e ocorre devido à diminuição da rigidez presente no tubo desbastado em relação ao íntegro. Além disso, para $x = 500$ mm, o “ u ” do tubo desbastado é sempre maior que o do íntegro.

4.3.2 Regime Elástico para uma pressão hidrostática de 2 MPa (20 bar)

a) Tubos Íntegros

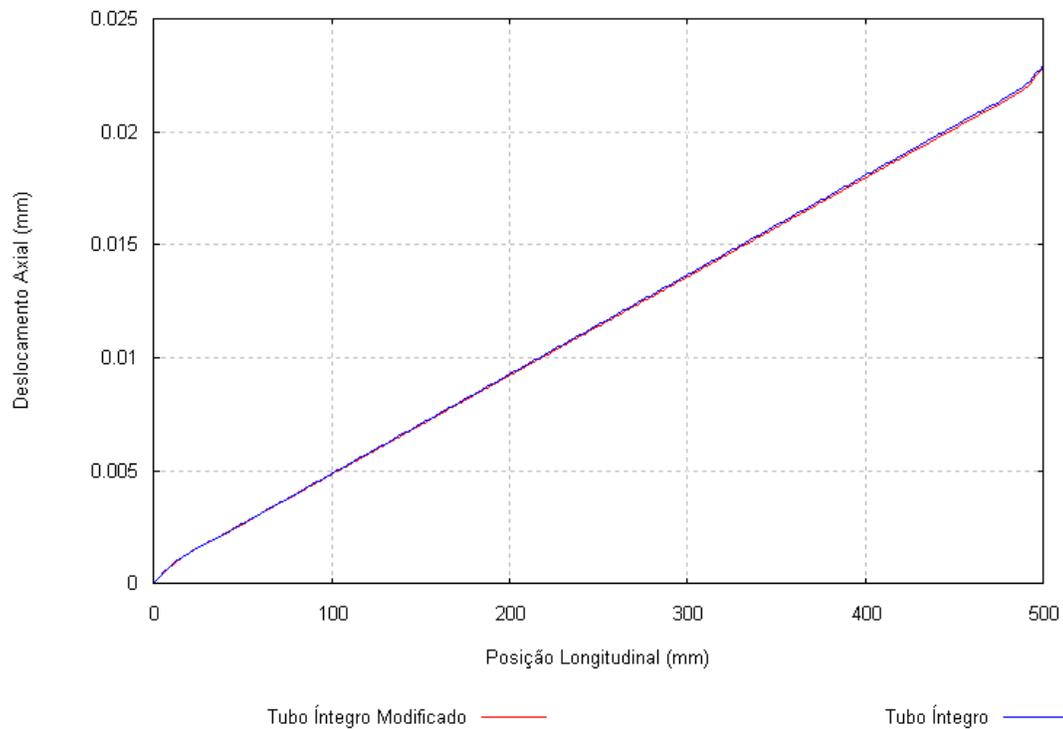


Figura 4.37: Gráfico 23 - u (mm) x posição longitudinal (mm) para tubos íntegros, regime elástico ($P = 2$ MPa).

b) Tubos Desbastados

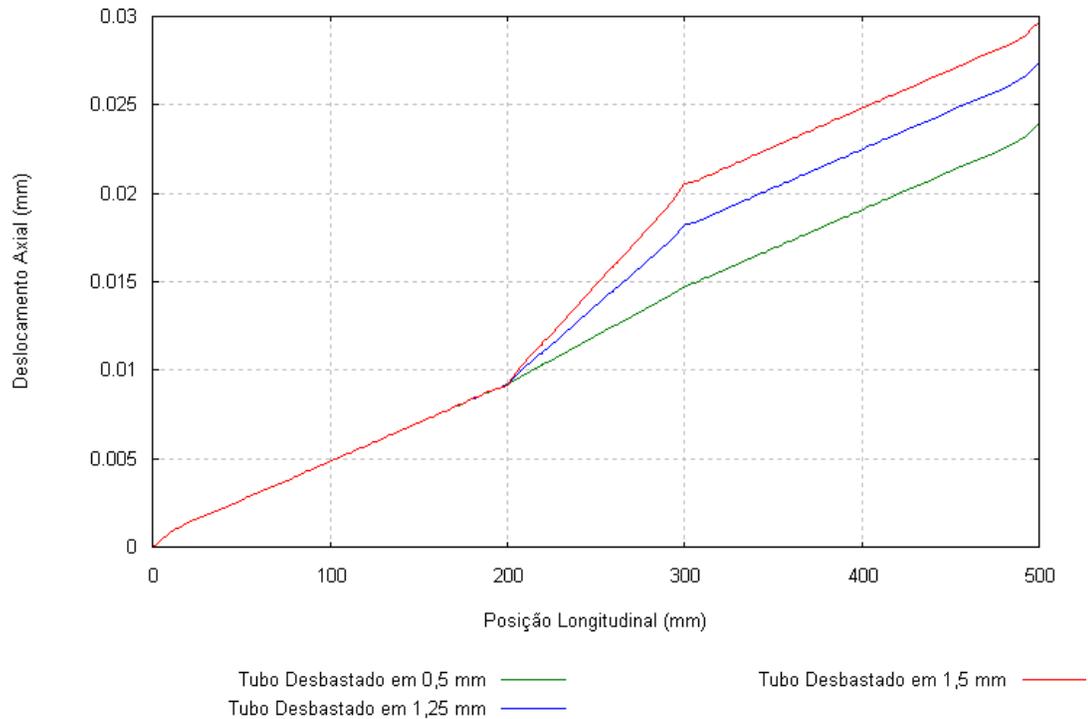


Figura 4.38: Gráfico 24 - u (mm) x posição longitudinal (mm) para tubo desbastado, regime elástico ($P = 2$ MPa).

É importante destacar, neste momento, que até a extremidade do desbaste $x = 200$ mm (Fig. 4.38), o comportamento elástico dos tubos desbastados é o mesmo. Contudo, a partir desta extremidade, quanto maior o desbaste, maior seu deslocamento axial. O deslocamento axial do tubo desbastado em 0,5 mm pode ser considerado quase desprezível, já que sua curva apresenta um comportamento linear semelhante ao do tubo íntegro. Percebe-se que, após a região desbastada, a inclinação da reta de deslocamento axial volta a ser a mesma daquela presente antes da região desbastada, sendo que na região desbastada esta inclinação aumenta proporcionalmente com a profundidade do desbaste.

c) Tubos reparados com material compósito

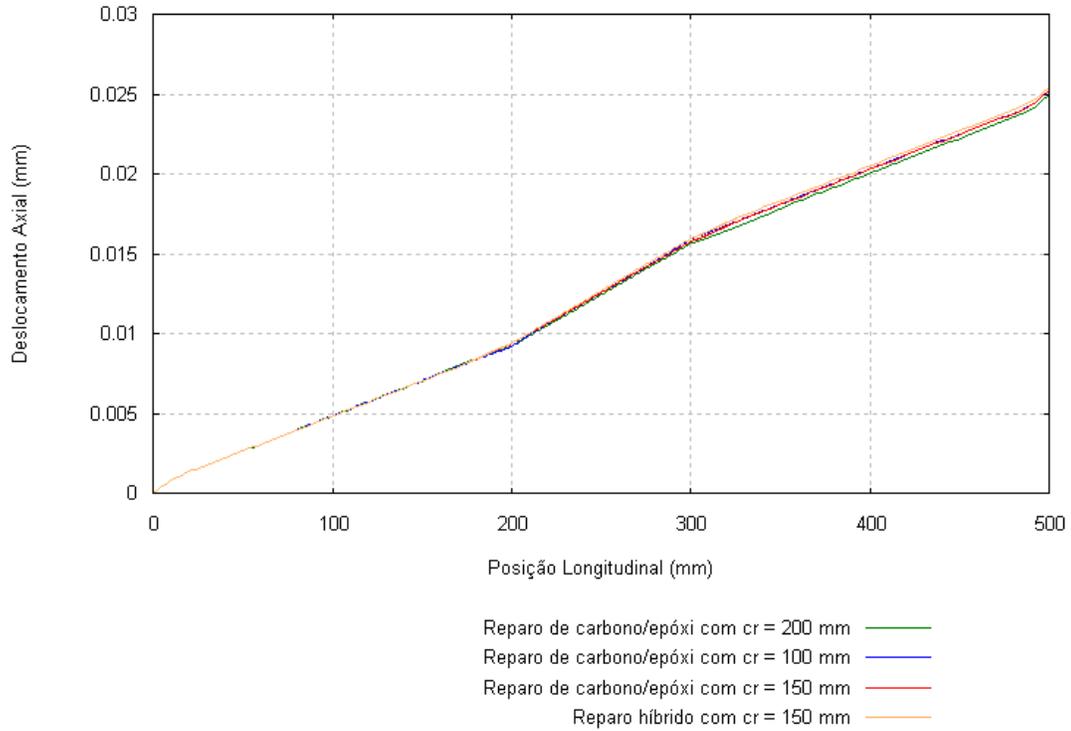


Figura 4.39: Gráfico 25 - u (mm) x posição longitudinal (mm) para tubos reparados, regime elástico ($P = 2$ MPa).

O deslocamento axial de todos os tubos reparados é bem semelhante.

d) Caso Alencar

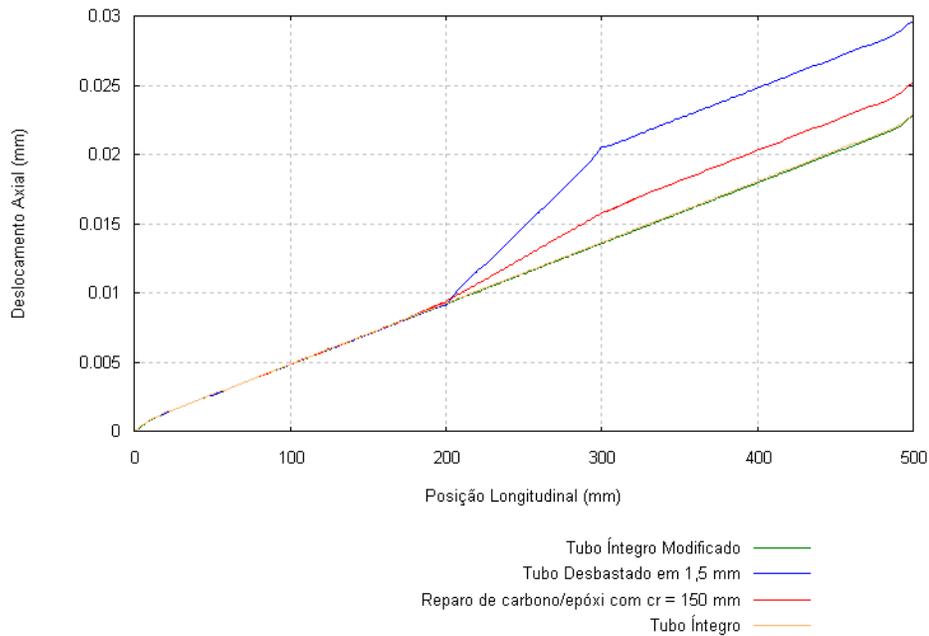


Figura 4.40: Gráfico 26 - u (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Alencar, regime elástico ($P = 2$ MPa).

e) Caso Thomazi

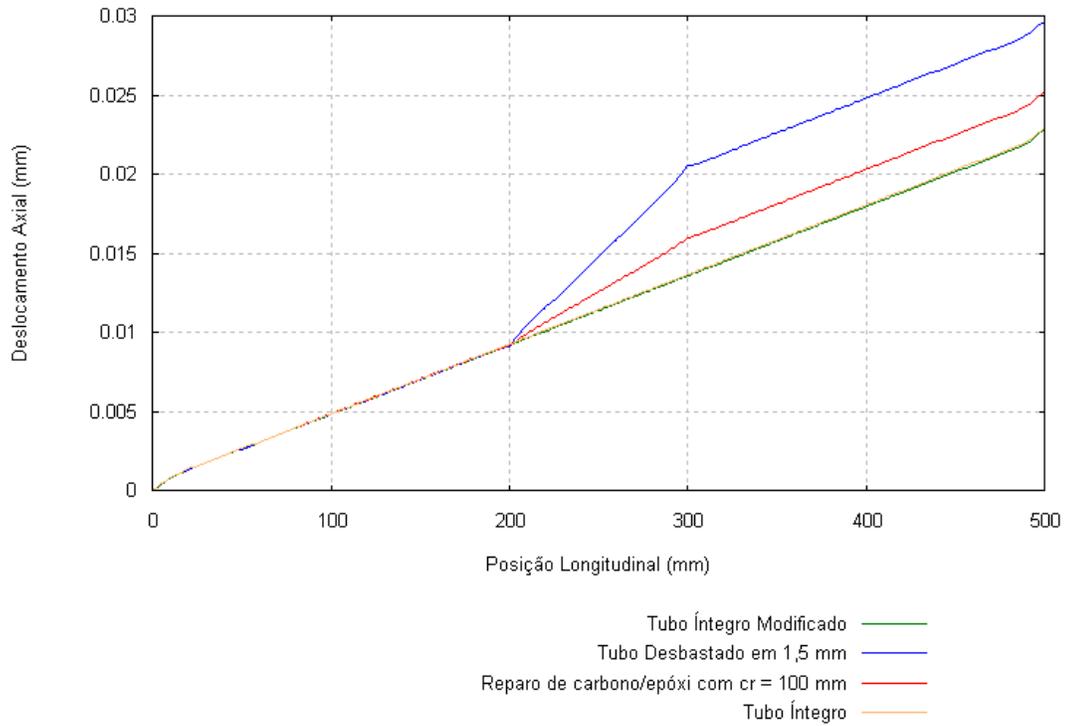


Figura 4.41: Gráfico 27 - u (mm) x posição longitudinal (mm) - hipótese Thomazi, regime elástico ($P = 2$ MPa).

f) Caso Felippes

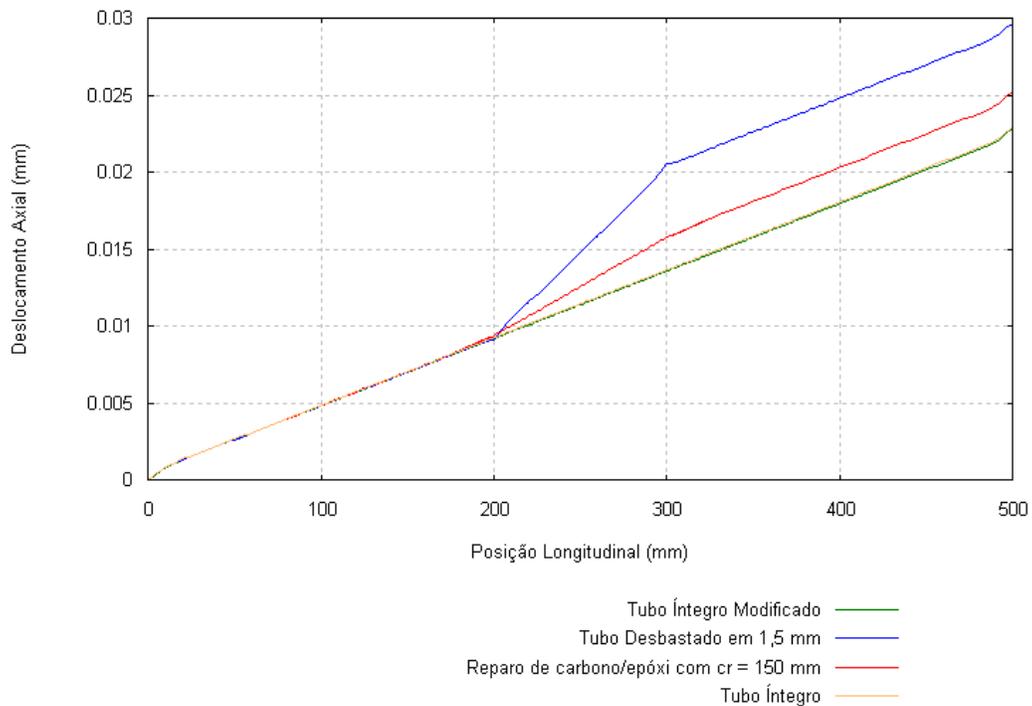


Figura 4.42: Gráfico 28 - u (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Felippes, regime elástico ($P = 2$ MPa).

g) Caso híbrido

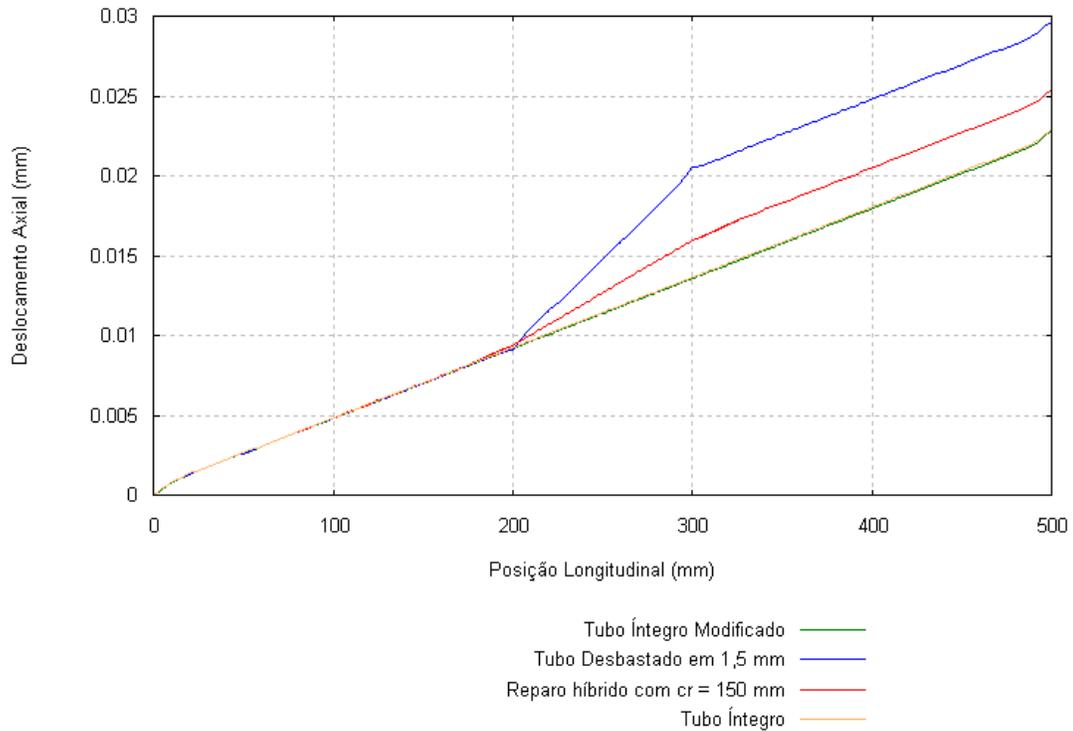


Figura 4.43: Gráfico 29 - u (mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Híbrido, regime elástico ($P = 2$ MPa).

Como era de se esperar, para os quatro gráficos anteriores (26, 27, 28 e 29), o deslocamento axial do tubo reparado está entre o tubo íntegro modificado e o desbastado, sendo este último o que tem o maior “ u ”.

4.4 COMPARAÇÃO DAS DEFORMAÇÕES RADIAIS E AXIAIS

Para realizar uma análise dos esforços que geraram uma maior deformação no tubo e a direção destas deformações máximas (axial ou radial), é necessário comparar as deformações axiais e radiais (ver Tab. 4.25), as quais foram calculadas de acordo com a Eq. (58) e com os deslocamentos axiais e radiais obtidos na análise numérica.

$$\varepsilon_c = \frac{w}{R} \text{ e } \varepsilon_m = \frac{u}{S}. \quad (58)$$

Para encontrar-se as deformações máximas, realizou-se uma análise dos deslocamentos máximos axiais (ver Tab. 4.23) e radiais (ver Tab. 4.24) para todos os tubos analisados numericamente.

Tabela 4.23: Resultados do Deslocamento Axial Máximo [mm] do tubo na situação de falha.

Parâmetros	Tubo Íntegro	Tubo Íntegro Modificado	Desbastado	Alencar	Thomazi	Felippes	Híbrido
$u_{máx}$ (mm)	0,09016	0,2045	0,1023	0,2036	0,1780	0,2051	0,2036
x (mm)	500,0	500,0	500,0	500,0	500,0	500,0	500,0
P_f (MPa)	7,850	17,90	6,890	16,33	14,12	16,27	16,02

Tabela 4.24: Resultados do Deslocamento Radial Máximo [mm] do tubo na situação de falha.

Parâmetros	Tubo Íntegro	Tubo Íntegro Modificado	Desbastado	Alencar	Thomazi	Felippes	Híbrido
$w_{máx}$ (mm)	0,03697	0,08424	0,08220	0,07950	0,07244	0,07929	0,08137
x (mm)	91,77 – 408,20	80,0 – 420,0	282,5 – 283,3	266,7 – 267,8 e 232,2 – 233,3	195,5 e 304,5	234,4 e 265,6	265,6
P_f (MPa)	7,850	17,90	6,890	16,33	14,12	16,27	16,02

Neste momento, pode-se calcular as deformações radiais e axiais nos tubos em análise.

Tabela 4.25: Comparação das deformações radiais e axiais [$\mu Strain$] do tubo na situação de falha.

Parâmetros	Tubo Íntegro	Tubo Íntegro Modificado	Desbastado	Alencar	Thomazi	Felippes	Híbrido
ε_w ($\mu Strain$)	704,2	1604,6	1565,7	1514,28	1379,8	1510,286	1549,9
ε_u ($\mu Strain$)	180,32	409	204,6	407,2	356	410,2	407,2
P_f (MPa)	7,850	17,90	6,890	16,33	14,12	16,27	16,02

OBS: O deslocamento axial ‘ u ’ vai se acumulando ao longo do tubo, mas a deformação axial é constante. Logo, medindo a deformação axial em uma seção transversal do tubo, já é suficiente para verificarmos a deformação que ocorre em todos os pontos do tubo.

O tubo que apresenta a maior deformação radial é o tubo íntegro modificado, enquanto o que apresenta uma maior deformação axial é o caso Felippes.

4.5 RESULTADOS NUMÉRICOS UTILIZANDO ELEMENTOS FINITOS: ANÁLISE BASEADA NAS RESULTANTES DE TENSÃO MERIDIONAL E CIRCUNFERENCIAL

4.5.1 Regime de Falha

a) Tubos Íntegros

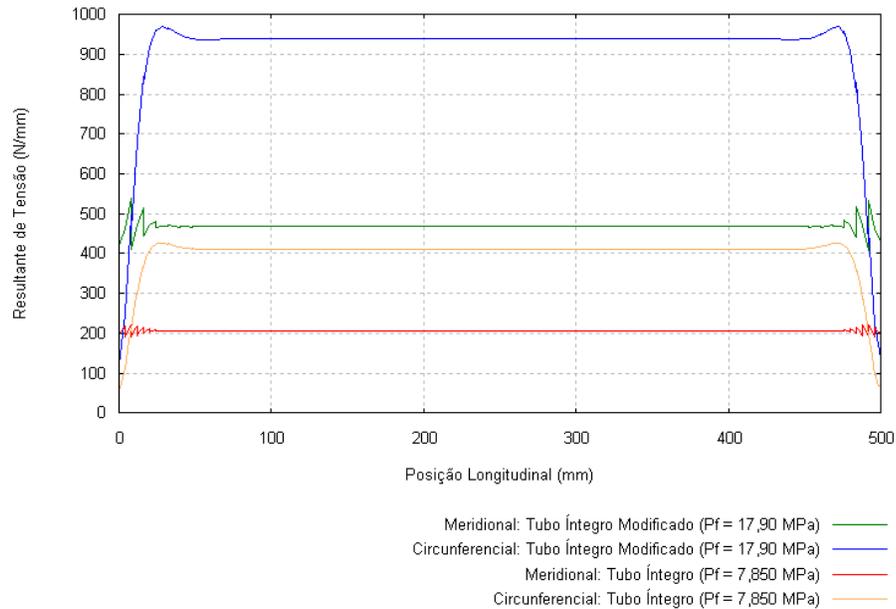


Figura 4.44: Gráfico 30 - N (N/mm) x posição longitudinal (mm) para tubos íntegros, em regime de falha.

Para o tubo íntegro a oscilação de tensão meridional é menor se comparada a do íntegro modificado (Fig. 4.44) porque, na simulação, não são consideradas propriedades diferentes para as extremidades, o que não causa uma mudança brusca nas propriedades do material entre as extremidades e o restante do tubo. Contudo, pode-se perceber que existe uma oscilação de tensão meridional nas extremidades do tubo, fato este explicado pela presença das tampas. Já as tensões circunferenciais são visivelmente maiores que as meridionais, tanto para o íntegro como para o íntegro modificado, sendo que a maior tensão ocorre no sentido circunferencial e para o tubo modificado.

b) Tubos Desbastados

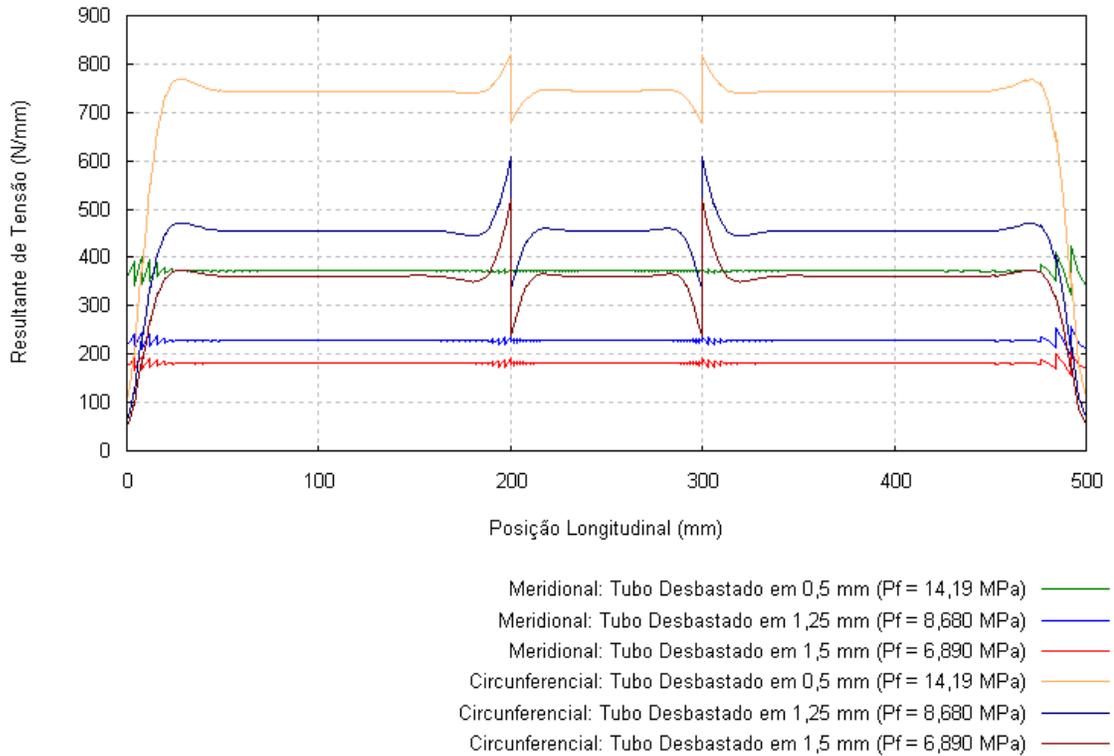


Figura 4.45: Gráfico 31 - N (N/mm) x posição longitudinal (mm) para tubos desbastados, em regime de falha.

Percebe-se que o tubo com o menor desbaste foi o que apresentou uma maior tensão circunferencial, enquanto que o tubo com maior desbaste apresentou a menor tensão meridional atuante (Fig. 4.45). Isso ocorre porque, como o raio interno é constante, a pressão de falha do tubo menos desbastado é maior e a espessura do tubo é menor, a tendência é que a tensão circunferencial aumente (Eq. 53). Mais uma vez percebe-se que as tensões circunferenciais são maiores que as meridionais para os tubos desbastados.

Uma curiosidade a se observar é que a tensão meridional do tubo menos desbastado é bem semelhante à tensão circunferencial do tubo mais desbastado. Isso ocorre devido ao fato de a diferença de espessura entre eles ser de aproximadamente 100% (diferença entre $t_i = 2,0$ e $e_i = 1,0$), enquanto que a diferença de pressão de falha é de aproximadamente 100% também (diferença entre $P_f = 14,19$ MPa e $P_f = 6,890$ MPa). Como as diferenças tem a mesma proporção, então a resultante de tensão final fica aproximadamente a mesma (ver Eqs. 53 e 54).

Percebe-se, também que as relações entre as tensões circunferenciais e as meridionais, para cada caso, é de 2 (ver Eqs. 46 e 47).

c) Tubos reparados com material compósito

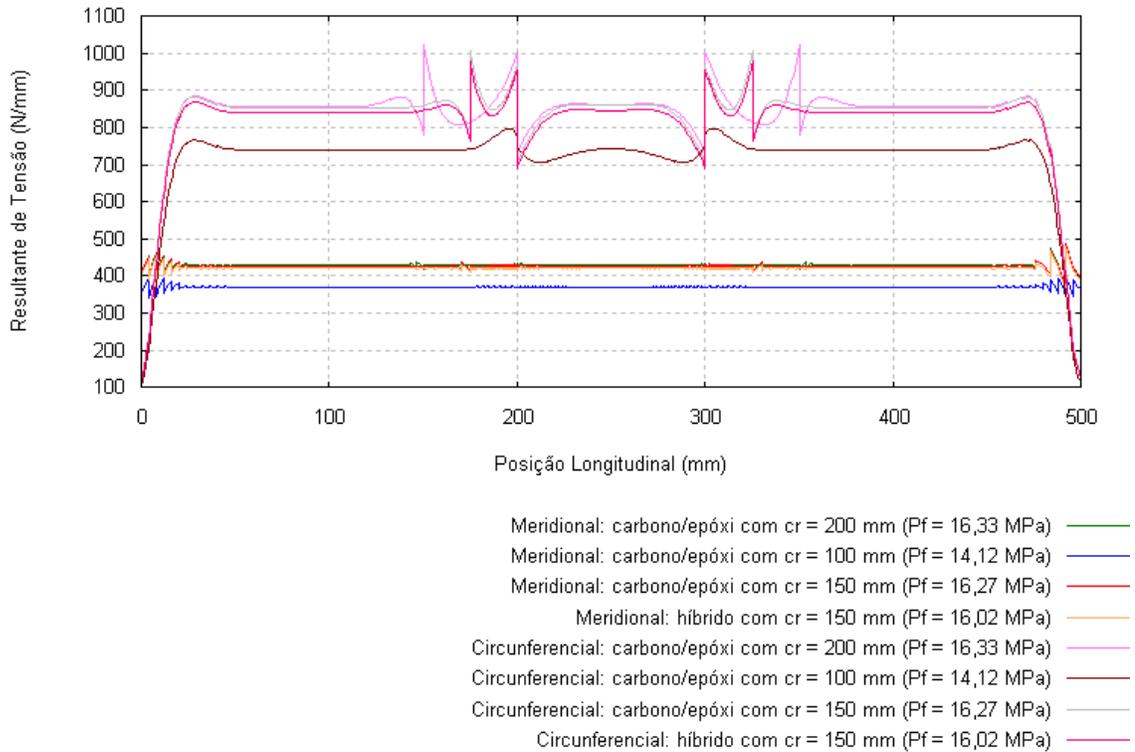


Figura 4.46: Gráfico 32 - N (N/mm) x posição longitudinal (mm) para tubos reparados, em regime de falha.

As tensões circunferenciais nos tubos reparados também são maiores que as meridionais, sendo que a maior resultante de tensão circunferencial foi obtida para o caso $c_r = 200$ mm, enquanto que a menor resultante de tensão meridional foi obtida para o caso $c_r = 100$ mm (Fig. 4.46). É possível notar uma oscilação bem pronunciada da resultante de tensão circunferencial nas extremidades do desbaste, enquanto que as tensões meridionais permanecem praticamente constantes ao longo de toda a região não modificada do tubo. As curvas da tensão meridional dos casos $c_r = 200$ mm, $c_r = 150$ mm e híbrido praticamente coincidem.

4.5.2 Regime Elástico para uma pressão hidrostática de 2 MPa (20 bar)

a) Tubos Íntegros

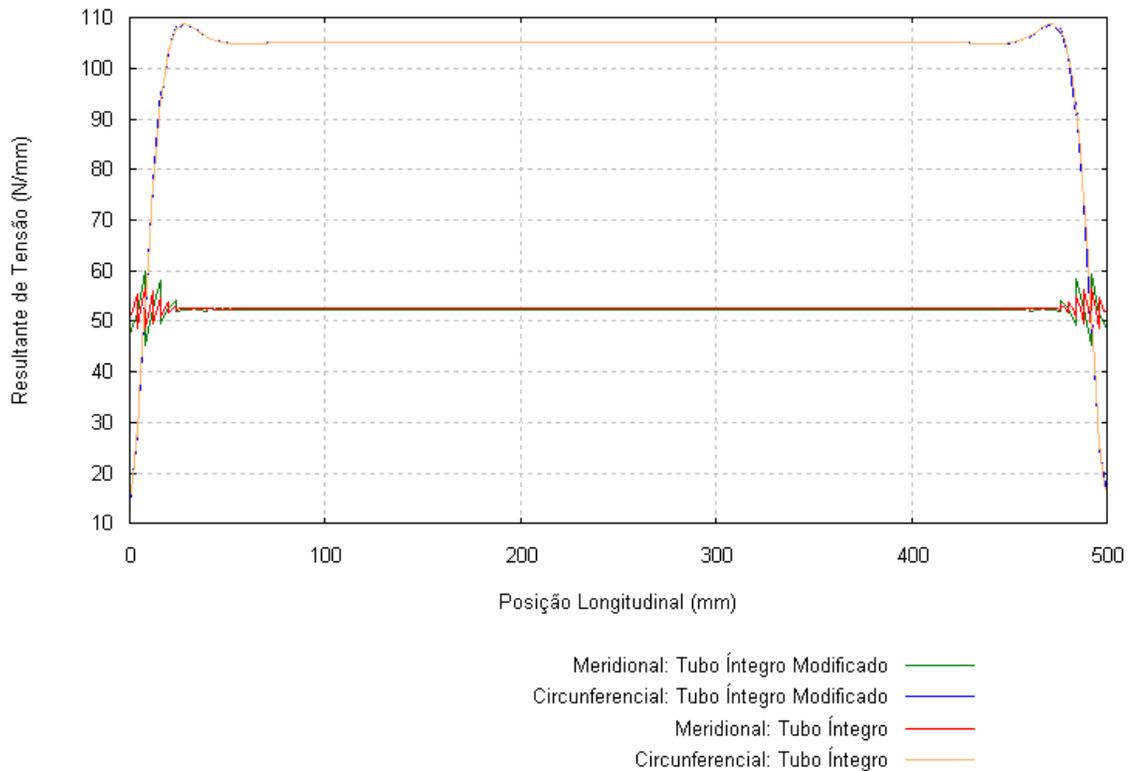


Figura 4.47: Gráfico 33 - N (N/mm) x posição longitudinal (mm) - tubo íntegro, regime elástico ($P = 2$ MPa).

Esta oscilação nas extremidades dos tubos ocorre por causa da influência das tensões e momentos fletores devido ao engastamento (extremidade esquerda) e à tampa (extremidade direita). No caso do regime elástico, como a pressão constante de 2 MPa é bem menor que a pressão de falha, estas oscilações são menores (Fig. 4.47). Um fato importante a observar é que os comportamentos dos tubos íntegro e íntegro modificado se assemelham entre si, com relação à resultante de tensão circunferencial e meridional, sendo que as oscilações que ocorrem na extremidade do tubo íntegro modificado, na tensão meridional, são maiores que as do tubo íntegro.

b) Tubos Desbastados

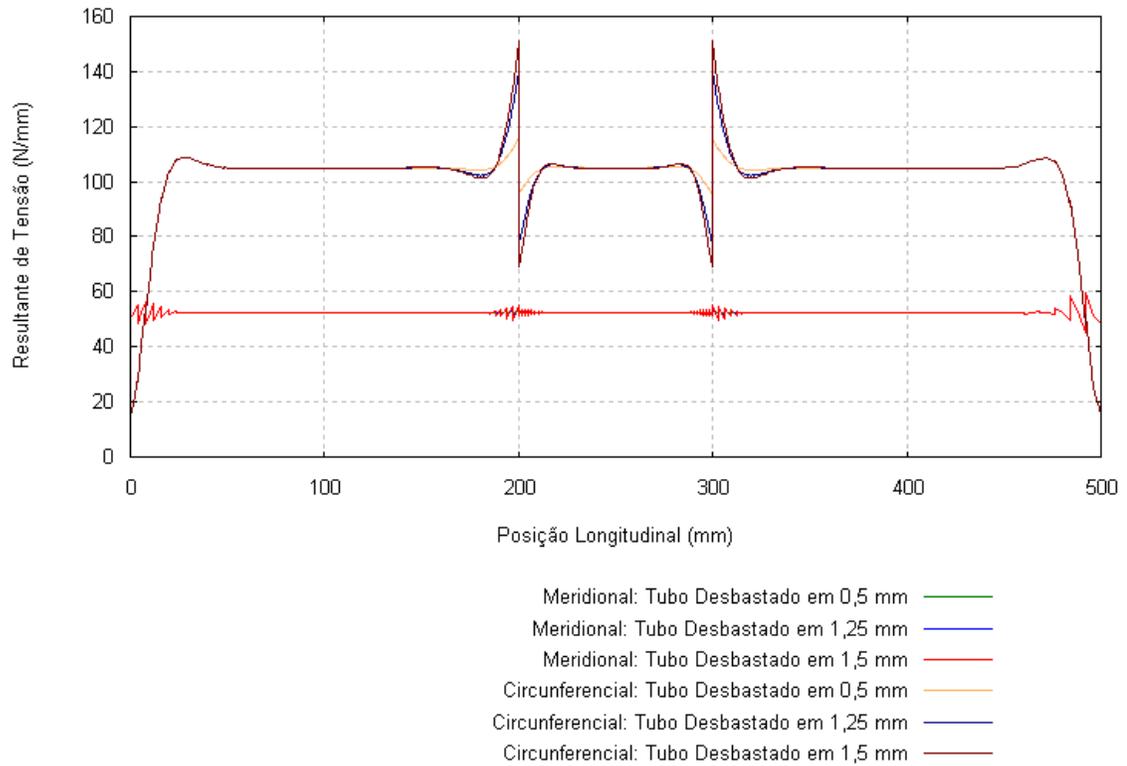


Figura 4.48: Gráfico 34 - N (N/mm) x posição longitudinal (mm) - tubo desbastado, regime elástico ($P = 2$ MPa).

As curvas dos tubos desbastados seguem, de fato, o comportamento do tubo íntegro modificado, inclusive na região desbastada (Fig. 4.48). Contudo, há grande oscilação da tensão circunferencial entre um pico acima da curva do íntegro modificado e o pico abaixo desta curva, pois esta região da extremidade do desbaste ($x = 200$ mm e $x = 300$ mm) é muito sensível e representa um grande concentrador de tensões (como já era esperado).

c) Tubos reparados com material compósito

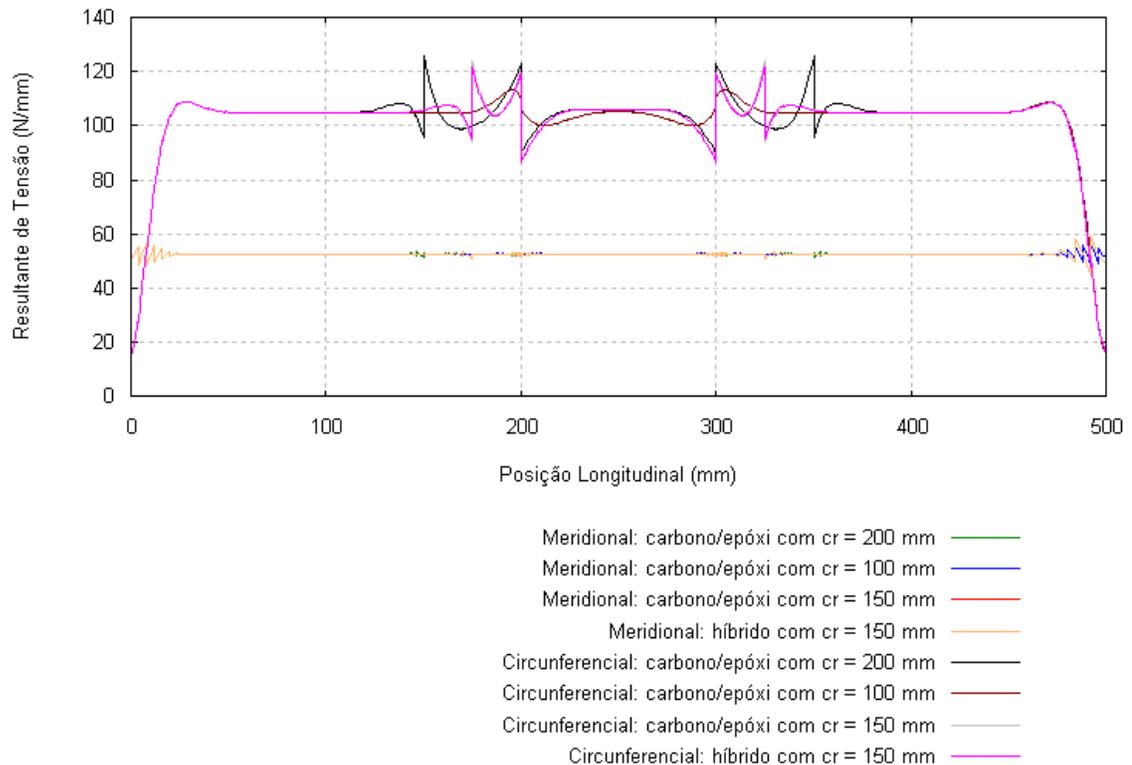


Figura 4.49: Gráfico 35 - N (N/mm) x posição longitudinal (mm) para tubos reparados, regime elástico ($P = 2 \text{ MPa}$).

Todos os tubos reparados têm uma oscilação maior na resultante de tensão circunferencial, considerando seu sentido para cima da curva de base do tubo íntegro, justamente nas extremidades do reparo (Fig. 4.49). Já a oscilação maior, abaixo da curva do íntegro, ocorre justamente nas extremidades do desbaste. Híbrido e Felippes têm comportamento idêntico e curvas se confundem (ambos têm $c_r = 150 \text{ mm}$).

d) Caso Alencar

d.1) Meridional

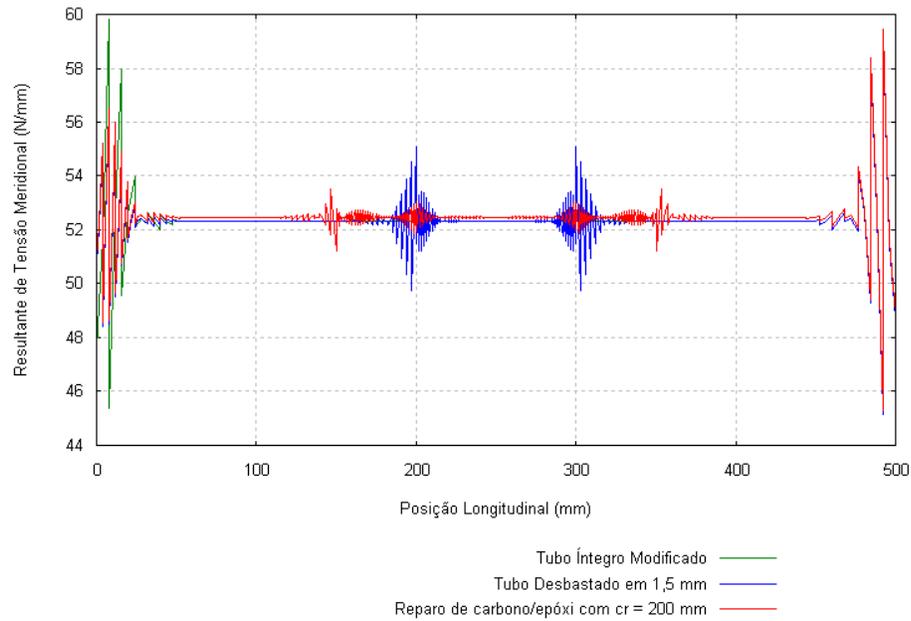


Figura 4.50: Gráfico 36 - Nm (N/mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Alencar, regime elástico ($P = 2$ MPa).

Com o gráfico 36, pode-se perceber que, embora a falha ocorra na extremidade do reparo (na região não desbastada), nestes pontos ($x = 150$ mm e $x = 350$ mm) as resultantes de tensão meridional são bem menores que as oscilações ocorrentes nas extremidades do desbaste, provando que estes últimos pontos que são os críticos e onde deve-se evitar a falha. As maiores oscilações ocorrem, contudo, nas extremidades do tubo devido às tampas e ao engastamento.

d.2) Circunferencial

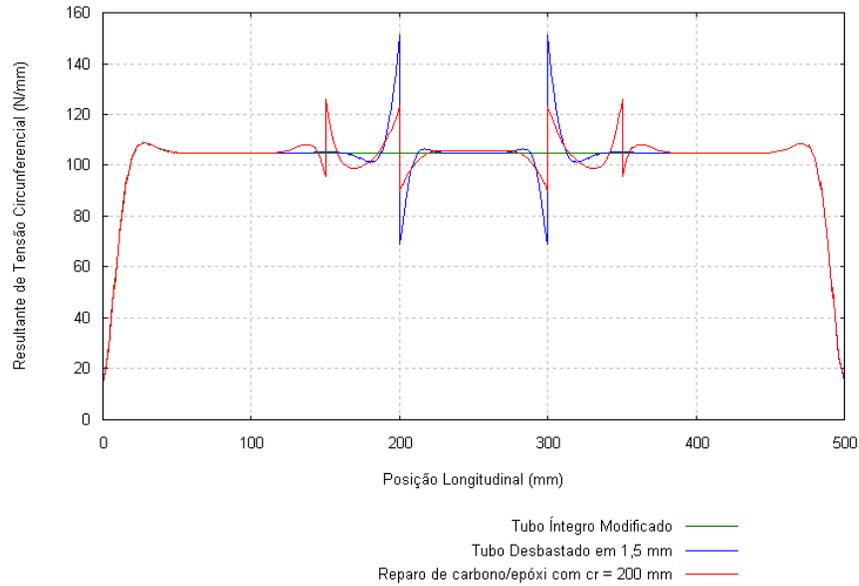


Figura 4.51: Gráfico 37 - N_c (N/mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Alencar, regime elástico ($P = 2$ MPa).

As oscilações da resultante de tensão circunferencial do tubo reparado são menores que as do desbastado, o que é positivo, pois representa que o reparado tem comportamento mais próximo ao tubo íntegro modificado (o qual não apresenta estas oscilações).

e) Caso Thomazi

e.1) Meridional

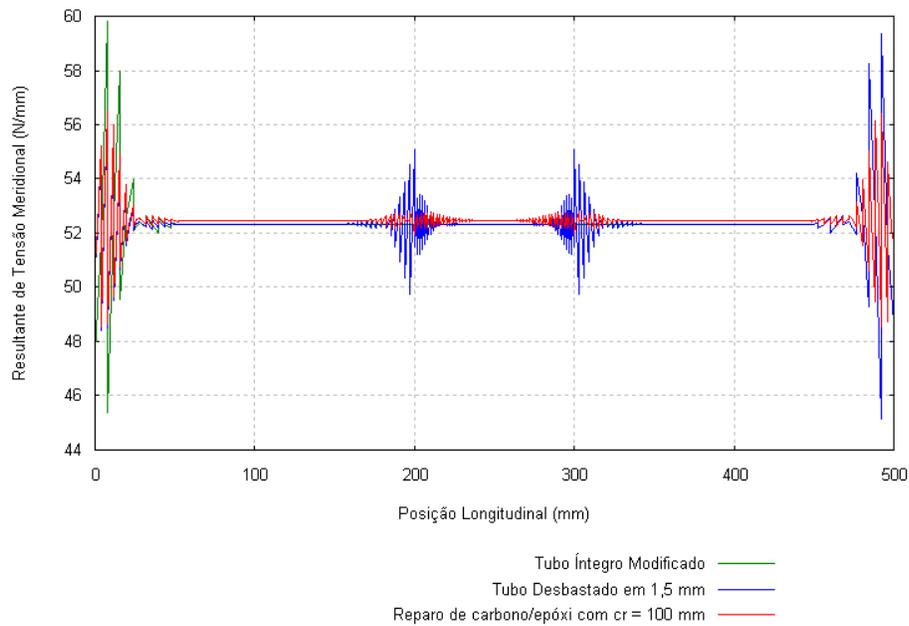


Figura 4.52: Gráfico 38 - N_m (N/mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Thomazi, regime elástico ($P = 2$ MPa).

e.2) Circunferencial

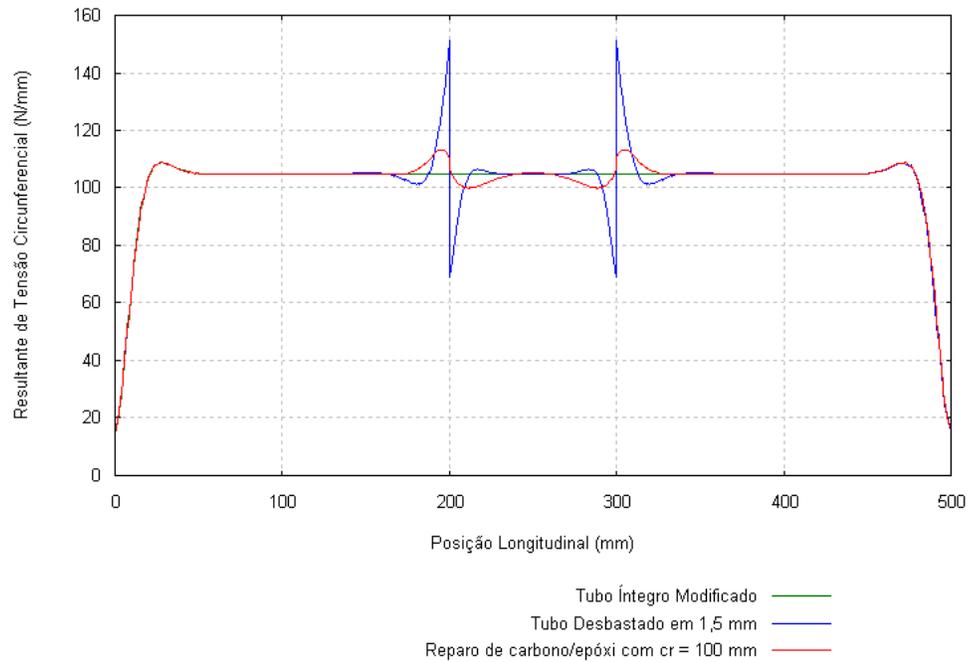


Figura 4.53: Gráfico 39 - N_c (N/mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Thomazi, regime elástico ($P = 2$ MPa).

De todos os tipos de reparo, este é o que mais se assemelha e restaura as propriedades do tubo íntegro, com relação às resultantes de tensão.

f) Caso Felippes

f.1) Meridional

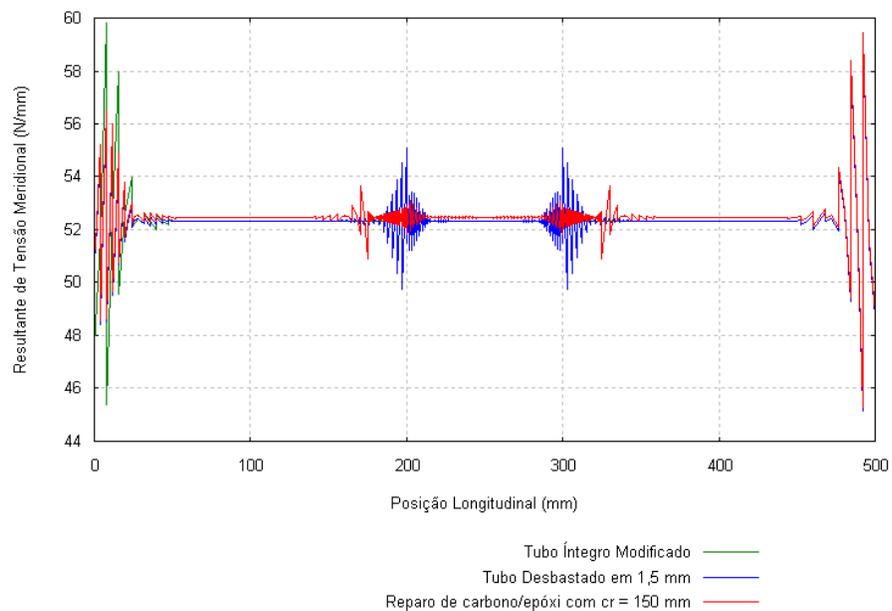


Figura 4.54: Gráfico 40 - N_m (N/mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Felippes ($P = 2$ MPa).

As oscilações na região de $x = 175$ mm e $x = 325$ mm são bem pequenas e ocorrem apenas para o tubo reparado, pois representam as extremidades do reparo.

f.2) Circunferencial

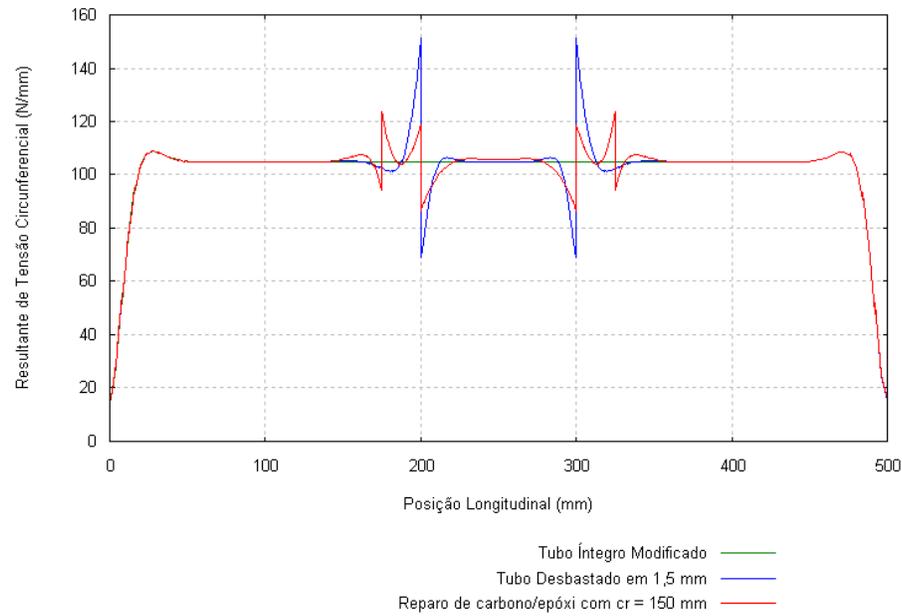


Figura 4.55: Gráfico 41 - N_c (N/mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Felippes ($P = 2$ MPa).

g) Caso Híbrido

g.1) Meridional

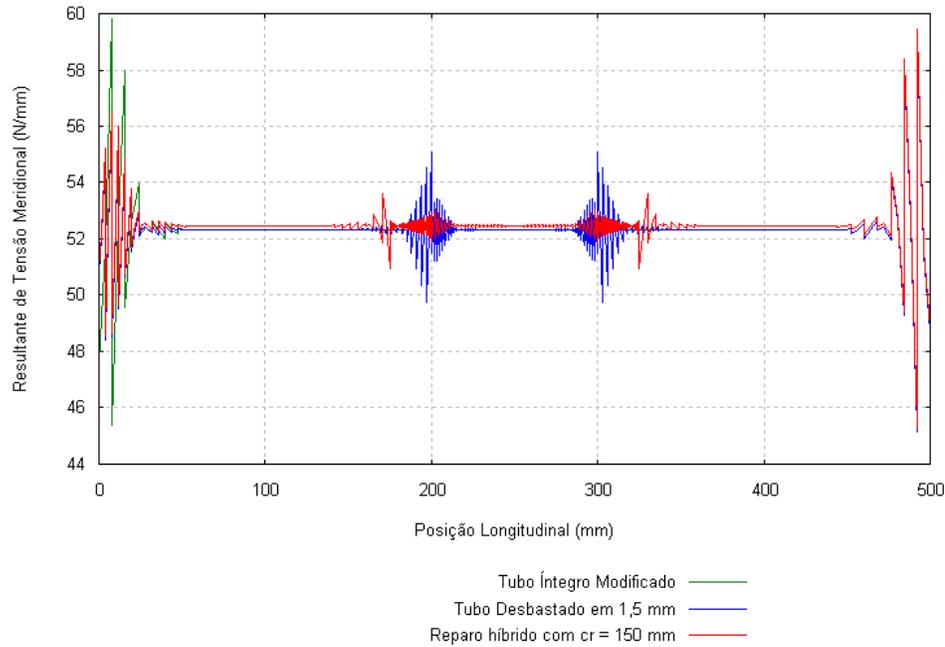


Figura 4.56: Gráfico 42 - N_m (N/mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Híbrido ($P = 2$ MPa).

g.2) Circunferencial

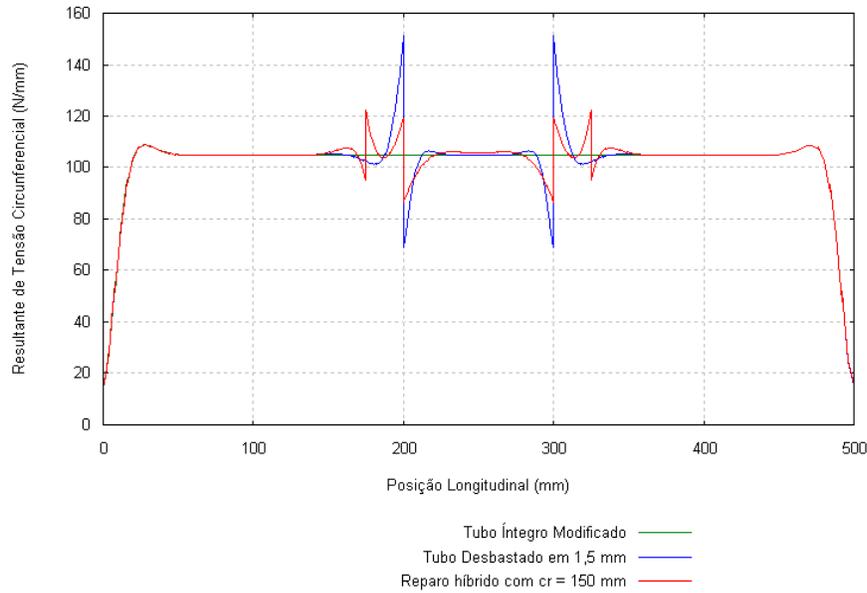


Figura 4.57: Gráfico 43 - N_c (N/mm) x posição longitudinal (mm) para hipótese Híbrido ($P = 2$ MPa).

4.6 RESULTADOS NUMÉRICOS UTILIZANDO ELEMENTOS FINITOS: ANÁLISE BASEADA NAS RESULTANTES DE MOMENTO MERIDIONAL E CIRCUNFERENCIAL

4.6.1 Regime de Falha

a) Tubos Íntegros

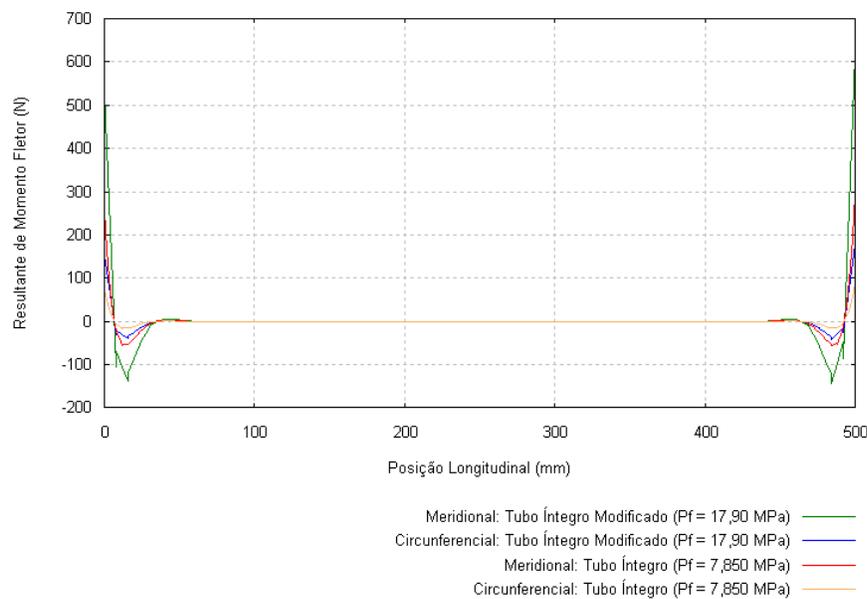


Figura 4.58: Gráfico 44 - M (N) x posição longitudinal (mm) para tubos íntegros, em regime de falha.

Como já era de se esperar, as resultantes de momento meridional e circunferencial para o tubo íntegro e íntegro modificado são nulas, com exceção das extremidades (Fig. 4.58).

b) Tubos Desbastados

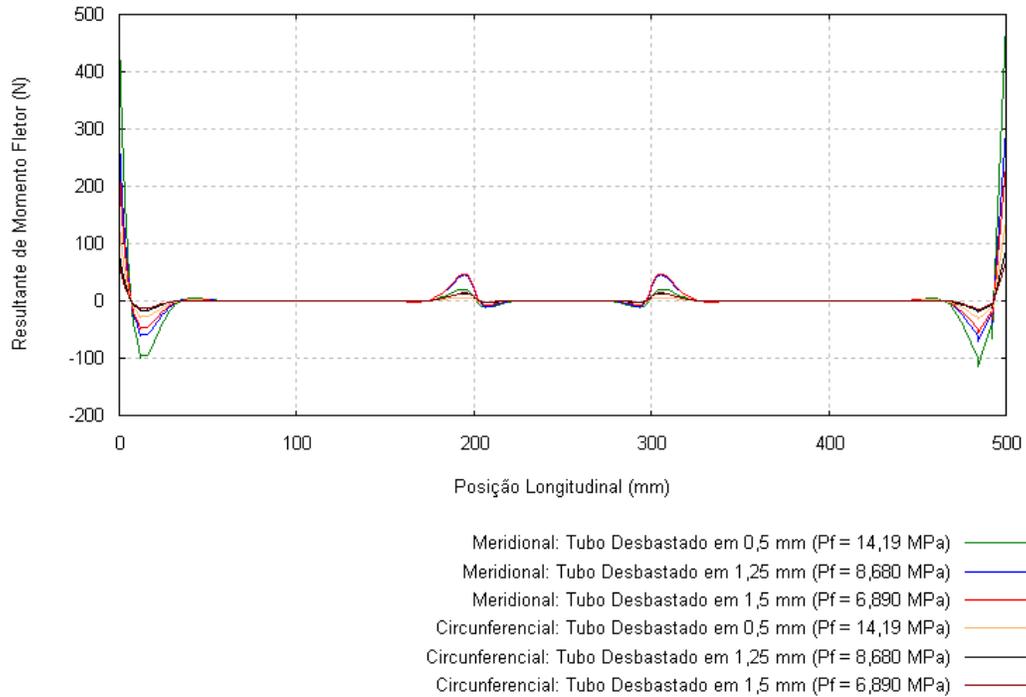


Figura 4.59: Gráfico 45 - M (N) x posição longitudinal (mm) para tubos desbastados, em regime de falha.

Para todos os tubos desbastados, as resultantes de momento também são nulas, com exceção das extremidades do desbaste, onde os tubos mais desbastados apresentam maiores valores de momento (Fig. 4.59).

c) Tubos reparados com material compósito

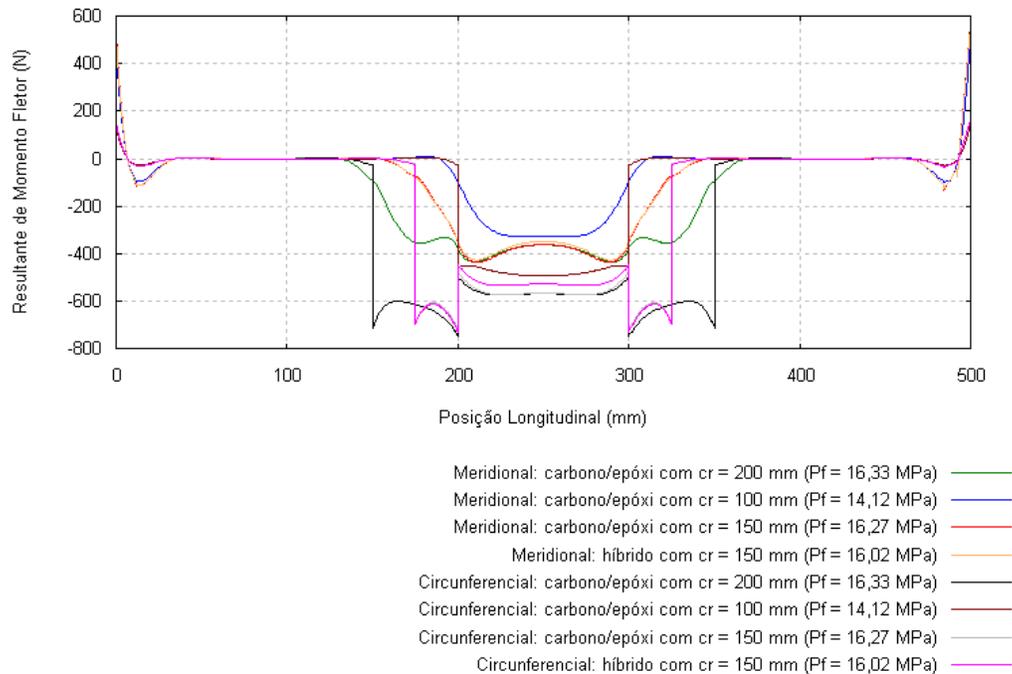


Figura 4.60: Gráfico 46 - M (N) x posição longitudinal (mm) para tubos reparados, em regime de falha.

O momento circunferencial e meridional deveria ser zero ao longo de todo o tubo. Contudo, na região do reparo, como o laminado não é simétrico, a matriz $[B]$ é diferente de zero e há acoplamentos. Assim, a resultante de momento acaba tendo um valor diferente de zero (Fig. 4.60). Neste caso é negativo, devido à convenção utilizada pelo Compshell com relação ao sentido positivo de momentos. Assim, a resultante de momento meridional mais próxima de zero é a do caso $c_r = 100$ mm. Já a resultante de momento circunferencial com o maior módulo é a do caso $c_r = 200$ mm.

4.6.2 Regime Elástico para uma pressão hidrostática de 2 MPa (20 bar)

a) Tubos Íntegros

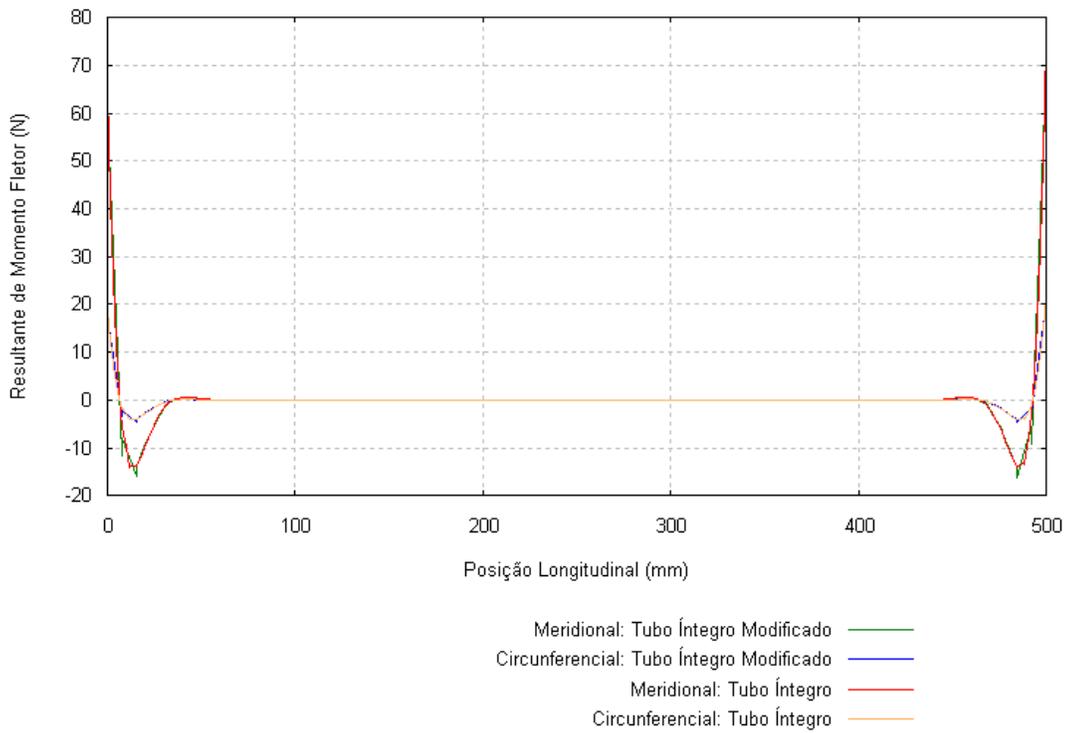


Figura 4.61: Gráfico 47 - M (N) x posição longitudinal (mm) para tubos íntegros, regime elástico ($P = 2$ MPa).

b) Tubos Desbastados

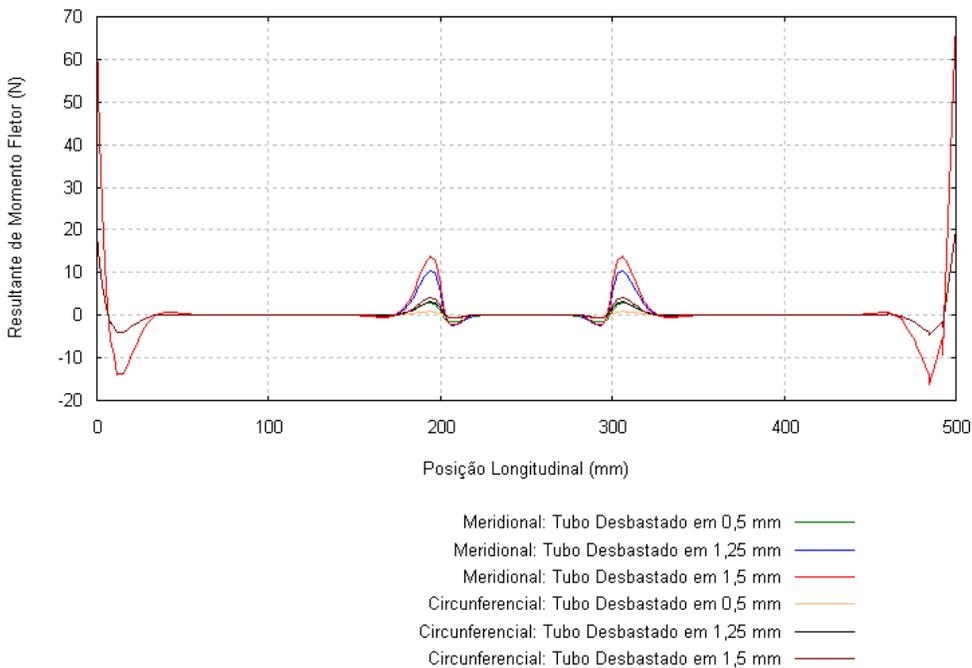


Figura 4.62: Gráfico 48 - M (N) x posição longitudinal (mm) para tubos desbastados, regime elástico ($P = 2$ MPa).

c) Tubos reparados com material compósito

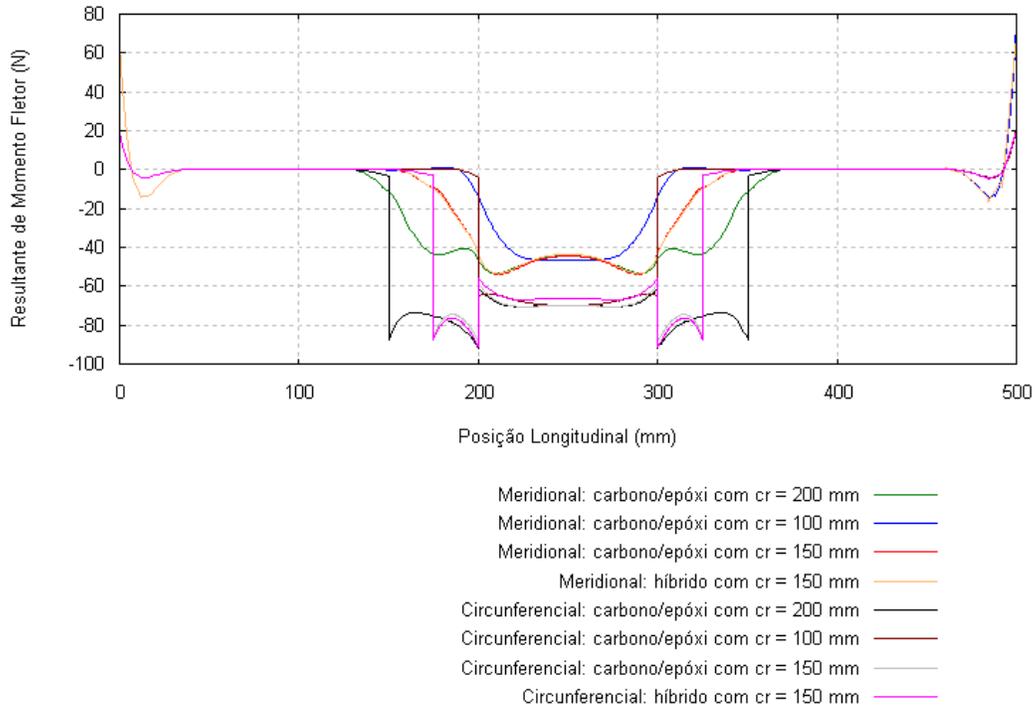


Figura 4.63: Gráfico 49 - M (N) x posição longitudinal (mm) para tubos reparados, regime elástico ($P = 2$ MPa).

4.7 ANÁLISE BASEADA NOS PESOS DOS TUBOS REPARADOS

Admitindo que o tubo íntegro (Aço AISI 1010) possua as dimensões listadas na Tab. (4.1) e considerando sua densidade de $\rho_{aço} = 0,00787 \text{ g/mm}^3$, aplica-se a Eq. (60) para obter o volume do tubo íntegro.

$$V_t = \pi(R_{\text{Externo}}^2 - R_{\text{Interno}}^2)c_t, \quad (59)$$

$$V_t = \pi\left(\frac{D_{\text{Externo}}^2}{4} - \frac{D_{\text{Interno}}^2}{4}\right)c_t, \quad (60)$$

sendo:

$$D_{\text{Externo}} = 104,6 \text{ mm};$$

$$D_{\text{Interno}} = 100 \text{ mm}; \text{ e}$$

$$c_t = 500 \text{ mm}.$$

Substituindo estes valores na Eq. (60), tem-se que o volume do tubo é dado por:

$$V_t = 402516,56 \text{ mm}^3.$$

Aplicando a relação entre volume e massa específica, tem-se:

$$\rho = \frac{m_t}{V_t}, \quad (61)$$

$$m_t = 3167,80 \text{ g} \quad \Rightarrow \quad m_t \approx 3,2 \text{ kg}.$$

Para o tubo desbastado, deve-se considerar o volume de material retirado:

$$V_d = \pi \left(\frac{D_{ED}^2}{4} - \frac{D_{ID}^2}{4} \right) c_t. \quad (62)$$

Substituindo os seguintes valores na Eq. (62):

$$D_{ED} = 105 \text{ mm};$$

$$D_{ID} = 102 \text{ mm}; \text{ e}$$

$$c_t = 500 \text{ mm}.$$

Tem-se:

$$V_d = 48773,23 \text{ mm}^3.$$

OBS: considerou-se uma espessura de desbaste de 1,5 mm para todas as simulações. Contudo, como o tubo possui ovalização, na prática experimental desbastou-se o máximo possível de modo que o ponto, dentro da parte desbastada, com a menor espessura antes do desbaste, ficasse com 1 mm, pois se esta espessura fosse menor, poderia prejudicar os resultados experimentais ou até mesmo danificar o tubo. Por este motivo, de acordo com a tabela 676786, a espessura de desbaste ideal, na prática, foi de 1,25 mm. Contudo, na média, considerou-se um desbaste de 1,5 mm para o cálculo da massa do tubo desbastado.

Assim, pode-se obter a massa do tubo desbastado de acordo com a Eq. (63):

$$\rho = \frac{m_{\text{desbastado}}}{V_t - V_d}, \quad (63)$$

$$m_{\text{desbastado}} = 2783,96 \text{ g} \quad \Rightarrow \quad m_{\text{desbastado}} \approx 2,8 \text{ kg}.$$

Para confirmar este valor de massa do tubo desbastado, realizou-se duas medições de massa com auxílio de uma balança digital e uma analógica, cujos valores obtidos foram 2,796 kg e 2,7826 kg, respectivamente. Estes valores estão bem próximos ao valor numérico encontrado, o que confirma que as dimensões utilizadas do tubo e seu material estão corretos.

Da mesma maneira, para medir a massa do tubo reparado, deve-se considerar o volume de material de reparo acrescentado, obtido segundo as seguintes equações:

$$V_r = V_{r(desb)} + V_{r(sobre-esp)} = V_d + V_{r(sobre-esp)} \quad (64)$$

$$V_r = V_d + \pi \frac{D_{ER}^2 - D_{IR}^2}{4} c_r,$$

$$\rho = \frac{m_{r(desb)}}{V_{r(desb)}} \text{ e } \rho = \frac{m_{r(sobre-esp)}}{V_{r(sobre-esp)}}, \quad (65)$$

$$m_r = m_{r(desb)} + m_{r(sobre-esp)}. \quad (66)$$

Tabela 4.26: Análise dos volumes [mm³] e massas [g] dos diferentes reparos analisados.

Reparo	Material de Reparo		$\rho(g/mm^3)$		$t_r(DESBS)$ (mm)		$t_r(SOBRE-ESP)$ (mm)		c_r (mm)	V_r (mm ³)		m_r (g)	
Alencar	carbono/epóxi		0,0016		1,5		3		200	252348,43		403,76	
Thomazi	carbono/epóxi		0,0016		1,5		3		100	142530,13		240,89	
Felippes	carbono/epóxi		0,0016		1,5		3		150	201454,63		322,33	
Híbrido	carb /epóxi	vid /epóxi	0,0016	0,0019	1,0	0,5	2,5	0,5	150	160496,11	40958,51	256,79	77,82
												334,61	

Logo, o reparo mais atrativo com relação ao baixo peso é o da hipótese Thomazi. Além disso, observando esta tabela, percebe-se que o reparo Felippes é mais leve que o híbrido, cujas dimensões são as mesmas. Isto ocorre porque a massa específica do vidro/epóxi é maior que a do carbono/epóxi. Contudo esta diferença é de apenas 4%. Logo, o híbrido continua sendo um reparo vantajoso, principalmente quanto ao seu custo, já que fibras de vidro têm menores custos se comparadas às fibras de carbono (em torno de oito vezes menor).

Logo, quanto à análise de custos dos quatro reparos selecionados, é evidente que o reparo híbrido apresenta menor custo se comparado ao reparo Felippes, já que ambos possuem a mesma geometria de reparo, mas materiais constitutivos diferentes, onde o reparo Felippes é formado apenas por fibras de carbono e o reparo híbrido substitui algumas lâminas de carbono por tecido de fibras de vidro. A análise de custos dos casos Thomazi e Alencar pode ser encontrada nas teses de Thomazi (2006) e Alencar (2006).

5 RESULTADOS EXPERIMENTAIS E ANÁLISE COMPARATIVA ENTRE RESULTADOS NUMÉRICOS E EXPERIMENTAIS

Neste capítulo, se apresenta e analisa os principais resultados experimentais obtidos, comparando-os com os resultados numéricos. É importante ressaltar que para cada tubo de aço analisado (seja ele íntegro, desbastado ou reparado) foram realizados, em média, quatro ensaios para aumentar a confiabilidade dos resultados experimentais. Contudo, neste trabalho, serão apresentados e discutidos apenas os ensaios mais relevantes para o estudo de reparo compósito. Além disso, serão realizadas algumas observações científicas importantes obtidas com as análises dos resultados numéricos e experimentais.

5.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS

Seguindo o objetivo proposto para este trabalho, neste momento serão detalhadas as condições ambientais dos ensaios, a preparação dos tubos na bancada experimental, a geometria e propriedades mecânicas específicas dos tubos de aço a serem ensaiados, as observações realizadas durante os experimentos e seus principais resultados.

Para que fosse possível uma comparação direta e mais confiável entre os resultados numéricos e os experimentais, as propriedades mecânicas e algumas características geométricas a serem utilizadas nas simulações deste capítulo foram obtidas pelo fabricante do tubo em estudo (GRAVIA).

Para tanto, na Tab. (5.1) podem ser observadas as novas propriedades consideradas para os tubos 1 (íntegro e reparado) e tubo 2 (desbastado).

Tabela 5.1: Propriedades dos corpos de prova utilizados na análise experimental.

Tubo	1	2
Tipo de Aço	1010	1010
Tipo de Tubo	com costura	com costura
Método de Fabricação	laminado a quente	laminado a quente
σ_{esc} MPa (kgf/mm ²)	179,523 (18,30)	179,523 (18,30)
σ_{rup} MPa (kgf/mm ²)	323,73 (33,0)	323,73 (33,0)

*todas as propriedades mecânicas presentes na tabela são relativas a uma temperatura ambiente de 25°.

Segundo a norma ANSI/ASME B31, admite-se um valor de aproximadamente 10% para a variação da espessura da parede e do diâmetro interno entre tubos com mesmas especificações geométricas, devido a diferenças ocorridas no processo de fabricação. No caso, ambos os tubos têm a mesma especificação e o mesmo fabricante. Suas espessuras, exatamente iguais entre si, e seus diâmetros internos, cuja diferença é de aproximadamente 2%, estão de acordo com a norma.

Outro detalhe importante a ser mencionado é o fato dos tubos serem costurados. Esta é uma denominação errônea para o material, porém o nome se consolidou tal como "xerox". Esta denominação veio de muito tempo atrás, quando o processo utilizado era de baixa frequência (50 ou 60 hz), o que dava ao material uma aparência de material "costurado". Hoje o processo é realizado com solda longitudinal com alta frequência, sendo que o processo de soldagem mais comum é o E.R.W. (Solda por Resistência Elétrica). A solda com alta frequência garante a homogeneidade da matéria-prima com a solda, o que confere excelentes características aos produtos. Os processos de fabricação para obtenção do produto final variam de acordo com a norma em que o tubo vai ser fabricado (Tebecherani, 2007). Segundo a empresa Titanium, tubos com costura são produzidos nos diâmetros e comprimentos mais comuns do mercado, sendo que para espessuras de parede abaixo de 1,5 mm, são mais econômicos que os sem costura. O volume de tubos com costura é bem alto e sua performance tem sido a mesma dos sem costura. Por este motivo, selecionou-se o tubo costurado para os experimentos. Além disso, por possuir homogeneidade ao longo de toda a costura, evitam problemas de deformações distintas na costura ao longo do comprimento do tubo. Contudo, a costura oferece alguns inconvenientes que serão mencionados posteriormente.

É importante destacar que para cada ensaio experimental foi realizada uma nova simulação numérica específica no Compshell, dependendo das condições ambientais, físicas e específicas do tubo a ser ensaiado e do aparato experimental. Para posterior comparação com os dados obtidos experimentalmente, a Tab. (5.2) resume todos os resultados encontrados com auxílio do Compshell para os tubos íntegro, desbastado e reparado (hipótese híbrido destacada no capítulo 4).

Tabela 5.2: Resultados numéricos obtidos com o Compshell para os tubos íntegro, desbastado e com reparo híbrido.

Tubo	Íntegro	Desbastado	Reparado
P_{esc} (bar)	99,15	44,60	88,74
x_{esc} (mm)	80,0	286,7	175,0
P_{rup} (bar)	178,9	81,13	160,1
x_{rup} (mm)	81,31	286,7	175,0

Apenas como observação, é importante destacar que cada valor de deformação e pressão apresentado nas tabelas de resultados para cada ensaio, é a média de valores obtidos experimentalmente. Para cada faixa de valores aproximados de pressão (com os quais obteve-se uma pressão média correspondente), realizou-se a média das deformações correspondentes. A maioria dos gráficos deste capítulo foram plotados utilizando-se estes valores médios.

Além disso, é importante destacar que para todos os experimentos, utilizou-se a mesma configuração do Sistema de Aquisição de Dados ADS 2000 quanto ao Rcal, onde as deformações circunferenciais utilizaram o Rcal 2 e as deformações axiais utilizaram o Rcal 1. Estes dois parâmetros são selecionados pelo operador de acordo com o intervalo de deformação, em μStrain , que contenha todas as deformações ocorridas no experimento. Cada Rcal está associado a uma resistência e a um parâmetro do sistema chamado *Shunt Eng* (o qual deve ser inserido pelo operador na entrada de dados do sistema, de acordo com o Rcal já escolhido), segundo a Tab. (5.3).

Tabela 5.3: Tipos de Rcal

Rcal	Resistência (Ω)	Shunt Eng
Rcal1	57709	-983,45
Rcal2	190603	-298,19
Rcal3	579128	-98,65

Ao calibrar o sistema, este escolherá automaticamente a melhor resistência de calibração para os limites de trabalho, os quais são obtidos ao calibrar-se o ganho de cada sensor conectado ao sistema de aquisição de dados. O valor do ganho é selecionado e ajustado pelo operador, podendo ser de 1, 1000, 2000, 5000, por exemplo. Após a calibração do sistema, o software AqDados fornece uma tabela com os limites de cada sensor habilitado. Caso o intervalo calculado pelo sistema seja menor que o necessário, o operador deve reajustar o valor do ganho (Silva, 2006).

Maiores informações sobre o funcionamento do sistema de aquisição AqDados podem ser obtidas no projeto de Roberson Silva (2006). Logo, o valor do limite do intervalo é fornecido pelo operador ao selecionar o valor do *ganho* do sistema, sendo que para um maior ganho, menor é o intervalo de deformação.

É importante destacar que, para quase todos os corpos de prova ensaiados, utilizou-se dois *strain gages*, os quais foram colados distantes, entre si, em 180° e localizados nas laterais do tubo engastado, como pode ser visto na Fig. (5.4). Nenhum tubo foi

posicionado de modo que os *gages* ficassem na parte superior e inferior de sua seção transversal, justamente para evitar que a pequena deflexão existente no centro do tubo (devido ao seu peso e à pressão interna hidrostática) influenciasse os resultados. Todos os tubos ensaiados, os quais são engastados em uma extremidade e possuem a outra extremidade apoiada em um mancal, se comportam como uma viga flexionada, a qual possui momentos fletores e tensões normais (devido a estes momentos fletores) máximas justamente em $z = \text{raio do tubo}$, nas posições inferior e superior do tubo. No centro axissimétrico do tubo ($z = 0$), como era de se esperar, o momento fletor pode ser considerado nulo.

É importante comentar que, embora a teoria de membrana não considere a influência destes momentos fletores, o programa Compshell os considera. Logo, estas duas posições são críticas e, para que suas medições não sejam prejudicadas, os *gages* não devem estar nestas posições.

Na Tabela (5.4), enumera-se todos os experimentos com tubos de aço realizados para este projeto, na Universidade de Brasília, e as condições ambientais respectivas de cada ensaio.

Tabela 5.4: Tabela dos experimentos realizados com tubos de aço para este projeto.

Experimento	Tubo	Temperatura	Umidade
1	Íntegro	25°C	50%
2	Íntegro	25°C	50%
3	Íntegro	25°C	50%
4	Desbastado	25°C	50%
5	Desbastado	25°C	46%
6	Desbastado	25°C	50%
7	Reparado	25°C	50%
8	Reparado	25°C	48%
9	Reparado	25°C	50%
10	Reparado	25°C	50%
11	Reparado	25°C	50%
12	Desbastado	25°C	45%
13	Desbastado	25°C	45%

A seguir, serão detalhados a preparação, execução e resultados experimentais realizados com tubos de aço, tanto no regime elástico (para os tubos íntegro, desbastado e

reparado), regime plástico (para os tubos desbastado e reparado) e regime de ruptura (para os tubos desbastado e reparado).

5.2 ENSAIO DO TUBO ÍNTEGRO

Foram realizados três ensaios com o mesmo tubo íntegro, a fim de aumentar a confiabilidade dos resultados experimentais. Como estes ensaios foram realizados no regime elástico (a pressão máxima foi de aproximadamente 25 bar), com valores de tensão bem inferiores à tensão de escoamento do aço, pôde-se realizar mais de um experimento com o mesmo tubo sem que houvesse alteração dos resultados.

Decidiu-se por realizar apenas ensaios elásticos no tubo íntegro para estar a favor da segurança, já que os valores de pressão de escoamento e de ruptura são muito elevados para esta configuração.

Para o caso do tubo íntegro, como este foi o primeiro tubo de aço ensaiado, realizou-se alguns ensaios preliminares, antes de obter-se os resultados finais aqui expostos, apenas para aumentar a adaptação e familiarização dos operadores com os equipamentos, aparatos experimentais e com a metodologia de ensaio. Além disso, os ensaios preliminares tiveram também como objetivo promover a calibração adequada dos instrumentos.

5.2.1 Preparação e Execução do ensaio

Todos os procedimentos experimentais descritos no item 3.3 (Cap. 3) foram realizados antes de ensaiar o tubo íntegro.

O momento de pressurização do tubo íntegro, a qual realizou-se de modo crescente da pressão nula até aproximadamente $P = 25$ bar, pode ser visualizado na Fig. (5.1).

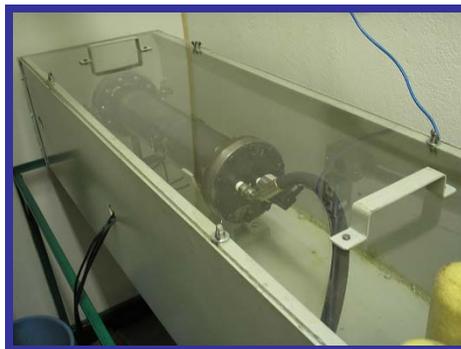


Figura 5.1: Tubo íntegro sendo pressurizado em regime elástico.

5.2.2 Resultados e Análises Experimentais

O comportamento experimental e numérico do tubo íntegro, em regime elástico, é apresentado nas Figs. (5.2) e (5.3).

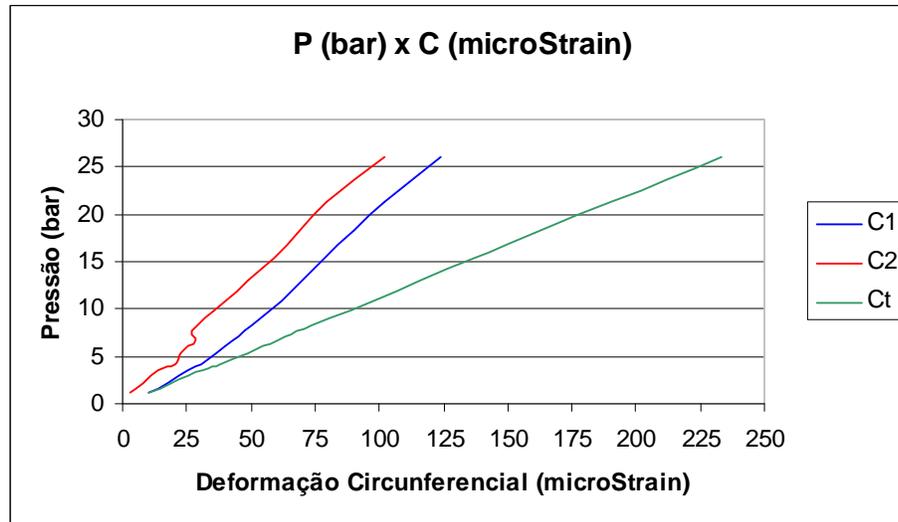


Figura 5.2: Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Circunferencial (μ Strain) para o tubo íntegro em regime elástico.

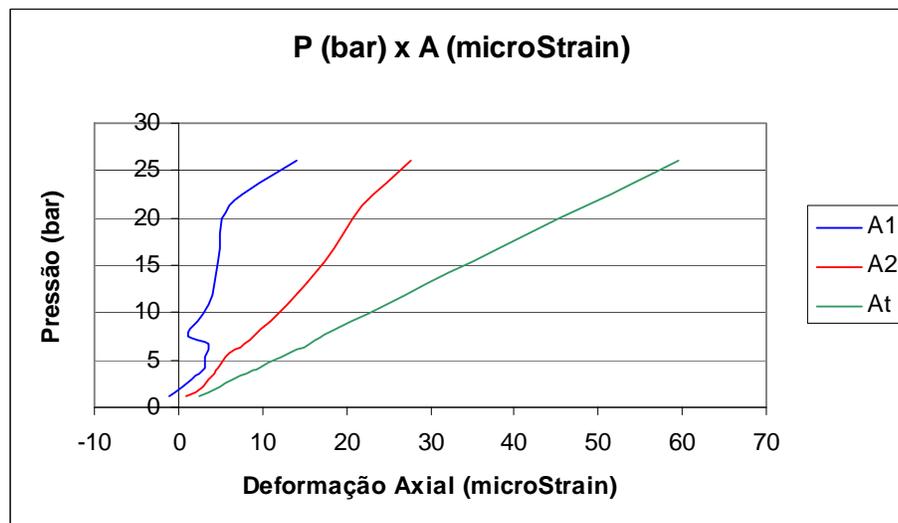


Figura 5.3: Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Axial (μ Strain) para o tubo íntegro em regime elástico.

Com os gráficos das Fig. (5.2) e (5.3), percebe-se que as deformações numéricas são maiores que as experimentais, já que a tangente do ângulo entre a curva Ct e o eixo das abscissas (tangente esta que é proporcional à tangente do gráfico “tensão x deformação” correspondente, a qual coincide com o valor da rigidez do material) é menor que as tangentes dos ângulos entre as curvas C’s experimentais (C1 e C2) e o eixo das abscissas (o mesmo ocorrendo para as deformações axiais).

Uma das hipóteses para esta tendência, que ocorreu em todos os ensaios realizados em regime elástico neste trabalho, diz respeito a um possível efeito geométrico do tubo. Na superfície interna dos tubos analisados, no local da solda com costura, há um "FRISO" ou NERVURA, com cerca de 0,5 mm de altura em toda a extensão do tubo, a qual pode ser visualizada a olho nu.

Para confirmar esta diferença geométrica, realizou-se novas medições da espessura do tubo em regiões distantes da região da costura, em 10 pontos distintos, obtendo-se um valor médio de 2,45 mm.

Posteriormente, no mesmo tubo, realizou-se medições de sua espessura na região da costura, em 10 pontos distintos, obtendo-se um valor médio de 2,93 mm, ou seja, 0,48 mm acima dos 2,45 mm para o restante do tubo.

O detalhamento das medições encontradas na região do friso pode ser visto a seguir: 2,70; 3,00; 3,00; 3,10; 2,90; 2,80; 3,03; 2,80; 2,93; e 3,02 mm

Assim, fica bastante convincente a hipótese de que houve um efeito GEOMÉTRICO no cordão de solda, fazendo com que o friso funcionasse como um REFORÇADOR INTERNO e diminuísse a deformação do tubo na região da costura.

Como este efeito não é considerado pelo Compshell, este programa acaba por fornecer deformações globais maiores do que são na realidade.

Tabela 5.5: Resultados para o tubo íntegro em regime elástico

Pressão (bar)	C1	C2	Ct	A1	A2	At	$\frac{C_1 - C_t}{C_t} \%$	$\frac{A_1 - A_t}{A_t} \%$	$\frac{C_2 - C_t}{C_t} \%$	$\frac{A_2 - A_t}{A_t} \%$
1,12	10,07	3,01	9,99	-1,06	0,82	2,55	0,77	-141,64	-69,90	-67,84
2,14	17,44	8,02	19,12	0,57	2,85	4,88	-8,75	-88,25	-58,06	-41,66
3,54	25,22	13,70	31,64	2,42	4,27	8,08	-20,29	-70,02	-56,69	-47,13
4,24	30,30	20,43	37,93	3,23	4,79	9,69	-20,13	-66,67	-46,13	-50,52
5,42	36,31	22,34	48,47	3,13	5,64	12,38	-25,08	-74,70	-53,90	-54,42
6,79	43,26	28,57	60,76	3,60	7,82	15,52	-28,80	-76,77	-52,99	-49,62
7,60	47,05	27,01	67,99	1,14	9,26	17,37	-30,80	-93,45	-60,27	-46,66
10,88	61,93	40,45	97,32	3,52	13,02	24,86	-36,37	-85,85	-58,44	-47,63
15,30	78,58	59,37	136,86	4,75	17,30	34,96	-42,58	-86,42	-56,62	-50,51
21,27	101,97	79,20	190,19	5,98	21,80	48,60	-46,38	-87,70	-58,36	-55,15
26,06	123,93	101,69	233,08	14,17	27,73	59,52	-46,83	-76,19	-56,37	-53,41

* as deformações estão em μStrain .

** para calcular as deformações Ct e At foi utilizada a Eq. 58 presente no Capítulo 4.

Onde:

C1 – deformação circunferencial obtida pelo gage 1;

C2 – deformação circunferencial obtida pelo gage 2;

A1 – deformação axial obtida pelo gage 1;

- A2 – deformação axial obtida pelo gage 2;
- Ct – deformação circunferencial numérica obtida pelo Compshell;
- At – deformação axial numérica obtida pelo Compshell; e
- P – pressão (fornecida pela bomba e medida pelo transdutor no experimento).

Como os resultados finais para o tubo íntegro foram obtidos no terceiro ensaio de tubos de aço realizado pela Universidade de Brasília, a falta de experiência não permitiu que todos os parâmetros que influenciam os experimentos fossem minimizados. Logo, a diferença entre os resultados numérico e experimental, tanto para o tubo desbastado como para o tubo reparado, foi menor em relação à encontrada para os resultados obtidos com o tubo íntegro.

5.3 ENSAIO DO TUBO DESBASTADO

Foram realizados quatro ensaios com o mesmo tubo desbastado, a fim de aumentar a confiabilidade dos resultados experimentais (Figs. 5.5 e 5.6). Os dois primeiros ensaios tiveram como objetivo a determinação das deformações radiais e axiais do tubo no regime elástico; o terceiro ensaio buscou a observação do comportamento do tubo de aço após o escoamento, no início do regime plástico; enquanto o quarto ensaio buscou a determinação da pressão de ruptura do tubo de aço desbastado.

5.3.1 Regime Elástico

a) Preparação e execução do ensaio

Todos os procedimentos experimentais descritos no item 3.3 (Cap. 3) foram realizados antes de ensaiar o tubo desbastado (Fig. 5.4).

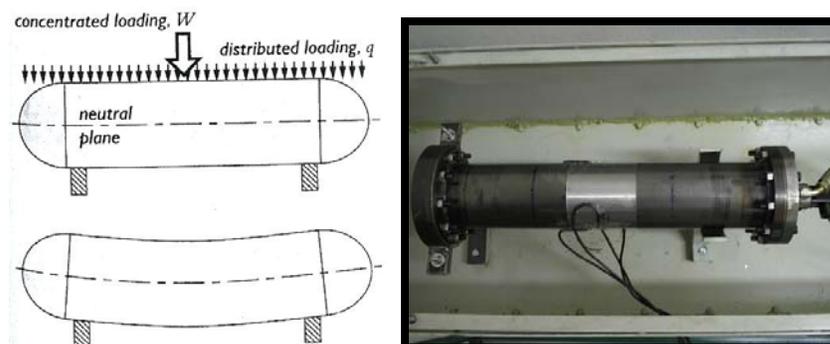


Figura 5.4: Preparação para o ensaio em regime elástico do tubo desbastado.

Durante o experimento, pressurizou-se o tubo desbastado até uma pressão de $P \approx 30$ bar, em intervalos de 2 em 2 bar, sendo que para cada pressão esperava-se um tempo de aproximadamente 3 minutos para o sistema de aquisição de dados estabilizar-se. Após o término dos ensaios em regime elástico, quando despressurizava-se o tubo, automaticamente o volume radial do mesmo diminuía e seu raio voltava à dimensão original.

b) Resultados e Análises Experimentais

O comportamento experimental e numérico do tubo desbastado, em regime elástico, é apresentado nas Figs. (5.5) e (5.6).

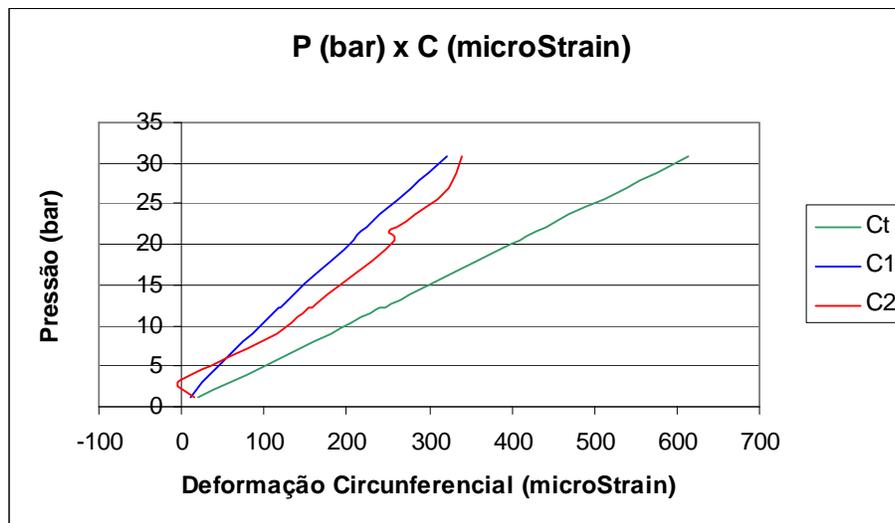


Figura 5.5: Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Circunferencial (μ Strain) para o tubo desbastado em regime elástico.

Observando a Fig. (5.5), percebe-se que a deformação numérica tende a ser maior que a experimental, assim como ocorreu no tubo íntegro. Além disso, percebe-se que as deformações do tubo desbastado foram maiores que as do íntegro, como o previsto pelo Compshell.

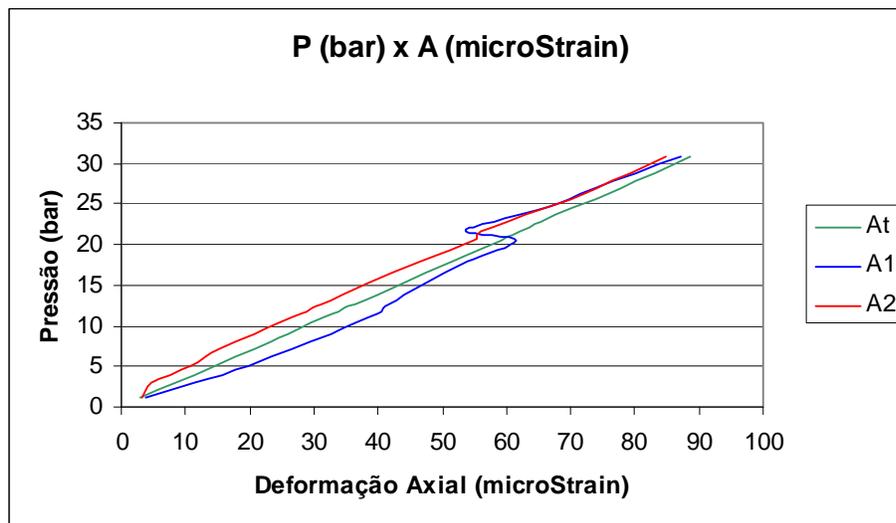


Figura 5.6: Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Axial (μ Strain) para o tubo desbastado em regime elástico.

Observando o gráfico da Fig. (5.6), pode-se afirmar que os resultados experimentais foram excelentes, inclusive em relação aos numéricos. Realizando a média ($A_{m\acute{e}dia}$) entre os valores obtidos por A1 e A2, percebe-se que praticamente coincidem com os valores numéricos gerados pelo Compshell (Fig. 5.7).

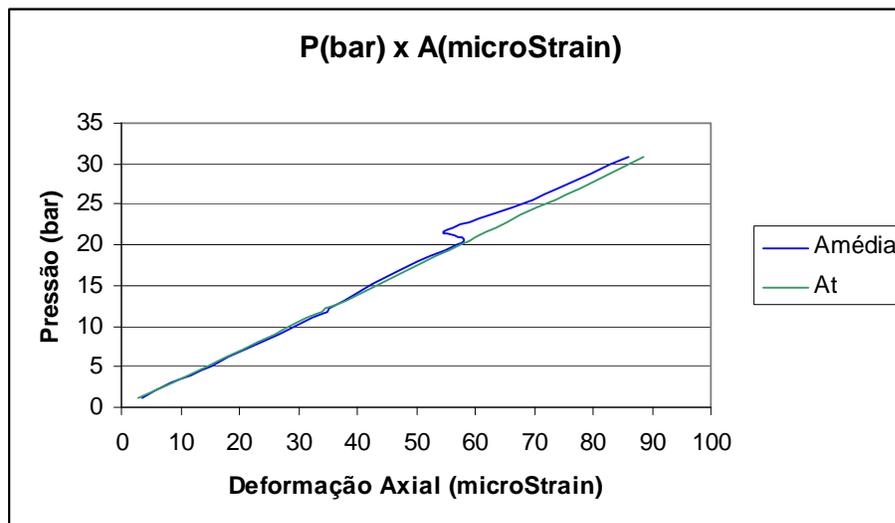


Figura 5.7: Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação $A_{m\acute{e}dia}$ (μ Strain) para o tubo desbastado em regime elástico.

Com o gráfico da Fig. (5.7), percebe-se que este ensaio foi exemplar, e a maioria dos parâmetros que influenciam os resultados foram minimizados. Quanto ao Compshell, comprova-se que é um programa excelente para análise de comportamento do aço em regime elástico.

Tabela 5.6: Resultados para o tubo desbastado em regime elástico.

Pressão (bar)	C1	C2	Ct	A1	A2	At	$\frac{C_1 - C_t}{C_t} \%$	$\frac{C_2 - C_t}{C_t} \%$	$\frac{A_1 - A_t}{A_t} \%$	$\frac{A_2 - A_t}{A_t} \%$
1,04	11,14	16,27	20,69	3,82	3,25	2,99	-46,16	-21,36	27,85	8,84
2,94	23,77	-4,81	58,57	11,45	4,80	8,45	-59,42	-108,22	35,53	-43,13
5,11	45,47	35,17	101,80	19,96	10,66	14,69	-55,34	-65,45	35,87	-27,41
7,18	66,25	79,62	143,11	26,62	15,15	20,65	-53,71	-44,37	28,94	-26,65
9,04	85,43	114,79	180,20	32,56	20,73	26,00	-52,59	-36,30	25,22	-20,28
11,48	111,38	146,75	228,80	39,87	27,96	33,01	-51,32	-35,86	20,77	-15,31
12,71	124,58	163,82	253,28	41,66	31,16	36,54	-50,81	-35,32	14,00	-14,73
15,19	148,92	193,94	302,64	47,22	38,16	43,68	-50,79	-35,92	8,12	-12,63
17,91	179,92	229,91	356,90	54,03	46,58	51,52	-49,59	-35,58	4,87	-9,59
20,58	208,29	259,13	409,99	61,48	54,73	59,16	-49,20	-36,80	3,92	-7,50
21,58	217,36	250,42	429,77	53,52	55,87	62,04	-49,43	-41,73	-13,73	-9,95
22,75	230,91	270,81	453,28	58,12	60,08	65,40	-49,06	-40,26	-11,13	-8,14
24,56	252,03	296,13	489,13	66,45	66,39	70,60	-48,47	-39,46	-5,88	-5,96
27,05	278,21	324,77	538,88	73,90	73,99	77,76	-48,37	-39,73	-4,97	-4,85
30,83	321,73	340,46	614,10	87,05	84,79	88,64	-47,61	-44,56	-1,80	-4,35

* as deformações estão em μStrain .

** para calcular as deformações Ct e At foi utilizada a Eq. 58 presente no Capítulo 4.

Com a Tabela (5.6), percebe-se que as diferenças entre deformações numéricas e experimentais são, de fato, baixíssimas, considerando o fato do tubo ser costurado e a existência de algumas imperfeições do aparato e metodologias experimentais.

Apenas como teste, repetiu-se o ensaio em regime elástico na tentativa de melhorar ainda mais os resultados circunferenciais, os quais foram otimizados e geraram o seguinte gráfico da Fig. (5.8).

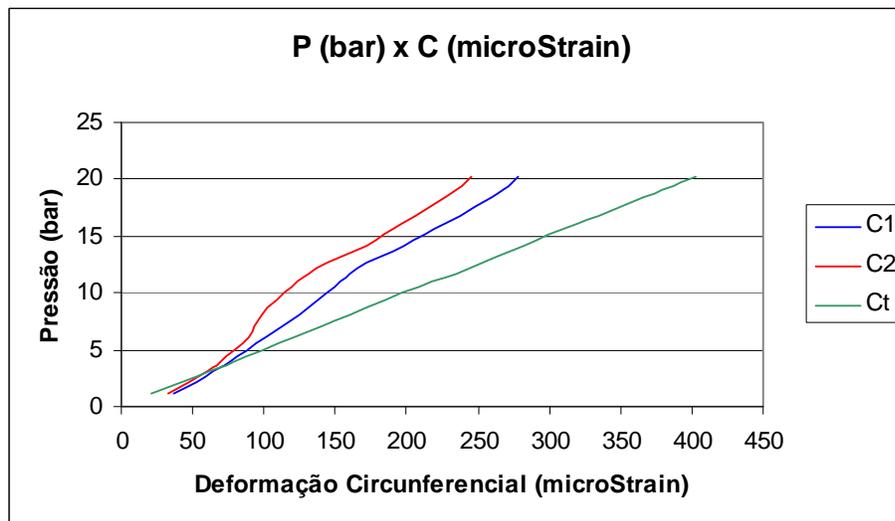


Figura 5.8: Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Circunferencial (μStrain) para o tubo desbastado em regime elástico (segundo ensaio).

De acordo com a Tab. (5.7), verificou-se que os resultados experimentais (para deformação circunferencial) foram ainda mais próximos dos numéricos, se comparados aos do ensaio anterior. Percebeu-se, ainda, que os resultados obtidos pelo *gage* 1 foram melhores que os do *gage* 2.

Com estes dois ensaios, pôde-se concluir algo muito importante com relação à influência da costura do tubo. Em regime elástico, a costura influencia mais as deformações circunferenciais do que as axiais, promovendo diferenças menores (entre o experimental e o numérico) para o caso de deformação axial. Maiores explicações para este acontecimento vão ser discutidas no item 5.5.

Tabela 5.7: Resultados da deformação circunferencial para o tubo desbastado (novo ensaio em regime elástico).

Pressão (bar)	C1 (μStrain)	C2 (μStrain)	Ct (μStrain)	$\frac{C_1 - C_t}{C_t} \%$	$\frac{C_2 - C_t}{C_t} \%$
1,07	36,81	32,43	21,39	72,10	51,60
2,09	52,23	47,00	41,59	25,59	13,01
3,07	64,19	60,16	61,18	4,93	-1,67
3,98	75,65	69,91	79,28	-4,57	-11,81
6,08	101,01	88,59	121,16	-16,63	-26,88
8,05	124,48	98,93	160,33	-22,36	-38,30
10,47	148,94	119,65	208,62	-28,61	-42,65
12,22	165,89	136,52	243,49	-31,87	-43,93
14,13	198,10	172,24	281,49	-29,62	-38,81
16,06	227,09	196,68	320,08	-29,05	-38,55
19,01	267,59	235,22	378,65	-29,33	-37,88
20,20	277,83	245,29	402,35	-30,95	-39,04

* para calcular as deformações Ct foi utilizada a Eq. 58 presente no Capítulo 4.

5.3.2 Regime Plástico

a) Preparação e execução do ensaio

Com o mesmo tubo ensaiado em regime elástico e já preparado na bancada, realizou-se um novo experimento com pressões acima da pressão relativa ao escoamento do tubo desbastado (Fig. 5.9). Um dos objetivos principais deste experimento foi analisar o comportamento do tubo desbastado de aço em regime plástico. Além disso, pretendia-se elevar a pressão interna do tubo acima da pressão relativa ao seu escoamento e depois despressurizá-lo, para que, desta maneira, após um novo bombeamento de óleo até o alcance de altas pressões (a ser realizado no próximo experimento do item 5.3.3), se promovesse o encruamento do aço e fosse permitida a análise das diferenças de comportamento entre aço encruado e aço virgem.



Figura 5.9: Preparação para o ensaio em regime plástico do tubo desbastado.

Neste segundo ensaio, aumentou-se a pressão interna do tubo de modo que o mesmo deformasse plasticamente (Fig. 5.10), fenômeno bastante perceptível a olho nu (Fig. 5.11).



Figura 5.10: Início da pressurização do tubo desbastado e deformação plástica do tubo desbastado.

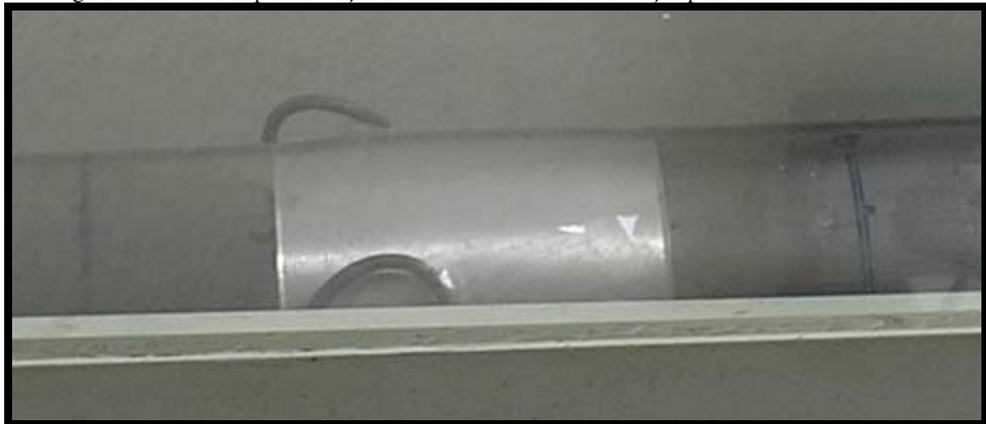


Figura 5.11: Região central do tubo desbastado sofrendo estufamento devido ao aumento de pressão interna.

Sabe-se que o raio original da região desbastada do tubo 2 era de 51,05 mm antes do ensaio plástico. Depois do escoamento, mediu-se o perímetro da região central do tubo e encontrou-se um valor de 330 mm, o que equivale a um raio de 52,52 mm (maior que o raio da parte íntegra de 52,3 mm, como pode-se verificar na Fig. 5.11). Este aumento de

raio da região desbastada, em relação ao seu raio antes do escoamento, foi equivalente a 3% (Fig. 5.12).

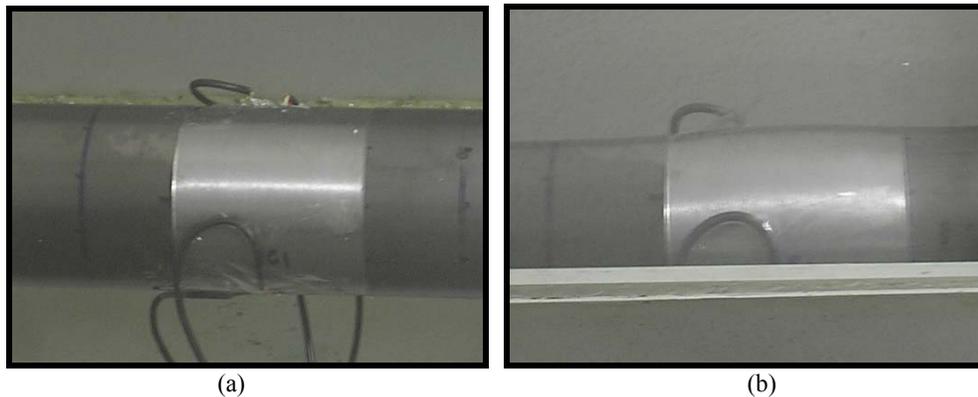


Figura 5.12: (a) Região desbastada antes da deformação plástica permanente; (b) Região desbastada após a deformação plástica permanente.

b) Resultados e Análises Experimentais

A ação de aproximação e aquecimento, plasticidade e fusão parcial, leva a um fenômeno de difusão na zona soldada, dando como resultado, a junta (solda), que se caracteriza por sua alta resistência e que se torna perfeitamente coesa depois que o material resfria. A transferência de calor da fonte para a junta causa alterações de temperatura na solda e nas regiões adjacentes do metal base. Estas variações de temperatura causam, além da fusão e solidificação do cordão de solda, variações dimensionais e alterações microestruturais localizadas (Chiaverini, 1977).

Após analisar a deformação plástica ocorrida na região desbastada do tubo (Fig. 5.13), percebeu-se que, na região da costura, a qual é fabricada através de soldagem, o tubo praticamente não se deformou (Fig. 5.14). Já na região oposta a 180° em relação à costura, a deformação plástica foi a maior se comparada a das outras regiões do tubo (Fig. 5.14). Portanto, o estufamento do raio na região desbastada não foi homogêneo ao longo de toda a seção transversal do tubo. Como dito anteriormente, a hipótese mais provável para esta tendência diz respeito a um efeito geométrico do tubo. Na superfície interna dos tubos analisados, no local da solda com costura, há um "FRISO" ou NERVURA, com cerca de 0,5 mm de altura em toda a extensão do tubo, a qual pode ser visualizada a olho nu.

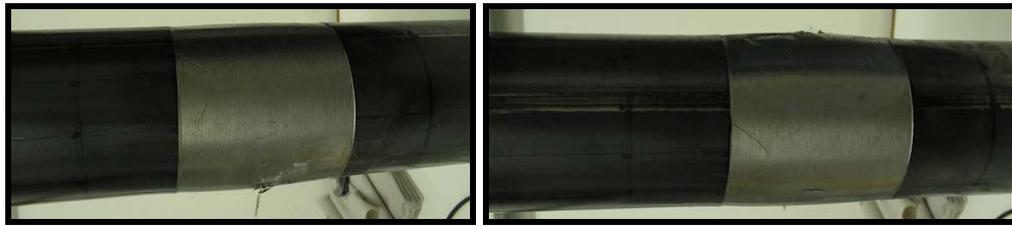


Figura 5.13: Deformação permanente ao longo da região desbastada.

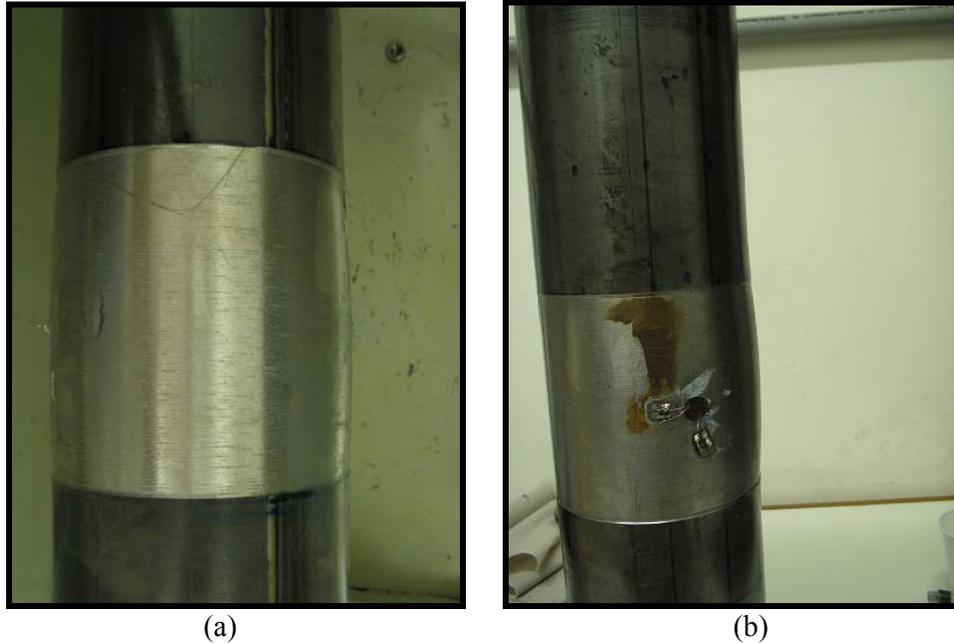


Figura 5.14: (a) Deformação da região desbastada praticamente nula próxima à costura; (b) Deformação máxima da região desbastada a 180° da costura.

De acordo com a Fig. (5.14), percebe-se uma pequena corrosão na região desbastada do tubo 2. Isso ocorreu devido ao fato do desbaste ter retirado a camada protetora do aço, a qual é aderida, em fábrica, à superfície externa do tubo original. Como a fase de experimentos com tubos de aço durou por tempo prolongado, já era esperado o surgimento deste início de corrosão.

Segundo a norma ASME B31-G, com uma profundidade máxima de corrosão inferior ou igual a 10% da espessura nominal original da parede, o tubo deve retornar normalmente ao serviço e medidas de prevenção contra nova corrosão devem ser tomadas. Caso esta profundidade esteja entre 10 e 80%, o comprimento da área corroída deve ser medido para decidir-se entre substituir, reparar ou continuar com o funcionamento normal do tubo. Caso a profundidade seja maior que 80%, deve-se substituir o tubo corroído. Como a profundidade de corrosão, na região desbastada do tubo em estudo, foi bem

inferior a 10%, simplesmente aplicou-se um anti-corrosivo e prosseguiram-se os experimentos.

O comportamento experimental e numérico do tubo desbastado, em regime plástico, é apresentado nas Figs. (5.15) e (5.16).

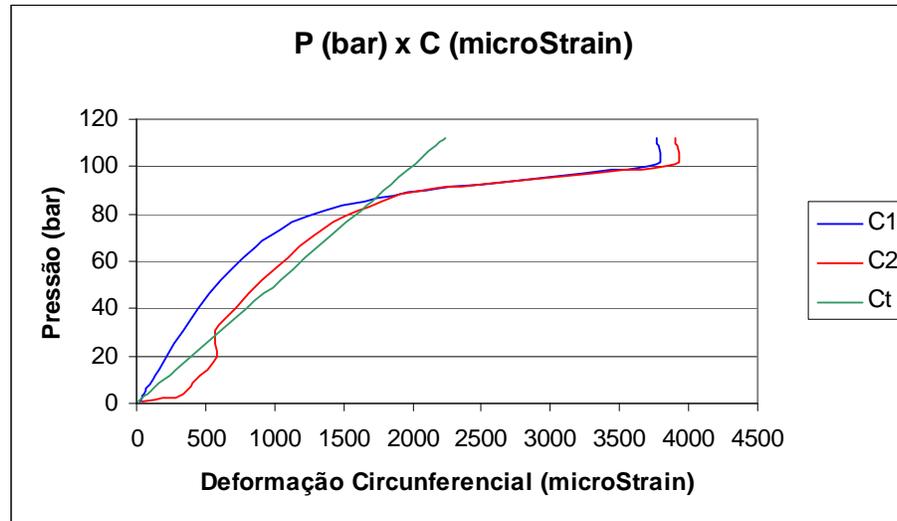


Figura 5.15: Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Circunferencial (μ Strain) para o tubo desbastado em regime plástico.

De acordo com a Fig. (5.15), a um valor equivalente a 4000 μ Strain, a deformação circunferencial se mantém constante com o aumento da pressão. Este comportamento não ocorre na realidade, sendo apenas um problema na aquisição de dados do sistema ADS 2000 que parou de medir deformações a partir deste limite superior fornecido pelo operador (a partir de 4000 μ Strain, a deformação circunferencial permanecia constante à medida que se aumentava a pressão interna no tubo). Para solucionar este problema para os próximos experimentos, selecionou-se intervalos maiores para a variação da deformação circunferencial (com uma metodologia já explicada no item 5.1 deste capítulo). O comportamento real da curva de pressão x deformação, seria continuar com a tendência de apresentar grandes deformações para pequenos incrementos de pressão, até alcançar a pressão de ruptura.

Contudo, como este experimento, como dito anteriormente, objetivou primordialmente a deformação plástica do material para posterior análise do tubo encruado, isto não prejudicou as análises, até porque o comportamento do tubo desbastado em regime plástico, que era o foco principal de estudo deste experimento, pôde ser verificado perfeitamente.

Conforme se aumenta a pressão, no regime plástico, aumenta-se as diferenças entre as deformações numéricas e experimentais, já que o Compshell (software para materiais frágeis) começa a obter valores de deformação cada vez mais distintos daqueles obtidos experimentalmente, segundo o comportamento real do tubo de aço (material dútil), à medida que a pressão se aproxima à pressão de ruptura.

Para uma melhor análise do comportamento do tubo de aço desbastado após o escoamento, será mostrada e analisada a deformação circunferencial C1, mais detalhadamente, através do gráfico da Fig. (5.16).

A curva C1 (Fig. 5.16) é linear até aproximadamente $P = 45$ bar. Após esta pressão, o tubo sofre escoamento e o gráfico passa a ser uma curva. Logo, este comportamento permite estimar-se que esta seja a pressão relativa ao escoamento do material, a qual praticamente coincide com a pressão de escoamento obtida pelo Compshell (44,6 bar). Além disso, a posição que escoar primeiro, segundo o Compshell, é em $x = 286,7$ mm, o que pode ser comprovado experimentalmente ao observar que próximo a esta região é que ocorre o maior estufamento (deformação plástica) do tubo e, provavelmente, onde iniciou o escoamento (Fig. 5.14).

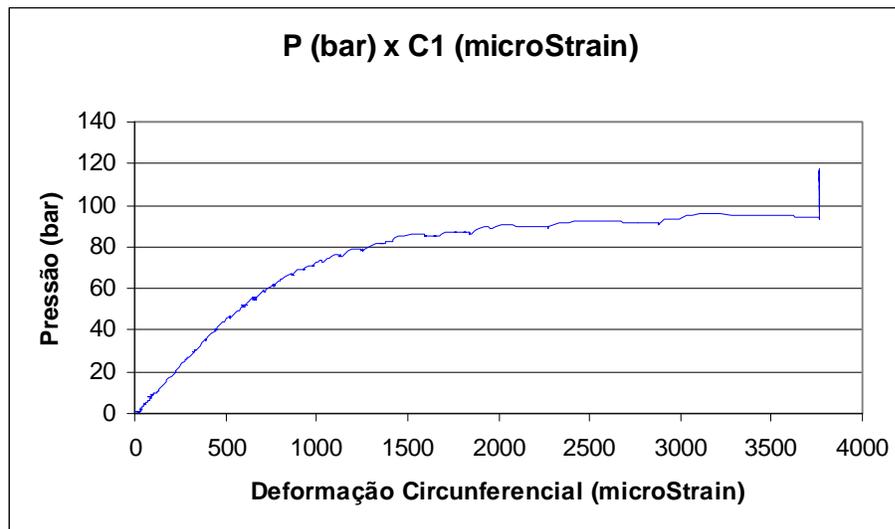


Figura 5.16: Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Circunferencial C1 (μ Strain) - o tubo desbastado - regime plástico.

Com este gráfico (Fig. 5.16) percebe-se que, a partir da pressão relativa à tensão de escoamento do aço, a deformação aumenta consideravelmente para pequenos aumentos de pressão (comportamento característico de materiais dúteis em deformação plástica).

É importante notar que o Compshell analisa melhor o aço em regime elástico. Após o escoamento, como é um programa próprio para materiais frágeis (os quais possuem

rigidez constante até sua ruptura), não considera a deformação longa de materiais dúteis e nem considera uma diminuição da rigidez do material dútil, fornecendo resultados distintos aos experimentais. Contudo, como a maioria dos aços são utilizados em regime elástico e o escoamento já é considerado falha e motivo de substituição do tubo, o programa de elementos finitos Compshell se mostra muito útil nas análises. Além disso, como dito no item 5.2.2, o Compshell não leva em conta o fato do tubo ser costurado e, portanto, considera valores superiores de deformação em relação ao estufamento real do tubo costurado.

Como na realidade a rigidez do aço vai diminuindo após o escoamento e o programa de elementos finitos não considera esta diminuição da rigidez, poderia se pensar que as deformações experimentais são maiores que as numéricas. Contudo, devido às justificativas explicadas anteriormente e a parâmetros que compensam esta variação de rigidez no início do regime plástico, isto não ocorre para o regime elástico e início do plástico, ocorrendo apenas para altas pressões próximas à pressão de ruptura do tubo. De acordo com a Fig. (5.17), após aproximadamente 90 bar (dobro da pressão de escoamento), a deformação experimental passa a ser bem superior à numérica, como era de se esperar.

Aproximadamente a uma tensão de 200 MPa (Fig. 5.17), a curva deixa de ser linear e o material passa a escoar e a deformar-se incontrolavelmente. Logo, experimentalmente, pode-se estimar que a tensão de escoamento do material em questão seja de aproximadamente 200 MPa, o que é típico de um aço 1010 (Jastrezebski, 1987).

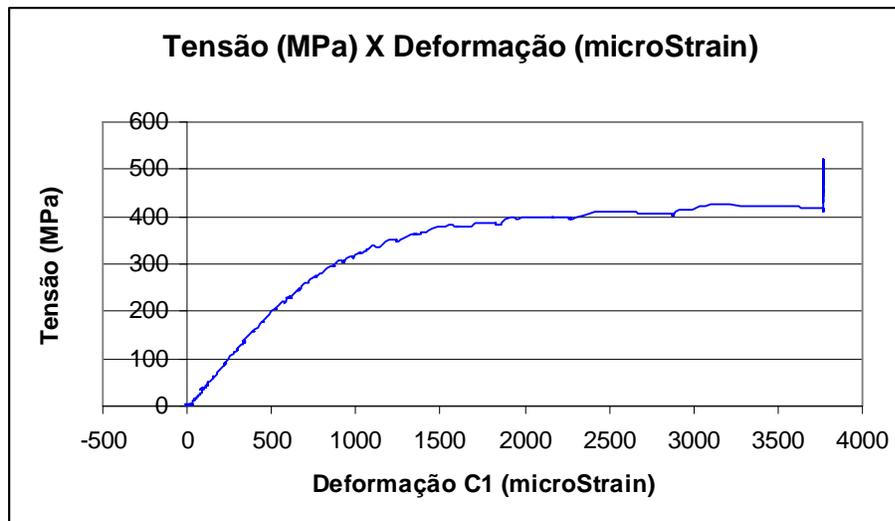


Figura 5.17: Tensão (MPa) x Deformação Circunferencial C1 (μ Strain) para o tubo desbastado em regime plástico.

Já com relação à direção axial, percebe-se que para uma pressão superior à pressão relativa ao escoamento do tubo (pressão equivalente a aproximadamente o dobro da pressão de escoamento), a deformação axial começa a diminuir e a tender a zero (o que pode ser observado através das medições dos dois *gages*).

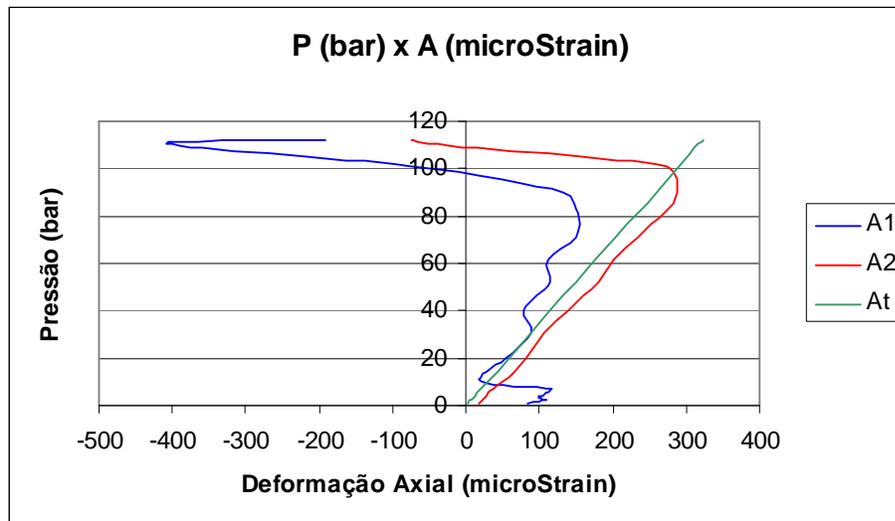


Figura 5.18: Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Axial (μStrain) para o tubo desbastado em regime plástico.

Para analisar melhor este fenômeno, plotou-se o gráfico (Fig. 5.19) de P (bar) x A2 (μStrain) com todos os valores discretos de deformação obtidos neste ensaio (e não com os valores médios).

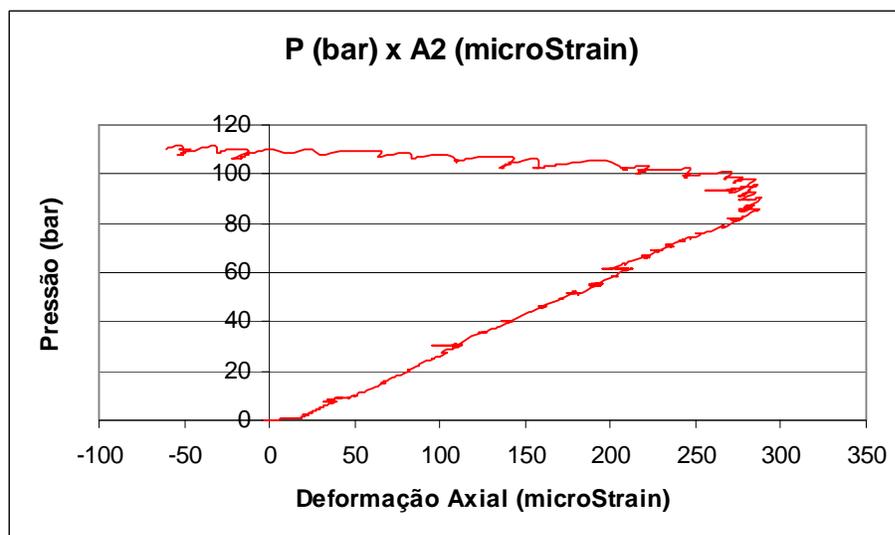


Figura 5.19: Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Axial A2 (μStrain) para o tubo desbastado em regime plástico.

Após a pressão relativa ao escoamento do aço do tubo desbastado, a deformação circunferencial tende a aumentar rapidamente e, devido ao efeito poisson, acaba por diminuir-se o deslocamento axial (Fig. 5.19). Além disso, o poisson tende a aumentar para

0,5 para altas variações de rigidez do aço (após o escoamento, o aço tende a diminuir a sua rigidez tangencial em relação à rigidez inicial). Com este alto valor de poisson, havendo grande deformação circunferencial, a deformação axial tende a ser nula, chegando até a valores negativos (o que significa a compressão do material na direção axial). Como o Compshell não considera esta variação do poisson e da rigidez, a deformação numérica axial não segue este comportamento (Fig. 18). A hipótese de haver algum problema no *gauge* foi descartada, pois caso fosse verdadeira as deformações circunferenciais também teriam que ser negativas.

Com a Tabela (5.8), percebe-se que as diferenças encontradas entre deformações numéricas e experimentais são bem pequenas para o regime elástico e início do plástico, e aumentam conforme o material vai se aproximando à sua ruptura, já que o Compshell é um programa excelente apenas para regime elástico.

Tabela 5.8: Resultados para o tubo desbastado em regime plástico.

Pressão (bar)	C1	C2	Ct	A1	A2	At	$\frac{C_1 - C_t}{C_t} \%$	$\frac{C_2 - C_t}{C_t} \%$	$\frac{A_1 - A_t}{A_t} \%$	$\frac{A_2 - A_t}{A_t} \%$
1,02	23,33	41,16	20,31	84,29	17,12	2,93	14,83	102,62	2775,72	483,97
2,08	36,89	230,53	41,37	108,40	22,33	5,97	-10,84	457,23	1716,41	274,24
3,05	45,50	318,48	60,88	98,46	24,35	8,78	-25,26	423,11	1021,47	177,32
5,26	68,49	363,27	104,86	108,59	31,26	15,13	-34,69	246,44	617,79	106,63
7,12	87,91	389,65	141,96	116,23	37,03	20,48	-38,08	174,48	467,40	80,76
10,20	119,85	432,92	203,13	19,09	51,08	29,31	-41,00	113,12	-34,86	74,25
20,06	222,35	586,18	399,61	53,01	81,33	57,68	-44,36	46,69	-8,10	41,00
30,68	338,87	570,70	610,97	88,25	107,78	88,20	-44,54	-6,59	0,06	22,20
40,09	446,88	717,86	798,24	79,78	140,55	115,28	-44,02	-10,07	-30,79	21,92
52,11	613,50	905,01	1037,22	113,65	180,23	149,84	-40,85	-12,75	-24,15	20,28
61,40	766,45	1091,92	1221,94	112,22	200,74	176,56	-37,28	-10,64	-36,44	13,69
71,00	973,86	1285,51	1411,75	151,10	234,42	204,16	-31,02	-8,94	-25,99	14,82
81,61	1352,71	1595,31	1623,51	152,53	270,58	234,68	-16,68	-1,74	-35,01	15,30
90,14	2096,52	2069,39	1792,56	133,34	286,87	259,24	16,96	15,44	-48,56	10,66
101,33	3768,23	3907,08	2015,67	-77,48	271,26	291,44	86,95	93,83	-126,59	-6,92
110,26	3768,23	3907,08	2191,97	-404,90	-52,49	317,12	71,91	78,25	-227,68	-116,55
112,33	3768,23	3907,08	2233,10	-190,86	-74,69	323,08	68,74	74,96	-159,07	-123,12

* as deformações estão em μ Strain.

** para calcular as deformações Ct e At foi utilizada a Eq. 58 presente no Capítulo 4.

5.3.3 Regime de Ruptura

a) Preparação e execução do ensaio

Com o mesmo tubo ensaiado em regime plástico, após aproximadamente um mês realizou-se um novo experimento com o objetivo de alcançar a pressão de ruptura do tubo desbastado encruado (Fig. 5.20).



Figura 5.20: Preparação para o ensaio em regime de ruptura do tubo desbastado já deformado plasticamente.

Percebe-se que o estufamento no tubo desbastado (Fig. 5.21), antes de romper, foi muito acentuado. Isso ocorreu devido à sua espessura na região desbastada ser muito fina, devido ao fato do tubo ser de aço baixo carbono (SAE 1010) e, portanto, muito dútil, e porque o material foi laminado a quente em sua fabricação, o que aumenta ainda mais sua ductilidade e diminui um pouco sua resistência de escoamento e à ruptura. E é exatamente por este motivo que seu valor de limite de escoamento (179,523 MPa) é um pouco menor que o limite de escoamento da maioria dos aços 1010 (200 MPa), como o dito anteriormente.



Figura 5.21: Estufamento máximo na região central no momento da ruptura do tubo.

Na Figura (5.22), pode-se verificar o momento exato da ruptura do tubo e visualizar seu estufamento máximo alcançado neste momento.



Figura 5.22: Momento da ruptura do tubo desbastado em sua região central.

De acordo com o analisado no Compshell, o local de ruptura do tubo desbastado seria aproximadamente em sua região central, na própria região desbastada. E este foi exatamente o local onde o tubo rompeu experimentalmente (Figs. 5.23 a 5.25).



Figura 5.23: Análise do estufamento e ruptura do tubo em sua posição original de ensaio.

É importante ressaltar que, justamente na região onde ocorreu a ruptura do tubo, encontrou-se o seu maior estufamento (Fig. 5.24).



Figura 5.24: Tubo desbastado após alcançar as tensões de escoamento e de ruptura do aço.



Figura 5.25: Situação do aparato experimental após a ruptura do tubo desbastado.

b) Resultados e Análises Experimentais

A Figura (5.26) destaca o formato físico, geométrico e de localização do rasgo de ruptura do tubo desbastado. Percebe-se que, de fato, com o aumento do volume do tubo, sua espessura tende a diminuir, o que o fragiliza ainda mais contra a ruptura.

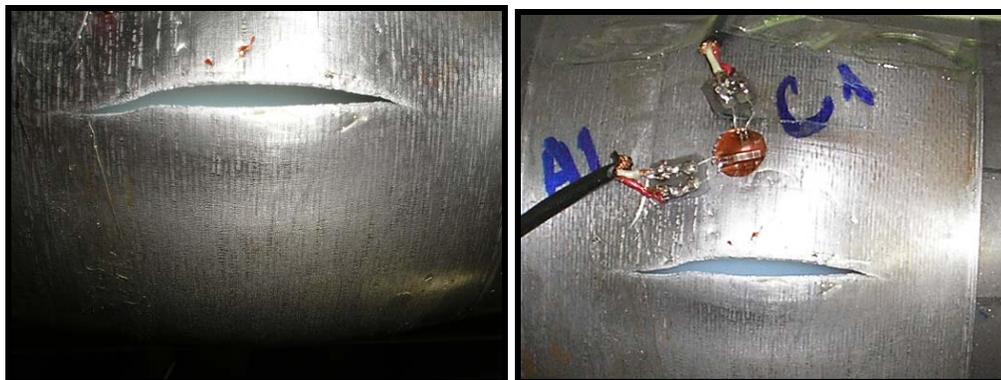


Figura 5.26: Detalhe do rompimento e das características físicas e de localização do rasgo gerado.

A Figura (5.27) é interessante, pois permite a visualização completa de todas as alterações geométricas ocorridas no tubo desbastado em regime de ruptura. Pode-se confirmar que a região da costura, de fato, é a que menos estufa (praticamente tem deformação nula), enquanto que a região de ruptura é a que mais se deforma.



Figura 5.27: Análise completa das deformações ocorridas no tubo desbastado após sua ruptura.

Com a Fig. (5.28) e de posse dos dados experimentais, percebe-se que a pressão máxima suportada por este tubo foi de 125 bar. De acordo com a norma ASME B31, em virtude da segurança, recomenda-se que a relação entre pressão interna atuante no tubo e a tensão de escoamento do material do tubo seja sempre inferior a 0,385. No caso, mesmo para a pressão máxima suportada pelo tubo 2 (de aproximadamente 12,5 MPa), esta relação é bem inferior ao permitido (cerca de 0,069).

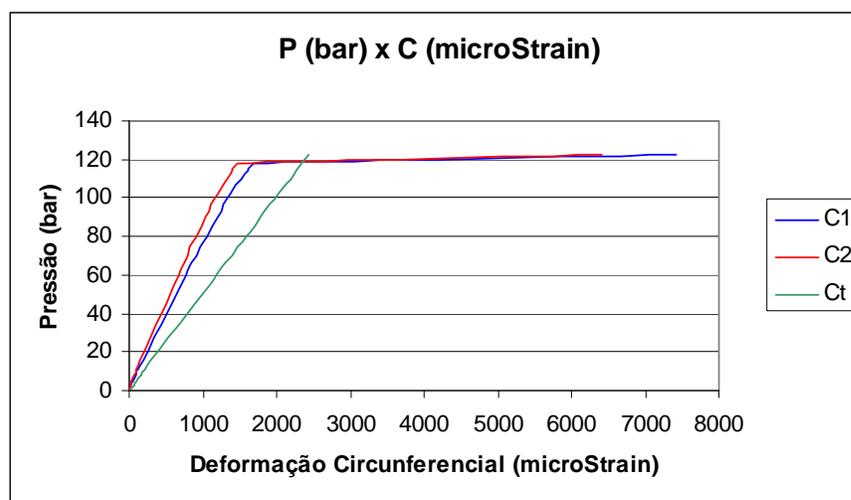


Figura 5.28: Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Circunferencial (μ Strain) para o tubo desbastado em regime de ruptura.

Outro fato importante, é que as diferenças encontradas para as deformações experimentais e numéricas para o tubo encruado, foram maiores que as encontradas para o tubo desbastado original (Tab. 5.9). Isso se explica pelo fato do Compshell não considerar que o tubo em análise já havia sido solicitado anteriormente, com tensões superiores à tensão de escoamento, e depois permanecido em repouso sem sofrer nenhum esforço externo. Portanto, o software não considera que o material estava encruado e, conseqüentemente, não utiliza propriedades mecânicas distintas daquelas próprias do aço virgem, e realiza a simulação como se o aço fosse original de fábrica.

Sabe-se que o comportamento de um aço original e um aço encruado é bem distinto, já que o aço encruado possui deformação plástica menor e tensão de escoamento maior se comparado ao aço original. Contudo, proximamente à pressão de ruptura, ambos os aços tendem a ter o mesmo comportamento e, por isso, a pressão de ruptura encontrada para o tubo desbastado encruado (125 bar) e para o tubo desbastado virgem (126 bar) tiveram um erro de apenas 0,8%. Este tubo desbastado virgem diz respeito ao tubo reparado a ser analisado na próxima seção que, após o rompimento do reparo, adotou o comportamento de um tubo desbastado virgem.

Comparando-se a deformação C1, por exemplo, pode-se perceber que o gráfico do comportamento do aço original é mais curvo e demora mais para alcançar a pressão de ruptura, enquanto o gráfico relativo ao encruado é praticamente uma reta até alcançar uma pressão próxima à pressão de ruptura, retomando, em seguida, o comportamento do aço original, até seu rompimento. E esta diferença de comportamento entre aço virgem e encruado é exatamente o que está previsto pela literatura.

Diferentemente do que ocorreu no ensaio anterior, a Fig. (5.29) mostra que o fato da deformação axial A1 ter passado a ser negativa, não resulta de um fenômeno físico neste caso, mas de um problema de medição do extensômetro, já que o *gage* A2 continuou medindo normalmente e com comportamento semelhante ao fornecido pelo Compshell.

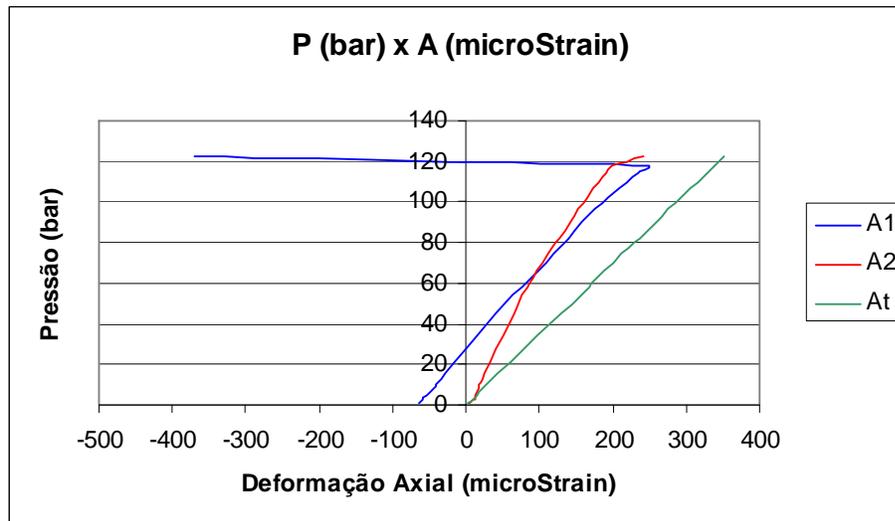


Figura 5.29: Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Axial (μ Strain) para o tubo desbastado em regime de ruptura.

Uma explicação para isso pode ser o excesso de pressão no corpo de prova. Essa pressão excessiva, ao provocar um grande estufamento da região onde o *gage* estava colado, poderia ter gerado um esticamento dos terminais soldados entre o conector e o terminal axial do *gage* 1, de modo que encostassem no tubo de aço. Este contato provocaria um curto-circuito e impediria o funcionamento correto do extensômetro. Pode-se observar que o *gage* 1 pára de medir a deformação do tubo justamente bem próximo da pressão de ruptura, a qual é uma pressão muito elevada e que poderia provocar este curto-circuito. Esta hipótese de haver problemas com o terminal axial do *gage* 1 é a mais provável, já que para baixíssimas pressões o valor de A1 medido já estava inconsistente (valor alto e negativo).

No experimento anterior, por sua vez, as pressões alcançadas foram mais baixas e, dificilmente, provocariam um curto-circuito, outra razão pela qual acredita-se que no experimento anterior esta diminuição da deformação axial tenha sido provocada pelo efeito poisson. Neste experimento em regime de ruptura, entende-se que o efeito poisson não predominou e não provocou esta diminuição na deformação axial, justamente porque o aço já estava encruado e, portanto, é mais resistente, sofre menos variação de rigidez e se deformaria menos na direção circunferencial até sua ruptura, se comparado ao aço virgem. Se as deformações circunferenciais são menores, a diminuição da deformação axial é mínima, o que contradiz a hipótese deste comportamento do *gage* A1 ser consequência de um fenômeno físico.

Uma hipótese descartada é que os *gages* não estivessem bem colados ao tubo e, com a elevada pressão, tivessem se descolado do tubo. Se isso tivesse ocorrido, a medição da deformação circunferencial também estaria negativa.

De acordo com a Tabela (5.9), percebe-se que a deformação numérica, tanto axial como circunferencial, é maior que as experimentais.

Tabela 5.9: Resultados para o tubo desbastado em regime de ruptura.

Pressão (bar)	C1	C2	Ct	A1	A2	At	$\frac{C_1 - C_t}{C_t} \%$	$\frac{C_2 - C_t}{C_t} \%$	$\frac{A_1 - A_t}{A_t} \%$	$\frac{A_2 - A_t}{A_t} \%$
1,13	-2,99	-3,45	22,53	-63,00	5,50	3,25	-113,27	-115,32	-2039,42	69,31
3,13	24,60	25,30	62,37	-57,70	10,30	9,00	-60,56	-59,44	-741,11	14,44
4,02	36,10	34,50	80,12	-58,00	12,10	11,56	-54,94	-56,94	-601,90	4,71
6,02	62,10	56,10	119,96	-49,70	15,60	17,31	-48,23	-53,23	-387,15	-9,87
8,17	89,70	80,30	162,78	-43,20	17,90	23,49	-44,90	-50,67	-283,92	-23,79
9,00	100,00	88,80	179,33	-41,90	18,80	25,87	-44,24	-50,48	-261,95	-27,33
10,60	120,00	106,00	211,17	-38,20	21,10	30,47	-43,17	-49,80	-225,36	-30,76
20,90	254,00	219,00	416,26	-15,60	32,80	60,08	-38,98	-47,39	-125,97	-45,41
34,00	423,00	367,00	676,98	13,80	50,40	97,76	-37,52	-45,79	-85,88	-48,45
45,20	572,00	496,00	899,90	40,50	66,20	129,96	-36,44	-44,88	-68,84	-49,06
54,70	698,00	608,00	1088,74	64,00	76,00	157,28	-35,89	-44,16	-59,31	-51,68
62,30	804,00	697,00	1239,76	89,00	91,20	179,16	-35,15	-43,78	-50,32	-49,10
77,30	1010,00	879,00	1536,73	127,00	118,00	222,32	-34,28	-42,80	-42,88	-46,92
82,10	1080,00	943,00	1633,10	140,00	127,00	236,08	-33,87	-42,26	-40,70	-46,20
90,10	1200,00	1040,00	1791,77	159,00	142,00	259,12	-33,03	-41,96	-38,64	-45,20
102,00	1380,00	1200,00	2025,47	193,00	166,00	293,36	-31,87	-40,75	-34,21	-43,41
110,00	1520,00	1320,00	2186,09	218,00	182,00	316,36	-30,47	-39,62	-31,09	-42,47
114,00	1610,00	1400,00	2266,41	234,00	190,00	327,88	-28,96	-38,23	-28,63	-42,05
118,00	1680,00	1460,00	2344,76	247,00	198,00	339,40	-28,35	-37,73	-27,22	-41,66
122,11	7419,58	6411,25	2427,03	-370,42	241,78	351,20	205,71	164,16	-205,47	-31,16

* as deformações estão em μStrain .

** para calcular as deformações Ct e At foi utilizada a Eq. 58 presente no Capítulo 4.

Na verdade, as deformações totais do tubo desbastado após a ruptura foram maiores que os valores apresentados na Tab. (5.9), já que no início do experimento de ruptura, quando o *gage* marcava deformação nula, o tubo desbastado já estava estufado plasticamente.

Embora o Compshell considere que o módulo de elasticidade seja constante ao longo de toda deformação do aço até sua ruptura, e na realidade, a rigidez varie após o escoamento chegando até a valores bem próximos de zero, os resultados são satisfatórios.

De todos os experimentos realizados com o tubo desbastado, este em regime de ruptura foi o que obteve as maiores diferenças entre resultados numéricos e experimentais, principalmente para valores de pressão próximos à pressão de ruptura, devido ao tipo de

análise do Compshell após o escoamento do aço (já explicado anteriormente) e pelo fato deste tubo ensaiado já ter sido encruado.

As diferenças entre deformações numéricas e experimentais para o tubo desbastado também podem ser explicadas por possíveis circunstâncias ocorridas na operação de desbaste. No momento da retirada de espessura no torno, a região de desbaste do tubo pode ter ficado irregular, causando grande erro de circularidade devido à vibração do tubo e da ferramenta do torno. Assim, a simulação numérica não estaria analisando exatamente o tubo desbastado real utilizado no experimento (pois não considera irregularidade na região desbastada), o que geraria diferenças entre resultados numéricos e experimentais.

Percebe-se, com o auxílio das Figs. (5.28) e (5.29), que as deformações numéricas circunferenciais tendem a ser maiores que as experimentais (por isso as diferenças encontradas em porcentagem são negativas) no regime elástico, ocorrendo o contrário para pressões próximas à pressão de ruptura (como o já observado anteriormente). Já no caso das deformações axiais, as deformações numéricas tendem a ser sempre maiores que as experimentais, principalmente porque o tubo escoo na direção circunferencial e é nessa direção que ocorrem as maiores deformações, o que inibe o crescimento da deformação axial experimental pelo efeito poisson.

Conforme se aproxima da pressão de ruptura, as deformações circunferenciais, em μStrain , chegam a estar na ordem de grandeza de 10^3 . Como ocorre em todos os casos, as deformações circunferenciais são de fato bem maiores que as axiais, já que é na direção circunferencial que ocorre o maior esforço.

É importante notar que, normalmente, o *gage* C1 se aproxima mais ao numérico e está associado a valores maiores se comparado ao C2. Isso ocorre porque o *gage* 2 foi colado mais próximo à costura. Além disso, é importante lembrar que os valores da tabela são valores médios de deformação e pressão, mas a pressão máxima alcançada no experimento e que provocou a ruptura do tubo desbastado foi de 125 bar.

Segundo os resultados obtidos pelo sistema de aquisição de dados ADS 2000, a pressão equivalente à ruptura do tubo desbastado é de aproximadamente 125 bar. O Compshell, por sua vez, indica que a falha ocorreria a 81,13 bar. Esta diferença de aproximadamente 54% se dá, principalmente, pelos motivos já explicados anteriormente quanto à confiabilidade do software ser garantida apenas no regime elástico (em se tratando de materiais dúteis). Por outro lado, segundo o Compshell, a ruptura ocorre na

posição $x = 286,7$ mm, a qual faz parte da região central do tubo justamente onde ocorreu o rompimento no ensaio experimental.

Como verificado, algumas análises teóricas presentes na literatura, nesta área de aços, puderam ser verificadas e comprovadas com estes experimentos, principalmente com o experimento que objetivou a deformação plástica do tubo desbastado.

5.4 ENSAIO DO TUBO REPARADO

O ensaio realizado com o tubo reparado utilizou o reparo híbrido de vidro/epóxi com carbono/epóxi destacado no Capítulo 4, já que foi uma das melhores soluções encontradas pelo estudo numérico, além de ser um reparo inovador e pouco testado no mercado atual. Reparos constituídos apenas por camadas de vidro/epóxi já foram bastante testados pelas empresas que os utilizam, pois é o tipo de reparo mais comum em tubulações atualmente. Como seu comportamento já é muito conhecido e este projeto tem como objetivo encontrar um reparo mais eficiente que o formado apenas por vidro/epóxi, seu comportamento experimental não será estudado neste trabalho. Além disso, também não é de interesse ensaiar reparos formados unicamente por kevlar/epóxi ou por carbono/epóxi, já que os primeiros não são muito eficientes e apresentam altos custos, e os segundos podem provocar a corrosão do tubo de aço e também estão associados a maiores custos se comparados aos reparos híbridos. Logo, foram realizados experimentos com reparo híbrido, sendo quatro ensaios no regime elástico e um ensaio no regime de falha.

Vale lembrar que, como nos primeiros experimentos com tubo reparado o *strain gage* foi colado muito próximo ao enrugamento do reparo e não foi feita a colagem correta do extensômetro no reparo (será explicada posteriormente), o *gage* não funcionou adequadamente e os resultados correspondentes apenas foram utilizados para verificar os parâmetros que deveriam ser melhorados no experimento.

Outra observação necessária é que vários parâmetros utilizados na fabricação do laminado foram inovadores e a metodologia de fabricação do reparo utilizada, muito comum em tubulações industriais em aço carbono no mercado atual, foi realizada pela primeira vez na Universidade de Brasília e, portanto, com a prática e experiência deverá ser otimizada a partir deste projeto.

5.4.1 Regime Elástico

a) Preparação e execução do ensaio

Todos os procedimentos de preparação dos tubos para os ensaios, descritos no Capítulo 3, foram realizados com o tubo reparado (Fig. 5.30). Mais adiante, será dada ênfase à colagem do *gage* no reparo compósito, a qual apresenta pequenas diferenças em relação ao procedimento normalmente utilizado para os tubos íntegro e desbastado.



Figura 5.30: Preparação para o ensaio em regime elástico do tubo reparado.

Na execução do ensaio (Fig. 5.31), percebeu-se que para baixas pressões, os valores de pressão e deformação são mais instáveis se comparados aos obtidos para maiores pressões. Normalmente a partir de 15 bar, os valores visualizados no computador, que foram adquiridos pelo ADS 2000, ficam praticamente constantes ao longo do tempo para cada valor de pressão. Isso pode ser explicado devido aos vazios existentes no laminado (com fração volumétrica de vazios de aproximadamente 0,3%, devido ao método de fabricação do reparo), os quais podem interferir nos resultados tendo em vista que o laminado não está completamente esticado para baixas pressões. Para maiores pressões, o laminado fica tensionado, os espaços vazios são reduzidos e os valores lidos pelo *gage* para deformação são mais estáveis e com menor faixa de variação. Vale lembrar que quanto menos rugosa e mais plana for a superfície onde o *gage* foi colado, melhor é o seu desempenho.



Figura 5.31: Tubo reparado sendo pressurizado em regime elástico.

b) Resultados e Análises Experimentais

Primeiramente, serão apresentados os resultados de dois ensaios onde o *gage* não foi colado adequadamente.

O primeiro ensaio a ser discutido teve como objetivo comprovar a importância do posicionamento correto do *gage* no tubo ensaiado. Para analisar o comportamento da deformação em uma região do tubo relativamente distante do reparo e próxima à tampa, colou-se dois *gages* na região central do reparo, como de costume, e um terceiro *gage* próximo à tampa (diretamente no aço). Além disso, com este terceiro *gage* buscou-se verificar a influência de colar-se o *gage* em um material compósito em vez de fixá-lo no aço.

É importante destacar que, para este experimento, a entrada C3 não funcionou. Contudo, isso não alterou os resultados, pois o intuito de acrescentar o *gage* 3 foi apenas para confirmar que, mesmo que o extensômetro funcione melhor se for colado no aço em vez de ser colado no reparo compósito, os valores numéricos (calculados para a posição $x = 250$ mm) e os medidos pelo *gage* 3 são bem distintos, já que na posição do *gage* 3 há momentos fletores e tensões atuantes bem distintas às atuantes no centro do tubo ($x = 250$ mm).

Analisando as Fig. (5.32) e (5.33), percebe-se que os resultados experimentais para as deformações circunferenciais e axiais, medidas pelos *gages* 1 e 2 colados na região central do tubo, foram insatisfatórios, já que estes *gages* estavam colados muito próximos ao enrugamento do reparo.

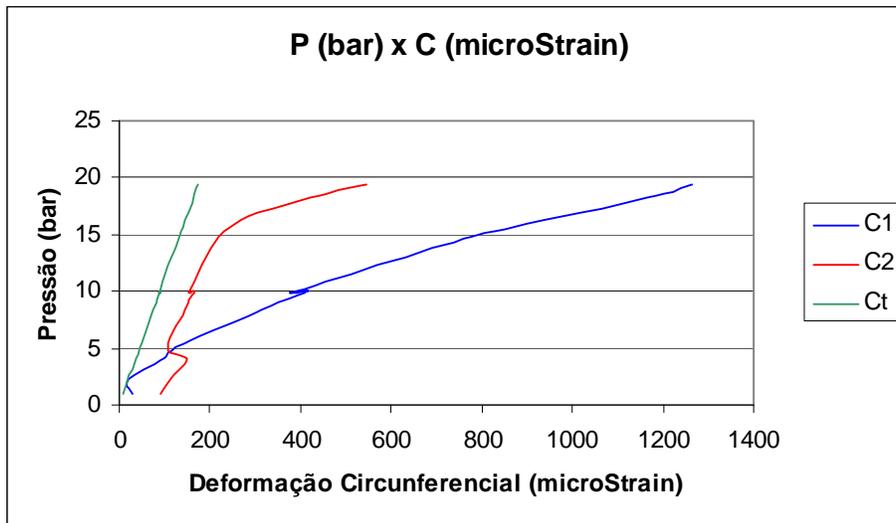


Figura 5.32: Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Circunferencial (μ Strain) para o tubo reparado em regime elástico.

Como o esperado, os resultados para A3 não foram satisfatórios (Fig. 5.33) e, além disso, foram maiores que o previsto numericamente, contrariando a tendência esperada para regime elástico.

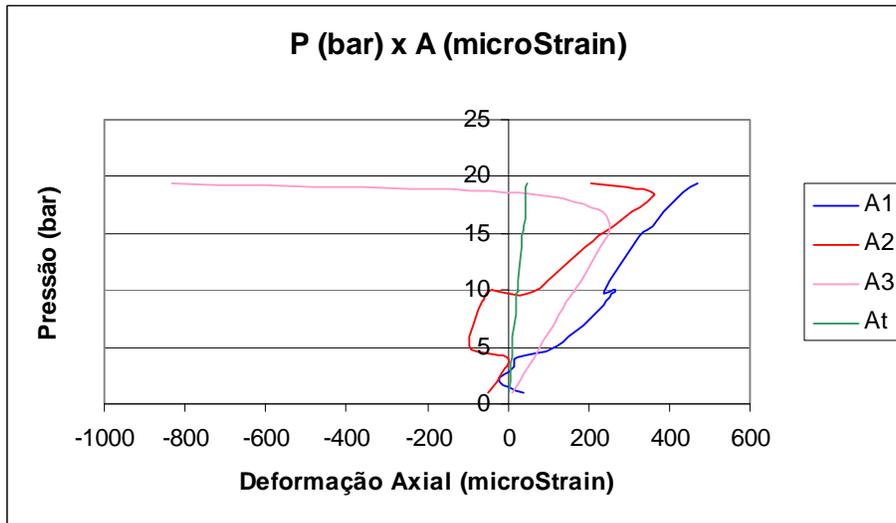


Figura 5.33: Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Axial (μ Strain) para o tubo reparado em regime elástico.

Os resultados para este experimento podem ser visualizados na Tab. (5.10).

Tabela 5.10: Resultados para o tubo reparado em regime elástico.

Pressão (bar)	C1	C2	Ct	A1	A2	A3	At	$\frac{A_3 - A_t}{A_t} \%$
1,00	29,49	92,11	9,00	38,02	-47,73	12,41	2,47	402,34
2,00	17,20	109,17	17,88	-20,11	-24,55	28,90	4,91	488,85
3,08	55,16	132,92	27,61	10,54	-6,65	48,07	7,58	534,15
4,16	98,05	146,88	37,23	22,76	-0,92	65,55	10,22	541,37
5,09	124,21	109,18	45,60	122,87	-94,83	81,21	12,52	548,83
8,68	335,91	148,75	77,76	238,43	-66,77	142,60	21,34	568,21
9,17	364,66	153,87	82,16	247,78	-57,13	151,80	22,55	573,21
10,05	417,70	165,04	90,00	264,31	-37,86	168,12	24,70	580,67
9,82	379,51	154,33	88,01	236,76	62,18	164,21	24,15	579,92
14,76	778,12	219,74	132,22	327,58	223,03	246,09	36,29	578,09
15,63	866,28	243,02	140,02	360,65	261,12	252,99	38,43	558,29
16,91	1021,63	307,50	151,49	386,05	307,24	233,44	41,60	461,16
18,53	1202,43	460,44	166,04	432,06	358,18	29,90	45,56	-34,37
19,42	1263,68	546,68	173,96	471,15	205,13	-834,99	47,76	-1848,30

* as deformações estão em μStrain .

** para calcular as deformações Ct e At foi utilizada a Eq. 58 presente no Capítulo 4.

onde:

C3 – deformação circunferencial obtida pelo *gage* 3; e

A3 – deformação axial obtida pelo *gage* 3.

Já o segundo ensaio teve como objetivo principal verificar a importância de uma boa colagem do extensômetro no reparo, para que os resultados não sejam prejudicados. Colaram-se os dois extensômetros no reparo usando-se a mesma metodologia de colagem de *gage* dos tubos íntegro e desbastado. Obtiveram-se, contudo, resultados experimentais muito distantes aos numéricos. Através da Tabela (5.11), percebe-se que os resultados dos *gages* 1 e 2, tanto para a deformação circunferencial como para a axial, foram insatisfatórios.

Além disso, nestes primeiros experimentos, os extensômetros 1 e 2 estavam muito próximos ao enrugamento do reparo e à costura do tubo (Fig. 5.34), influenciando negativamente os resultados e provando que a seleção do posicionamento adequado do *gage* no corpo de prova é um parâmetro fundamental do experimento.



Figura 5.34: *Strain gage* localizado muito próximo ao enrugamento do reparo prejudicou os resultados dos primeiros ensaios com tubo reparado.

Com as Figs. (5.35) e (5.36), verifica-se que, diferentemente do experimento anterior, este experimento volta a apresentar a tendência de resultados experimentais inferiores aos numéricos em regime elástico.

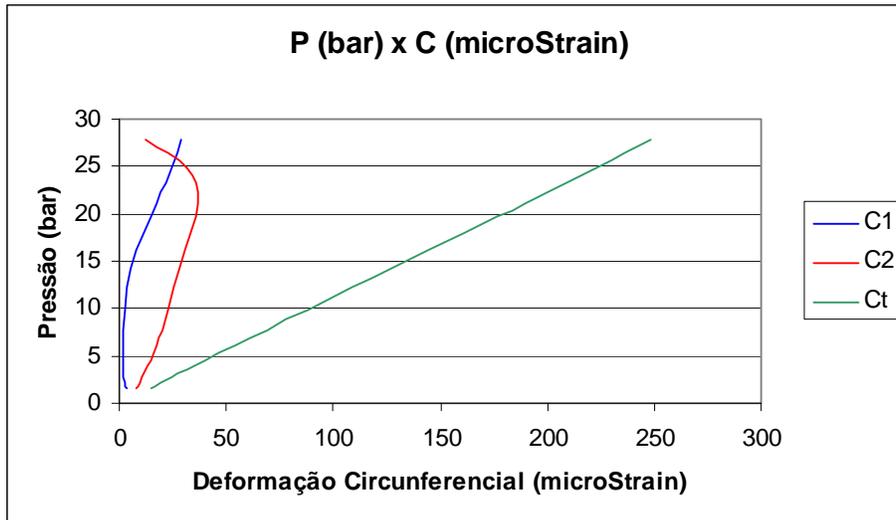


Figura 5.35: Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Circunferencial (μ Strain) para o tubo reparado em regime elástico (novo ensaio).

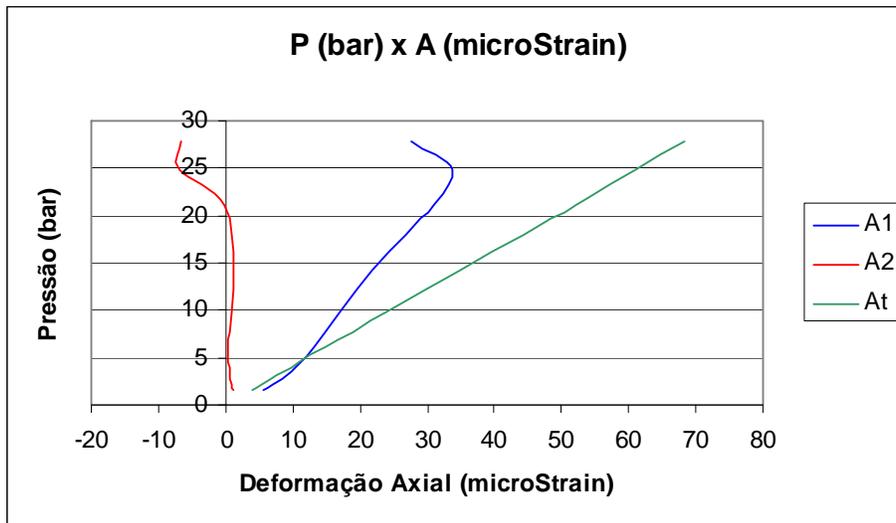


Figura 5.36: Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Axial (μ Strain) para o tubo reparado em regime elástico (novo ensaio).

Os resultados para este experimento podem ser visualizados na Tab. (5.11).

Tabela 5.11: Resultados para o tubo reparado em novo ensaio no regime elástico.

Pressão (bar)	C1	C2	Ct	A1	A2	At	$\frac{C_1 - C_t}{C_t} \%$	$\frac{C_2 - C_t}{C_t} \%$	$\frac{A_1 - A_t}{A_t} \%$	$\frac{A_2 - A_t}{A_t} \%$
1,62	3,23	8,29	14,51	5,52	1,14	3,98	-77,76	-42,86	38,55	-71,27
2,19	2,58	9,38	19,60	7,04	0,87	5,38	-86,85	-52,15	30,88	-83,76
3,55	2,17	12,52	31,80	9,67	0,63	8,73	-93,16	-60,62	10,80	-92,74
6,07	1,53	17,48	54,34	13,14	0,24	14,91	-97,18	-67,84	-11,91	-98,42
14,14	5,25	27,96	126,65	21,73	1,26	34,76	-95,86	-77,92	-37,49	-96,37
21,16	17,40	36,82	189,56	31,06	-0,22	52,04	-90,82	-80,58	-40,32	-100,43
24,87	24,32	31,64	222,75	33,66	-6,90	61,16	-89,08	-85,79	-44,97	-111,29
27,76	28,57	12,34	248,76	27,68	-6,68	68,28	-88,52	-95,04	-59,47	-109,78

* as deformações estão em μ Strain.

** para calcular as deformações Ct e At foi utilizada a Eq. 58 presente no Capítulo 4.

Para trabalhos futuros, relativos a experimentos com tubos de aço, é de fundamental importância observar a colagem dos *gages* no tubo, principalmente quando se trata de sua colagem em material compósito nos casos em que o *gage* é próprio para ser colado em aço. Neste momento, faz-se necessário detalhar a metodologia ideal a ser utilizada na colagem de *gages* em reparos compósitos, a qual foi utilizada no ensaio descrito no item 5.4.2.

Primeiramente deve-se escolher uma região do reparo que não tenha enrugamento e não esteja próxima a nenhum tipo de defeito, seja no reparo ou no aço. Em seguida, deve-se isolar uma pequena área quadrática através de quatro faixas de fita adesiva (ver Fig. 5.37). Nesta região do reparo, deve-se adicionar, com auxílio de pincel, uma pequena

quantidade de resina epóxi e catalisador, já misturados anteriormente em um recipiente específico por 3 minutos. Pelo aspecto físico, denominou-se esta região quadrática de “piscina de epóxi”. Deve-se deixar o reparo, no mínimo, 24 horas em repouso. Após este tempo, retira-se as fitas adesivas e, sobre a região com matriz curada, cola-se o *gage* da mesma maneira explicada no Capítulo 3. Esta metodologia é realizada sempre que o *gage* é colado no reparo, pois evita que as saliências e ondulações presentes na superfície do reparo influenciem as medições do extensômetro.

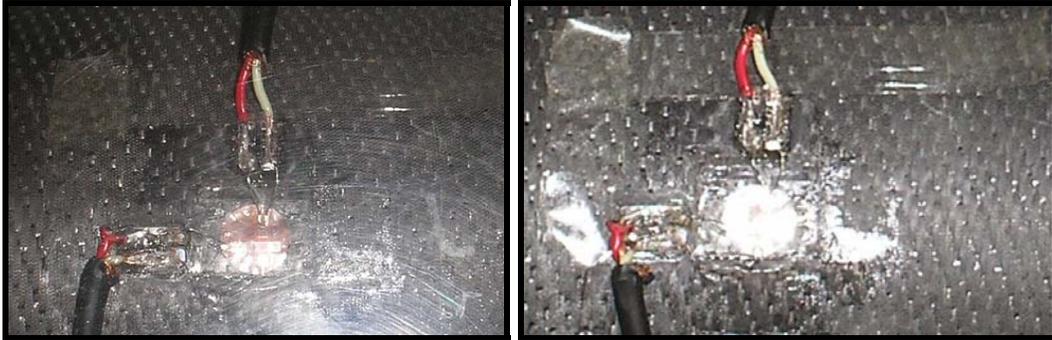


Figura 5.37: Colagem adequada do extensômetro, caso seja realizada diretamente no reparo de material compósito.

5.4.2 Regime de Ruptura

a) Preparação e execução do ensaio

No mesmo tubo reparado do item 5.4.1, colou-se novamente outro extensômetro em uma melhor posição no reparo, longe de enrugamentos e da costura (Fig. 5.38). Como o objetivo principal deste ensaio era verificar a pressão de ruptura do tubo reparado, para compará-la com a do tubo íntegro e, além disso, como este reparo apresentou algumas imperfeições (dificultando a seleção de uma região afastada de enrugamentos que não interferisse nos resultados), decidiu-se por colar apenas um *gage* no tubo.



Figura 5.38: Preparação para o ensaio em regime de ruptura do tubo reparado. Aproximadamente para uma pressão de 50 bar, o tubo começa a estufar, principalmente na sua extremidade direita, próximo à tampa (Figs. 5.39).



Figura 5.39: Início do estufamento da extremidade direita do tubo reparado.

Observou-se que a partir de 70 bar a deformação circunferencial ia aumentando cada vez mais rápido, mesmo sem pressurizar o tubo (Fig. 5.40). A partir deste momento, a cada 5 bar esperava-se 3 minutos para a estabilização do sistema.

Atualmente, a verificação do início da ruptura das fibras é feita com emissão acústica e/ou com a microscopia (Hull, 1981). No caso, a partir da pressão de 92 bar, alguns sons de fibras se rompendo começaram a serem ouvidos. A partir da pressão 145 bar, estes sons começaram a ficar mais intensos e constantes.



Figura 5.40: Início do ensaio experimental com tubo reparado e estufamento do tubo reparado em sua região central.

No momento de ruptura, percebeu-se nitidamente que a extremidade direita do tubo estufou mais que a esquerda. (Fig. 5.41). O lado direito estufou mais que o esquerdo justamente porque o direito não estava engastado como o esquerdo.

Além disso, a quantidade de óleo que vazou do interior do tubo após a ruptura foi menor se comparada à do tubo desbastado, já que neste caso o reparo estava impedindo a saída exagerada de óleo (Fig. 5.41).



Figura 5.41: Momento do rompimento do tubo reparado.

b) Resultados e Análises Experimentais

As Fig. (5.42), (5.43) e (5.44) mostram a situação do tubo reparado após sua ruptura.



Figura 5.42: Tubo reparado já rompido e deformado plasticamente.

Neste momento, vale ressaltar que o espaço observado entre o reparo e o tubo, nas extremidades do reparo (Fig. 5.43), se deu devido ao descolamento do reparo em relação ao tubo (após o rompimento longitudinal do reparo, que ocorreu antes do rompimento do tubo). Além disso, este espaço se deu devido ao estufamento do tubo no momento de máxima pressurização e sua conseqüente e súbita diminuição de raio após o rompimento do tubo (despressurização).



Figura 5.43: Situação do reparo após o rompimento do tubo.



Figura 5.44: Situação do aparato experimental após o rompimento do tubo, onde se observa novamente a diferença de estufamento entre extremidade esquerda e direita do tubo.

Um outro resultado muito importante deste experimento, a ser mencionado, é a delaminação (Fig. 5.45) que ocorreu na extremidade do reparo e o descolamento (Fig. 5.46) do laminado em relação ao tubo, logo após o rompimento longitudinal do reparo. Este descolamento explica o fato do *gage* perder sua finalidade e fornecer uma deformação negativa após o rompimento do reparo.

Contudo, a delaminação foi localizada e não gerou prejuízos ao comportamento do tubo de aço reparado no regime de ruptura.



Figura 5.45: Delaminação do reparo de material compósito.



Figura 5.46: Descolamento do reparo em relação ao tubo após a ruptura do mesmo.

Outro resultado importante foi o rompimento longitudinal completo que ocorreu no reparo. Este rompimento ocorreu a quase 90° da costura e a aproximadamente 60° do rasgo do tubo. A largura de afastamento entre as extremidades rompidas do reparo foi de 22,5 mm (Fig. 5.47). Logo, o rompimento do reparo ocorreu em uma região distante da costura (ocorrendo em um local onde o tubo estufou muito e pressionou o reparo), próximo à ruptura do tubo (local de maior deformação) e no enrugamento do reparo.



Figura 5.47: Ruptura longitudinal do reparo de material compósito.

Isto pode ser justificado pelo fato de que a aproximadamente 90° da costura e na região próxima ao rasgo, a deformação circunferencial é bem pronunciada e acabou por pressionar o reparo até que se rompesse antes da ruptura do próprio tubo de aço. Esta deformação é alta justamente porque o aço 1010 é muito dútil e tende a ter uma deformação plástica acentuada antes de romper. Na região da costura, por outro lado, praticamente não houve deformação (Fig. 5.48).



Figura 5.48: Deformação na região da costura praticamente nula, e à aproximadamente 90° da costura, um alto nível de estufamento na região desbastada e de estrangulamento na região onde se localizava a extremidade do reparo.

Outro dado interessante é que, com o estufamento do reparo no regime de ruptura, sua superfície esticou e praticamente desapareceram os enrugamentos de fibras (Fig. 5.49). Apenas na região de ruptura pôde-se observar um pequeno enrugamento, o que comprova o fato do enrugamento do reparo ter fragilizado o mesmo e provocado sua ruptura. Talvez com um reparo em material compósito sem nenhum enrugamento, poder-se-ia chegar a pressões mais elevadas e a pressão de falha do tubo reparado poderia ter se aproximado mais à do íntegro. Percebe-se, ainda, que a região da ruptura foi a que mais estufou na posição $x = 250$ mm.



Figura 5.49: Análise completa das deformações ocorridas no tubo reparado após sua ruptura.

É importante destacar, ainda, que, com o reparo, o tubo desbastado (semelhante ao do item 5.3, com mesmas dimensões) conseguiu alcançar pressões bem maiores sem romper ou sofrer qualquer alteração prejudicial. Isso já comprova a eficiência e benefício conseguido com o reparo compósito.

A Figura (5.50) mostra a situação do tubo após atingir uma pressão de 157 bar.



(a)



(b)

Figura 5.50: (a) Situação do tubo após afastar-se o reparo de sua posição original; (b) Visualização do modo de falha, o qual é semelhante ao previsto para tubo de alumínio e típico de situações onde o esforço principal é o circunferencial.

É importante, nesse momento, observar novamente o estrangulamento que houve na região onde se localizava a extremidade do reparo no momento do experimento (Fig. 5.51). Este estrangulamento foi previsto pelo Compshell como sendo um dos responsáveis pela ruptura do tubo (a qual ocorreria na posição $x = 175$ mm). Contudo, a quantidade de reparo na região não desbastada do tubo, calculada no Capítulo 4 e utilizada no experimento, provou que é a ideal para este tipo de reparo híbrido, pois não gerou a ruptura do tubo e apresentou facilidade na colocação do reparo no tubo.



Figura 5.51: Ênfase para o estufamento do tubo na região próxima à tampa e para o estrangulamento exatamente na posição prevista pelo Compshell.

Após a retirada do reparo, é importante observar que, embora existam pequenas manchas na região desbastada (Fig. 5.52), não houve corrosão (como no caso do tubo 2), o que comprova a eficiência das lâminas de vidro/epóxi em evitar que o aço e a fibra de carbono reajam e se inicie a corrosão.



Figura 5.52: Detalhamento para o rasgo de ruptura do tubo reparado com ênfase na diminuição da espessura com o estufamento do tubo (devido ao aumento de seu volume na região central).

Neste momento, serão apresentados os resultados do quinto experimento realizado com tubo reparado, tendo este uma melhor colagem e posicionamento do *gage* na região central do tubo. Teve-se o cuidado de posicionar o *gage* distante da costura e do enrugamento do reparo simultaneamente.

Para este experimento, os valores de deformação eram mais estáveis para cada pressão fornecida ao tubo, e as diferenças entre deformação experimental e numérica foram consideravelmente baixas (Figs. 5.53 e 5.54).

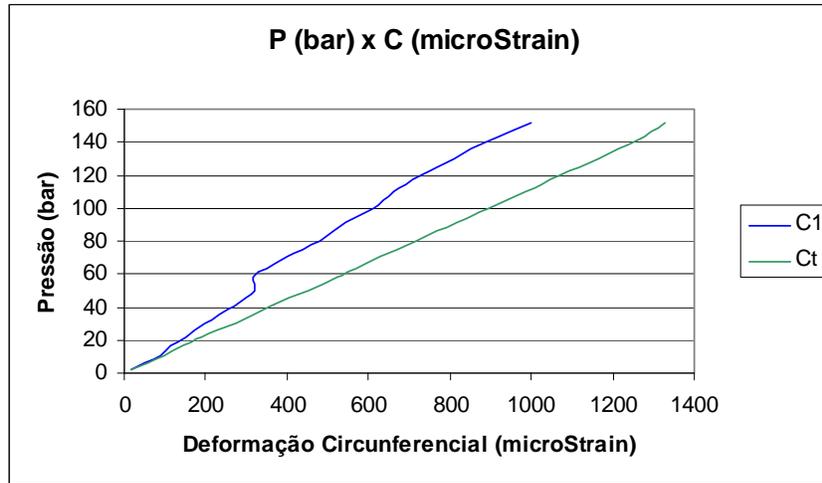


Figura 5.53: Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Circunferencial (μ Strain) - tubo reparado em regime de ruptura.

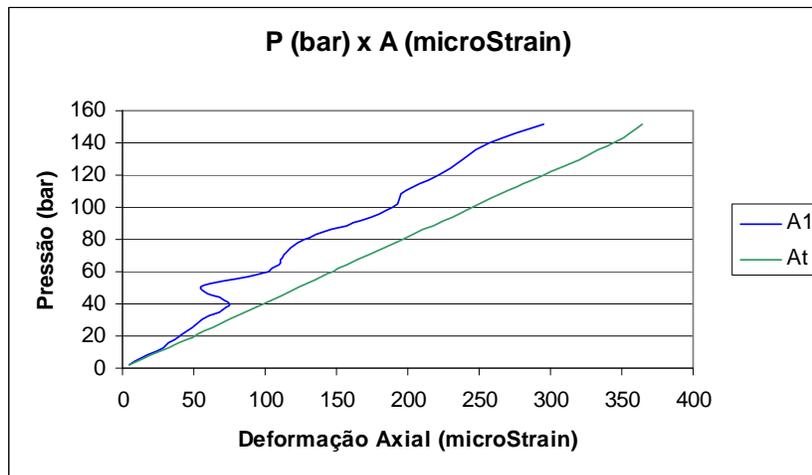


Figura 5.54: Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação Axial (μ Strain) para o tubo reparado em regime de ruptura.

No material compósito, as propriedades e a curva tensão x deformação são lineares até a ruptura, principalmente em relação à tensão longitudinal (Amijuma e Adachi, 1979). Como o observado nas Figs. (5.53) e (5.54), ambas as curvas (C1 e A1) tendem a ser lineares, assim como a curva Ct. Pode-se observar algumas “ondas” ao longo do gráfico de A1 (Fig. 5.54). Próximo à pressão de 45 bar, há uma variação mais acentuada, a qual pode ter ocorrido devido ao início do escoamento do tubo. À medida que se aumentava a pressão, esta variação ondulatória da curva pode gerar a impressão de que o tubo de aço estava tentando deformar-se consideravelmente, em regime plástico (como ocorreu com o tubo desbastado de aço), mas o reparo inibia esta deformação, protegendo o tubo contra

seu estufamento exagerado. Pode ser justamente por este motivo que o estufamento do tubo reparado tenha sido bem inferior ao do desbastado (como será visto no item 5.5) e que suas deformações axiais e circunferenciais tenham sido bem menores que as deformações do tubo desbastado (como pode ser conferido pelas Tab 5.9 e 5.12).

As diferenças foram baixas entre as deformações experimentais e numéricas, levando em consideração o fato da costura do tubo alterar os resultados e o fato do extensômetro (fabricado para ser colado apenas em aço) ter sido colado sobre o reparo de material compósito. Além disso, percebe-se que os resultados numéricos foram maiores que os experimentais, como o esperado. Existe um *gage* com resistência de 350 Ω , próprio para ser colado em material compósito. Contudo, por seu alto custo e dificuldade de operação, não foi utilizado. Além disso, não seria necessário, já que com o *gage* utilizado obtiveram-se bons resultados.

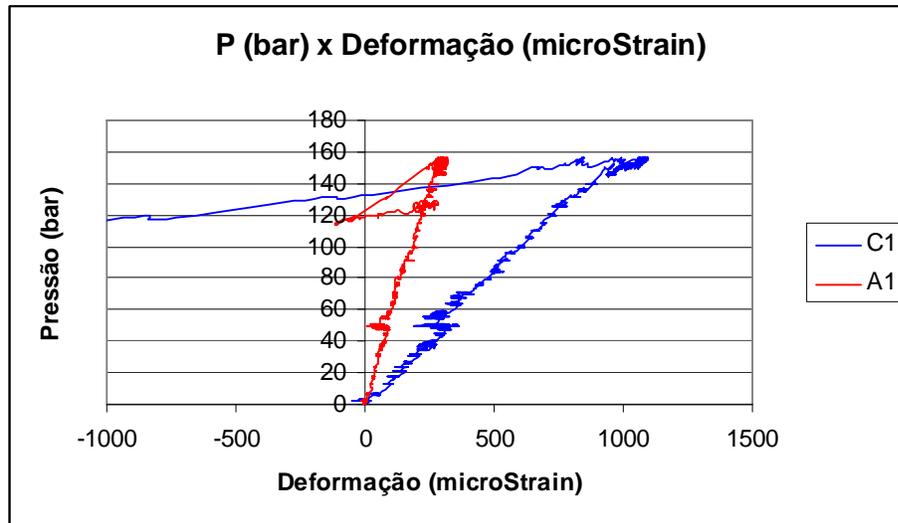
Uma primeira observação interessante (Tab. 5.12) é que as deformações circunferenciais são aproximadamente três vezes maiores que as deformações axiais, fato este muito comum nos experimentos com outros tipos de tubo realizados, na Universidade de Brasília, com este mesmo aparato experimental. Esta relação se mantém praticamente constante durante todo o experimento.

Tabela 5.12: Resultados para o tubo reparado em regime de ruptura.

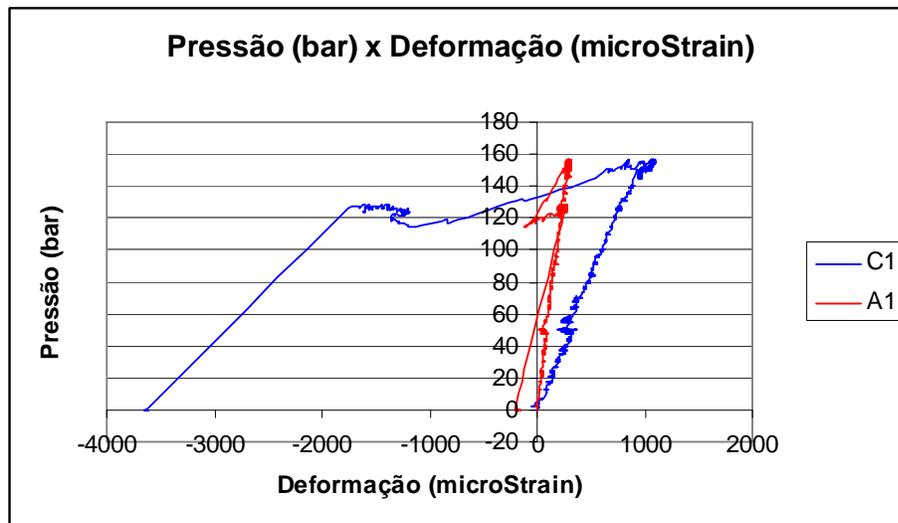
Pressão (bar)	C1 (μStrain)	Ct (μStrain)	A1 (μStrain)	At (μStrain)	$\frac{C_1 - C_t}{C_t} \%$	$\frac{A_1 - A_t}{A_t} \%$
1,86	16,37	16,71	5,13	4,58	-2,05	11,86
6,50	49,48	58,26	12,82	15,99	-15,07	-19,79
10,83	89,16	97,00	23,78	26,62	-8,09	-10,67
16,20	115,64	145,12	31,66	39,83	-20,32	-20,51
21,41	151,89	191,78	42,04	52,64	-20,80	-20,14
30,52	196,08	273,42	55,53	75,04	-28,29	-26,00
40,04	269,52	358,51	74,77	98,44	-24,82	-24,05
50,27	319,42	450,10	54,63	123,60	-29,03	-55,80
58,57	314,37	524,47	97,17	144,00	-40,06	-32,52
63,77	348,15	571,13	109,39	156,84	-39,04	-30,26
70,20	401,85	628,49	113,19	172,64	-36,06	-34,44
80,10	481,24	717,21	127,73	197,00	-32,90	-35,16
91,29	544,31	817,21	166,90	224,48	-33,39	-25,65
99,83	611,02	893,50	189,29	245,48	-31,61	-22,89
110,09	663,68	985,28	199,12	270,72	-32,64	-26,45
120,17	732,43	1075,33	221,55	295,52	-31,89	-25,03
139,82	889,91	1250,86	257,32	343,84	-28,86	-25,16
151,85	999,16	1327,53	295,77	364,88	-24,74	-18,94

* para calcular as deformações Ct e At foi utilizada a Eq. 58 presente no Capítulo 4.

Posteriormente a uma pressão máxima suportada de 157 bar, o reparo falha, rompendo-se completamente na direção longitudinal. Isso pode ser comprovado pelo *gage* que, a partir desta pressão, passa a não mais medir a deformação do tubo (deformação medida diminui bruscamente e passa a ser negativa), já que, com o reparo rompido, o mesmo deixou de estar tensionado e o *gage* deixou de medir a deformação do tubo e começou a medir uma deformação relativa à sua própria compressão devido ao esforço gerado pelo reparo ao descolar-se do tubo (Fig. 5.55-a).



(a)



(b)

Figura 5.55: Gráfico Pressão Interna (bar) x Deformação (μ Strain) para o tubo reparado em regime de ruptura. (a) Plotou-se deformação até o momento do rompimento do tubo de aço; (b) plotou-se o gráfico com todos os dados experimentais obtidos do início até o final do ensaio.

Diferentemente das Figs. (5.53) e (5.54), cujos valores são médias realizadas para cada faixa de pressão e onde os gráficos são plotados apenas até o momento de alcance da

pressão de ruptura do reparo ($P = 157$ bar), as Figs. (5.55-a) e (5.55-b) mostram gráficos plotados com os valores discretos do ensaio obtidos para as deformações circunferencial e axial (motivo pelo qual as curvas apresentam oscilações), onde a Fig. (5.55-a) plota a deformação até o momento do rompimento do tubo de aço ($P = 126$ bar), e a Fig. (5.55-b) plota todos os dados experimentais obtidos do início até o final do ensaio.

Os gráficos obtidos através das médias dos valores de deformação, como o observado neste capítulo, não apresentam oscilações típicas de gráficos cujos dados de origem coincidem exatamente com todos os dados coletados pelo sistema de aquisição de dados ADS 2000 ao longo do experimento. As pequenas oscilações de deformações, observadas, por exemplo, ao longo das curvas C1 e A1 (Fig. 5.55), podem ter ocorrido, principalmente, devido à rugosidade do reparo onde o *gage* foi colado e ao modo de aquisição de dados do sistema ADS 2000. Para baixas pressões, como o reparo ainda não está totalmente tensionado e há uma movimentação na região do *gage* devido ao estufamento do reparo, ocorrem maiores oscilações na deformação. A curva de C1 observada na Fig. (5.55-b), para valores inferiores a $-2000 \mu\text{Strain}$, apresenta uma queda brusca devido à diminuição brusca de pressão (vazamento de óleo) e, por isso, não apresenta essas oscilações.

A partir do rompimento do reparo, o tubo pára de sofrer a influência da rigidez do reparo e começa a comportar-se como um tubo desbastado, rompendo a uma pressão de aproximadamente 126 bar, que é praticamente a pressão de ruptura do tubo desbastado analisado no item 5.3.3 (125 bar). A pressão decai de 157 a 114 bar (pois, após o rompimento do reparo, a região central começou a estufar incontrolavelmente e, com o aumento rápido de volume, a pressão interna diminuiu um pouco) e o tubo, após 10 minutos de atingida a pressão máxima, acaba por romper com 126 bar (Fig. 5.55-b). A pressão de ruptura do aço pôde ser detectada através do som (ruptura do aço) e com a observação de que, a partir de 126 bar, a pressão diminuiu bruscamente e passou a ser praticamente nula (tendia a zero e a valores negativos), o que significa que o aço estourou e o óleo começou a vazar.

5.5 COMPARAÇÃO DE RESULTADOS ENTRE OS TUBOS DE AÇO ENSAIADOS ÍNTEGRO, DESBASTADO E REPARADO

A falha do tubo reparado ocorreu a uma pressão de 157 bar. Segundo o Compshell, a falha ocorreria a uma pressão de 160 bar, o que totaliza uma diferença de apenas 2% entre

os resultados numérico e experimental. Essa diferença entre experimental e numérico é bem inferior se comparada àquela encontrada para o caso do tubo desbastado (54%). Isso pode ser explicado pelo fato do Compshell ter sido estruturado, especialmente, para análise de materiais compósitos (sendo um dos únicos programas de elementos finitos específicos para este tipo de material na atualidade) e, como o tubo reparado rompe primeiro justamente no reparo compósito, a pressão de ruptura experimental é bem próxima à numérica.

É importante notar também que esta pressão experimental de falha do tubo reparado (157 bar) é bem próxima à pressão numérica de ruptura do tubo íntegro (178,9 bar), sendo a diferença de apenas 12 %. Contudo, a pressão de ruptura do tubo desbastado, encontrada experimentalmente (125 bar), é bem inferior à pressão de ruptura do tubo íntegro, representando uma diferença de 30% e justificando a utilização de reparo compósito em tubulações danificadas.

De maneira geral, as diferenças percentuais entre as deformações experimentais e numéricas foram semelhantes para as análises circunferenciais e axiais de cada experimento, já que a costura dos tubos e outros fatores adversos influenciam os resultados axiais e circunferenciais de maneira equivalente. A costura prejudica as análises de deformação circunferencial, já que a superfície do tubo mais próxima da costura deforma menos que a região oposta à mesma, causando uma ovalização do tubo e uma alteração na deformação global da parede do mesmo. Quanto à deformação axial, a costura também influencia, já que, ao longo do comprimento do tubo, a parte de sua seção transversal mais próxima à costura deforma menos que a parte diametralmente oposta. Além disso, o efeito das tampas e o atrito da extremidade direita do tubo com o mancal da bancada experimental influenciam as deformações axiais do tubo.

Outro resultado interessante é a inutilização do o-ring após desparafusar-se as duas metades da tampa flangeada quando o corpo de prova esteve sujeito a altas pressões (regime de ruptura dos tubos desbastado e reparado). Percebe-se que a pressão é tão intensa no regime de ruptura do aço, que o o-ring se deforma intensa e permanentemente (Fig. 5.56-a). Já nos ensaios em regime elástico, realizados com todos os tubos de aço, o o-ring não se desagrega e pode ser reaproveitado em outros ensaios (Fig. 5.56-b).

Cabe ressaltar a importância da vedação das tampas, em experimentos com tubos de aço tampados com flanges, bem como a necessidade de troca de o-rings caso muitos ensaios a altas pressões e com o mesmo tubo tenham que ser realizados.

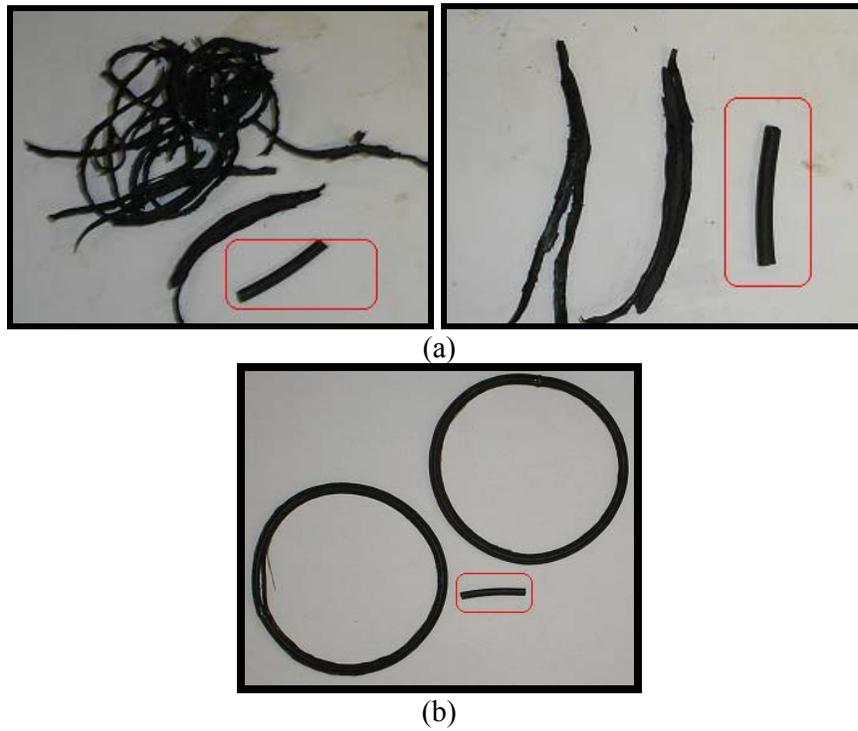


Figura 5.56: (a) Destruição do o-ring após resistir a altas pressões, onde em vermelho está destacado o estado original do o-ring antes do ensaio; (b) Bom estado do o-ring após ensaios em regime elástico.

Outra análise importante realizada com relação à ruptura de aço (Fig. 5.57), foi a medição dos perímetros dos tubos de aço analisados (íntegro, desbastado e reparado), em sua região central ($x = 250$ mm), e a conseqüente obtenção de seus raios aproximados ($\text{Perímetro} = 2 \cdot \pi \cdot R$).



Figura 5.57: Ruptura no tubo reparado de aço 1010

No caso do tubo íntegro (cuja medição ocorreu após ensaiá-lo em regime elástico), seu perímetro medido foi de 328 mm e seu raio de 52,30 mm (cujo valor coincide com raio do tubo antes do primeiro ensaio). Isso ajuda a comprovar o fato do tubo de aço não modificar permanentemente sua geometria para ensaios em regime elástico. Após a ruptura, os perímetros e raios aproximados do tubo desbastado foram de 374 mm e 59,52 mm, enquanto os do reparado de aço foram, respectivamente, 350 mm e 55,70 mm. Percebe-se, assim, que o tubo desbastado teve um aumento de 17% de seu raio original e o reparado um aumento de 7%, comprovando o analisado visualmente quanto ao fato do estufamento maior ter ocorrido no tubo desbastado (se comparado ao tubo reparado).

Para evitar certas incertezas e influências nos resultados, pode-se sugerir que, para os próximos experimentos, o tubo de aço seja sem costura, já que é mais homogêneo e possui propriedades mecânicas e comportamentos mais previsíveis.

6 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Este capítulo visa o esclarecimento das principais conclusões obtidas neste projeto, assim como sugestão de temas para trabalhos futuros.

As correlações do programa COMPSHELL com os resultados experimentais, no regime elástico, foram de no mínimo 77 %.

O tubo desbastado em 60% de sua espessura apresentou uma pressão de falha 160% mais baixa que a do tubo íntegro modificado, de acordo com o critério de falha de Tsai-Hill. Neste caso, o correto seria substituir o tubo (que é exatamente o que prevê a norma Petrobrás N2737).

O método utilizado para buscar o comprimento ideal de reparo se mostrou muito eficiente, já que através de poucas (cinco) simulações numéricas, variando-se o comprimento de reparo entre as hipóteses Thomazi e Alencar, foi possível encontrar o comprimento ideal e mais eficiente. Analisando a quantidade de material necessária para o reparo e a pressão de falha correspondente, chegou-se à conclusão de que o comprimento de reparo de 150 mm (valor intermediário entre as duas hipóteses) foi mais vantajoso (hipótese Felippes).

Já a metodologia para obtenção da espessura ideal de reparo, através da Eq. (56), baseada na Teoria da Membrana, não se mostrou 100% eficiente em se tratando de materiais compósitos. Foi possível perceber que, para alguns intervalos de espessura, à medida em que se diminuía a espessura de reparo, aumentava-se a pressão de falha correspondente. Assim, percebe-se que é possível encontrar espessuras menores de reparo, em relação à espessura calculada com esta equação, que apresentem pressões de falha próximas à pressão de falha relativa à espessura calculada (em alguns casos até maior) e economia quanto aos custos e à quantidade de reparo.

Embora a metodologia pudesse ser melhorada, a espessura e o comprimento de reparo encontrados para o caso Felippes apresentaram resultados satisfatórios e conseguiram restaurar a rigidez do tubo, em até 91 %, em relação ao tubo íntegro.

Buscou-se variar também a sobre-espessura de reparo, a fim de minimizar-se os gastos e diminuir o estrangulamento do reparo sobressalente (fora da região desbastada), já que o reparo, na maioria das vezes, aumenta muito a rigidez nessa região e acaba por diminuir a pressão de falha e provocar um estrangulamento. Contudo, verificou-se que manter a

espessura constante de reparo em relação ao eixo axi-simétrico do tubo, ao longo de todo o reparo, foi a solução mais eficiente.

Para refinar ainda mais os resultados e evitar que a falha do tubo ocorresse na região de reparo, prosseguiu-se com a análise acrescentando-se lâminas de vidro/epóxi em substituição a algumas lâminas de carbono/epóxi. Percebeu-se que um tipo específico de reparo híbrido, de fato, permite a obtenção de uma solução mais refinada, com menores valores de estrangulamento, menores custos e menos chances de corrosão do aço, se comparado ao reparo 100% carbono/epóxi. Embora o reparo híbrido em geral seja mais pesado que o reparo de 100% carbono/epóxi, a diferença de peso do híbrido selecionado em relação ao reparo de carbono/epóxi correspondente (hipótese Felippes) pode ser desprezível. Além disso, as pressões de falha de ambos os casos têm valores bem próximos entre si.

O caso híbrido selecionado apresentou pressões de falha inferiores à P_F do tubo reparado com carbono/epóxi (em apenas 1,5%, o que pode ser considerado desprezível), conseguindo restaurar a rigidez do tubo, em até 89,5 %, em relação ao tubo íntegro.

Com relação à pressão de falha, a hipótese Alencar foi a que apresentou-se mais eficiente, seguida de Felippes, Híbrido e Thomazi. É importante lembrar que a falha ocorreu, em todos os casos, na extremidade do reparo, alternativa mais vantajosa se comparada à falha na região interna do mesmo, já que isso significaria um reparo ineficiente. Outro ponto importante é que a falha ocorreu sempre na camada de aço que, por ser um material dútil, foi melhor analisado com o critério de Von Mises, em relação aos outros critérios de falha.

Com relação ao deslocamento radial do tubo, a hipótese Felippes foi a que obteve menor valor de estufamento, enquanto a Thomazi obteve menor valor de estrangulamento. É importante notar que o estrangulamento da hipótese Thomazi foi bem inferior ao dos outros casos, sendo a melhor hipótese quando o quesito for a minimização do estrangulamento. Contudo, para este caso, a falha ocorre na extremidade do desbaste, o que pode ser catastrófico. A hipótese Híbrido foi a que apresentou maior deslocamento radial na região do desbaste.

Quanto às resultantes de tensão, as hipóteses apresentaram valores próximos entre si. Através dos gráficos correspondentes, pode-se perceber que as tensões normais circunferenciais são cerca de duas vezes maiores que as normais meridionais para todos os

casos, tanto no regime de falha como no elástico, o que comprova a teoria da membrana para cascas cilíndricas tampadas nas extremidades.

Quanto às resultantes de momento fletor, percebe-se que a hipótese Thomazi apresenta o menor momento meridional enquanto a Alencar apresenta o maior momento circunferencial. Os valores de momento circunferencial também são maiores que os meridionais na região do reparo, para as quatro hipóteses, o que comprova que os esforços circunferenciais são realmente mais críticos nesta região.

Quanto à análise de massa dos reparos, o reparo mais leve e vantajoso é o da hipótese Thomazi, seguida de Felippes, Híbrido e Alencar.

Percebe-se que as hipóteses Felippes e Híbrido possuem vantagens intermediárias, enquanto a Alencar é a melhor quanto ao critério pressão de falha, mas não muito boa no quesito massa de reparo; e a Thomazi é a melhor no quesito massa de reparo e esforços atuantes, mas não muito boa quanto às pressões suportadas no regime de falha.

Para essas novas hipóteses (Felippes e Híbrido), os tubos ainda falham na extremidade do reparo, mas com menor estufamento (em relação à Thomazi), menor estrangulamento (em relação a Alencar), alta pressão de falha e economia de peso e de custos. Quanto à análise de custos, a hipótese Híbrido envolve menos custos em relação à hipótese Felippes.

Verificou-se que as espessuras de reparo dimensionadas neste projeto são bem menores que as utilizadas atualmente no mercado, diminuindo os custos da utilização do reparo compósito. Pôde-se verificar, na prática, o porquê do aumento exponencial da utilização dos materiais compósitos nas indústrias nos últimos anos, já que apresentam vantagens mecânicas e de baixo peso muito atraentes.

Analisando o comportamento mecânico de tubulações com tampas nas extremidades e submetidas a pressões hidrostáticas internas, foi possível verificar que as quatro hipóteses de reparos compósitos conseguiram restaurar a rigidez e a resistência do tubo em aproximadamente 90%, sendo que a metodologia utilizada para selecionar as dimensões e os materiais adequados de reparo é rápida, eficiente, de baixo custo e depende sempre da situação específica desejada. Além disso, a pressão de falha obtida para os tubos reparados com compósitos é cerca de 137% maior que a pressão de falha para o tubo desbastado sem reparo, o que já justifica a utilização de reparo em material compósito.

Em regime elástico, os tubos íntegro, desbastado e reparado (hipótese híbrido) tiveram um comportamento experimental bem próximo ao esperado, sendo que as deformações

circunferenciais e axiais foram pequenas e desapareceram após a despressurização. Para este regime, o COMPSHELL analisou eficientemente os três casos de tubos de aço analisados, apresentando diferenças baixas (de no máximo 23%) com relação às deformações encontradas experimentalmente.

Já no regime de ruptura, por ser um programa voltado para materiais compósitos, o COMPSHELL analisou melhor o tubo reparado (já que o reparo é constituído por material compósito), em relação ao tubo desbastado (já que o aço é um material dútil e bem distinto ao proposto por este programa de elementos finitos).

Comprovou-se experimentalmente que, de fato, o tubo reparado suporta maiores pressões que o desbastado, havendo uma diferença de cerca de 20% entre suas pressões relativas à ruptura. Com relação ao tubo íntegro ($P_{rup} = 178,9$ bar), a diferença da pressão de ruptura do tubo reparado é de 12%. Já a diferença do desbastado em relação ao íntegro (de 30%) é bem maior, o que já comprova a eficiência do reparo.

Vale ressaltar que o aço analisado é 1010 e, portanto, é um dos tipos de aço de menor qualidade do mercado. Mesmo assim, já apresenta grandes vantagens mecânicas em relação a outros materiais também muito utilizados em tubulações, como o alumínio e P.V.C. Além disso, de todos os aços, o 1010 é um dos que apresentam menores custos, o que ajuda a explicar porque a maioria das grandes tubulações industriais é constituída por aço 1010. E é por estas e outras razões que, com este projeto, comprova-se o motivo pelo qual as tubulações de aço são uma das mais utilizadas nas grandes instalações a nível internacional.



Figura 6.1: Alguns tubos a serem analisados em projetos da Universidade de Brasília.

REFERÊNCIAS

- Abaris Training, Livro "Advanced Composite Structures: Fabrication and Damage Repair", Reno NV, EUA, 1998.
- Alencar, F. S., 2006, "Análise Numérica de Dutos com Reparo Compósito", Projeto de Graduação, Departamento de Engenharia Mecânica, UnB/FT/ENM, 2006.
- Almeida, J. R. M. & Monteiro, S. N., Livro "The resin/hardener ratio as a processing parameter for modifying the mechanical behavior of epóxi-matrix/Glass microsphere composites", Composites Science and Technology. Elsevier Science Publisher B. V., vol. 58, 1998, pp. 1593 - 1598.
- Amijuma, S. e Adachi, T., (1979), Livro "Non-linear stress-strain response of laminated composites", J. Comp. Mater. 13.206-18.
- ASME B31 - Standards of Pressure Piping.
ASME B31 G – 1991: Manual for Determining the Remaining Strength of Corroded Pipelines (Supplement to ASME B31 Code for Pressure Piping).
- Barbero, E. J. "Introduction to Composite Materials Design". Taylor and Francis, Philadelphia, PA, 1998.
- Callister Jr. W. D. Livro "Ciência e Engenharia de Materiais: uma Introdução", 5ª ed., Rio de Janeiro, RJ, LTC, 2002.
- Callister, W. D., "Fundamentals of Materials Science and Engineering", Jonh Wiley & Sons, New York, 2001.
- Chiaverini, V., Livro "Tecnologia Mecânica - Processos de Fabricação e Tratamento", Vol. II, 2ª Edição, McGraw-Hill, São Paulo, 1977.
- Coutinho, Carlos Bottrel. "Materiais Metálicos para Engenharia". Fundação Christiano Ottoni, UFMG, 1992.
- Daniel, I. M. & Ishai, O. "Engineering mechanics of composite materials", Oxford University Press, Inc., New York, USA, 1994.
- Datoo, M.H., Livro "College of Aeronautics Laminate Analysis". Cranfield Institute of Technology, Bedfordshire, 1989.
- Denículi, F. D. "Determinação de Propriedades Termoelásticas de Compósitos Particulados de Matriz de Metal Utilizando um Modelo Micromecânico". Dissertação de Mestrado. Escola de Engenharia da UFMG/DEMEC, Belo Horizonte, MG, 1999.
- Faluhelyi, P. "Análise de tensões em tubulações com e sem reparo compósito, submetidas a pressões hidrostáticas internas", Tese de Mestrado, Julho/2006, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília.
- Faria, Stéferson. "Revista do Plástico Reforçado/Composites", PETROBRÁS, Editora do Administrador, Ano VIII nº50 – jul/ago 2006.
- Freitas, M. & Silva, A. Livro "Materiais Compósitos", Instituto Superior Técnico, 2005.
- Gibson, Ronald. F. Livro "Principles of Composite Material Mechanics". Department of Mechanical Engineering. Wayne State University. Detroit, Michigan, International Editions, 1994.
- Hashin, Z. "Analysis of composite materials", Journal of Applied Mechanics, vol. 50, 1983, pp. 481 - 505.
- Hibbeler, R. C., Livro "Resistência dos Materiais", LTC Editora, 3ª Edição, 1997.
http://pt.wikipedia.org/wiki/Airbus_A380. (acesso em 05.04.2010)
- Hull, Derek, 1981, "An Introduction to Composite Materials, Cambridge University Press.
- Huntsman. "Manual Huntsman Advanced Materials", Fonte Digital, Id. Individual: LMD 35. Julho/2005.
- Jastrebski, Z., "The nature and properties of Engineering Materials", John Wiley & Sons, New York, 1987.
- Jones, R.M. "Mechanics of Composite Materials". Company Washington, DC, 1975.
- J. Mistry and F. Levy-Neto. Livro "A procedure for analyzing the strength of composite domes by axisymmetrical shell finite elements," Composite Engineering, vol. 4, No. 2, pp. 169-180, (1994).

- J. Mistry and F. Levy Neto. Livro “The behaviour of repaired composite domes subjected to external pressure”, Composites, Vol. 23, No. 4, pp. 272 – 277, (1992).
- Maia, G. C., 2003. “Comportamento Elástico de Cilindros com e sem Reparo Circunferencial de Carbono/Epoxi.”, Dissertação de Mestrado, Publicação ENM - DM-63, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 229 p.
- Marques, A. T. “Materiais Compósitos”, FEUP/INEGI, 2005.
- MATWEB, www.matweb.com. (acesso em 7/09/2006)
- Mayer, Sérgio; Cândido, Geraldo M. e Rezende, Mirabel C., artigo técnico científico “Influência do condicionamento ambiental na resistência à tração de compósitos de carbono/epóxi reparados”. IEMBRAER Departamento de Engenharia Mecânica e Aeronáutica, ITA II Divisão de Homologação, IFI, CTA III Divisão de Materiais, IAE, CTA. ISSN 0104-1428, vol.13, no.3, São Carlos, Julho/Setembro, 2003.
- Levy Neto, Flaminio & Pardini, Luiz Cláudio. Livro “Compósitos estruturais: Ciência e Tecnologia”, Ed. Edgard Blücher. São Paulo. 2006. ISBN 85-212-0379-9.
- Levy Neto, F. “*The Behaviour of Externally-Pressurised Composite Domes*”, P.h.D. Thesis, University of Liverpool, U.K., 1991.
- Panzer, T. H., Artigo “Estudo do comportamento mecânico de um compósito particulado de matriz polimérica”, Departamento de Engenharia Mecânica, UFMG, 2003.
- Piratelli Filho. “Manual de Equipamentos do Laboratório de Metrologia/ENM”. Universidade de Brasília. 1976.
- Rezende, M. C., Botelho, E. C. “O uso de compósitos estruturais na indústria aeroespacial”, Apr/June 2000. Centro Técnico Aeroespacial, ITA. São Carlos. Vol 10, n 2.
- Silva, R. F., (Novembro/2006), “Análise de tensões em tubulações compósitas híbridas”.
- Soares, V. B. & Lisboa, W. R., Julho/1999, “Simulação numérica simplificada do reparo estrutural em dutos utilizando-se materiais compósitos tipo fibra/resina”, Publicação ENM, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF.
- Tebecherani, C. T. P., 2006, “Noções básicas sobre tubos de aço carbono com costura”, Disponível em www.pipesystem.com.br/Artigos_Tecnicos/Tubos_Aco/body_tubos_aco.html. (acesso em 02/01/2007)
- Telles, Pedro C. Silva. “Tubulações Industriais: Materiais, Projeto, Montagem”. Livros Técnicos e Científicos Editora S.A. 9ª Edição. Revista e Ampliada. 1997.
- Tenek, L.T. And Argyris, J., Finite Element Analysis for Composite Structure. Kluwer Academic Publishers, London, 1998.
- Toutanji, H. & Dempsey, S., “Stress modeling of pipelines strengthened with advanced composites materials”, June 2000. University of Alabama in Huntsville. Vol. 39, Issue 2, pp. 153-165. Disponível em <www.scirus.com>. (acesso em 15/10/2006)
- Thomazi, C. T. C. L., 2006, “Comportamento Mecânico de Dutos Metálicos Reparados com Materiais Compósitos”, Publicação ENM - DM-04 A/06, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 135 p, Tese de Mestrado.
- Tsai, Sthefen W. “Composites Design”. 3. ed. USA.1986.
- Weir, John e Samuel, Andrew, 2005, “Introduction to Engineering Design: Modelling, Synthesis and Problem Solving Strategies”.
www.aende.org.ar/sitio/biblioteca/material. Acesso em 22/09/2006.
www.rust.com.br/noticia1.asp?Codigo=169. Acesso em 3/10/2006.
www.titanium.com.br/prod01.htm. Acesso em 30/01/2007.
www.virtuallaboratory.net/Biofundamentals/lectureNotes/Topic1B_science.htm. Acesso em 16/10/2006.
www.wikipedia.com.br. Acesso em 29/10/2006 e em 05.04.2010.

ANEXOS

		Pág.
Anexo I	Simulação numérica em Elementos Finitos – Reparo Híbrido	198

```

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) ?
  8      Number of segments ?
0.000000E+00 Starting x co-ord. of the structure ?
5.250000E+01 Starting r co-ord. of the structure ?
      *****Segment No. 1*****
  1.0    Type (1: cone/cylinder, 2: toroid/sphere) ?
  20.0   Number of elements in the segment ?
1.000000E+00 Step ratio (>1 for incr. and <1 for decr) ?
8.000000E+01 x co-ord. of the end of the segment ?
5.250000E+01 r co-ord. of the end of the segment ?
  y     Is the composition of this segment new (Y/N) ?
  1     Number of layers ?
  y     Layer : 1 New properties (Y/N) ?
7.870000E-03 Density ?
2.500000E+00 Thickness ?
2.000000E+05 Youngs Modulus, E11 ?
2.000000E+05 Youngs Modulus, E22 ?
2.900000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
8.000000E+04 Shear Modulus, G12 ?
3.250000E+03 Ultimate strength in tension, X1T ?
3.250000E+03 Ultimate strength in compression, X1C ?
3.250000E+03 Ultimate strength in tension, X2T ?
3.250000E+03 Ultimate strength in compression, X2C ?
2.000000E+03 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 ?
      *****Segment No. 2*****
  1.0    Type (1: cone/cylinder, 2: toroid/sphere) ?
  20.0   Number of elements in the segment ?
1.000000E+00 Step ratio (>1 for incr. and <1 for decr) ?
1.750000E+02 x co-ord. of the end of the segment ?
5.250000E+01 r co-ord. of the end of the segment ?
  y     Is the composition of this segment new (Y/N) ?
  1     Number of layers ?
  y     Layer : 1 New properties (Y/N) ?
7.870000E-03 Density ?
2.500000E+00 Thickness ?
2.000000E+05 Youngs Modulus, E11 ?
2.000000E+05 Youngs Modulus, E22 ?
2.900000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
8.000000E+04 Shear Modulus, G12 ?
3.250000E+02 Ultimate strength in tension, X1T ?
3.250000E+02 Ultimate strength in compression, X1C ?
3.250000E+02 Ultimate strength in tension, X2T ?
3.250000E+02 Ultimate strength in compression, X2C ?
2.000000E+02 Shear strength, S12 ?
1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E1T ?

```

1.000000E+00 Ultimate strain in compression E1C ?
1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E2T ?
1.000000E+00 Ultimate strain in compression, E2C ?
1.000000E+00 Ultimate in-plane shear strain, E12 ?
0.000000E+00 Winding angle ?
*****Segment No. 3*****
1.0 Type (1: cone/cylinder, 2: toroid/sphere) ?
30.0 Number of elements in the segment ?
1.000000E+00 Step ratio (>1 for incr. and <1 for decr) ?
2.000000E+02 x co-ord. of the end of the segment ?
5.250000E+01 r co-ord. of the end of the segment ?
y Is the composition of this segment new (Y/N) ?
3 Number of layers ?
y Layer : 1 New properties (Y/N) ?
7.870000E-03 Density ?
2.500000E+00 Thickness ?
2.000000E+05 Youngs Modulus, E11 ?
2.000000E+05 Youngs Modulus, E22 ?
2.900000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
8.000000E+04 Shear Modulus, G12 ?
3.250000E+02 Ultimate strength in tension, X1T ?
3.250000E+02 Ultimate strength in compression, X1C ?
3.250000E+02 Ultimate strength in tension, X2T ?
3.250000E+02 Ultimate strength in compression, X2C ?
2.000000E+02 Shear strength, S12 ?
1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E1T ?
1.000000E+00 Ultimate strain in compression E1C ?
1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E2T ?
1.000000E+00 Ultimate strain in compression, E2C ?
1.000000E+00 Ultimate in-plane shear strain, E12 ?
0.000000E+00 Winding angle ?
y Layer : 2 New properties (Y/N) ?
1.900000E-03 Density ?
5.000000E-01 Thickness ?
2.500000E+04 Youngs Modulus, E11 ?
2.500000E+04 Youngs Modulus, E22 ?
2.000000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
4.000000E+03 Shear Modulus, G12 ?
4.400000E+02 Ultimate strength in tension, X1T ?
4.250000E+02 Ultimate strength in compression, X1C ?
4.400000E+02 Ultimate strength in tension, X2T ?
4.250000E+02 Ultimate strength in compression, X2C ?
4.000000E+01 Shear strength, S12 ?
1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E1T ?
1.000000E+00 Ultimate strain in compression E1C ?
1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E2T ?
1.000000E+00 Ultimate strain in compression, E2C ?
1.000000E+00 Ultimate in-plane shear strain, E12 ?
0.000000E+00 Winding angle ?
y Layer : 4 New properties (Y/N) ?
1.600000E-03 Density ?
2.500000E+00 Thickness ?
7.000000E+04 Youngs Modulus, E11 ?
7.000000E+04 Youngs Modulus, E22 ?
1.000000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
5.000000E+03 Shear Modulus, G12 ?
6.000000E+02 Ultimate strength in tension, X1T ?
5.700000E+02 Ultimate strength in compression, X1C ?
6.000000E+02 Ultimate strength in tension, X2T ?
5.700000E+02 Ultimate strength in compression, X2C ?

9.000000E+01 Shear strength, S12 ?
 1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E1T ?
 1.000000E+00 Ultimate strain in compression E1C ?
 1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E2T ?
 1.000000E+00 Ultimate strain in compression, E2C ?
 1.000000E+00 Ultimate in-plane shear strain, E12 ?
 0.000000E+00 Winding angle ?
 *****Segment No. 4*****
 1.0 Type (1: cone/cylinder, 2: toroid/sphere) ?
 45.0 Number of elements in the segment ?
 1.000000E+00 Step ratio (>1 for incr. and <1 for decr) ?
 3.000000E+02 x co-ord. of the end of the segment ?
 5.250000E+01 r co-ord. of the end of the segment ?
 y Is the composition of this segment new (Y/N) ?
 4 Number of layers ?
 y Layer : 1 New properties (Y/N) ?
 7.870000E-03 Density ?
 1.000000E+00 Thickness ?
 2.000000E+05 Youngs Modulus, E11 ?
 2.000000E+05 Youngs Modulus, E22 ?
 2.900000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
 8.000000E+04 Shear Modulus, G12 ?
 3.250000E+02 Ultimate strength in tension, X1T ?
 3.250000E+02 Ultimate strength in compression, X1C ?
 3.250000E+02 Ultimate strength in tension, X2T ?
 3.250000E+02 Ultimate strength in compression, X2C ?
 2.000000E+02 Shear strength, S12 ?
 1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E1T ?
 1.000000E+00 Ultimate strain in compression E1C ?
 1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E2T ?
 1.000000E+00 Ultimate strain in compression, E2C ?
 1.000000E+00 Ultimate in-plane shear strain, E12 ?
 0.000000E+00 Winding angle ?
 y Layer : 2 New properties (Y/N) ?
 1.900000E-03 Density ?
 5.000000E-01 Thickness ?
 2.500000E+04 Youngs Modulus, E11 ?
 2.500000E+04 Youngs Modulus, E22 ?
 2.000000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
 4.000000E+03 Shear Modulus, G12 ?
 4.400000E+02 Ultimate strength in tension, X1T ?
 4.250000E+02 Ultimate strength in compression, X1C ?
 4.400000E+02 Ultimate strength in tension, X2T ?
 4.250000E+02 Ultimate strength in compression, X2C ?
 4.000000E+01 Shear strength, S12 ?
 1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E1T ?
 1.000000E+00 Ultimate strain in compression E1C ?
 1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E2T ?
 1.000000E+00 Ultimate strain in compression, E2C ?
 1.000000E+00 Ultimate in-plane shear strain, E12 ?
 0.000000E+00 Winding angle ?
 y Layer : 4 New properties (Y/N) ?
 1.600000E-03 Density ?
 1.000000E+00 Thickness ?
 7.000000E+04 Youngs Modulus, E11 ?
 7.000000E+04 Youngs Modulus, E22 ?
 1.000000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
 5.000000E+03 Shear Modulus, G12 ?
 6.000000E+02 Ultimate strength in tension, X1T ?
 5.700000E+02 Ultimate strength in compression, X1C ?

6.000000E+02 Ultimate strength in tension, X2T ?
 5.700000E+02 Ultimate strength in compression, X2C ?
 9.000000E+01 Shear strength, S12 ?
 1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E1T ?
 1.000000E+00 Ultimate strain in compression E1C ?
 1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E2T ?
 1.000000E+00 Ultimate strain in compression, E2C ?
 1.000000E+00 Ultimate in-plane shear strain, E12 ?
 0.000000E+00 Winding angle ?
 y Layer : 4 New properties (Y/N) ?
 1.600000E-03 Density ?
 3.000000E+00 Thickness ?
 7.000000E+04 Youngs Modulus, E11 ?
 7.000000E+04 Youngs Modulus, E22 ?
 1.000000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
 5.000000E+03 Shear Modulus, G12 ?
 6.000000E+02 Ultimate strength in tension, X1T ?
 5.700000E+02 Ultimate strength in compression, X1C ?
 6.000000E+02 Ultimate strength in tension, X2T ?
 5.700000E+02 Ultimate strength in compression, X2C ?
 9.000000E+01 Shear strength, S12 ?
 1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E1T ?
 1.000000E+00 Ultimate strain in compression E1C ?
 1.000000E+00 Ultimate strain in tension, E2T ?
 1.000000E+00 Ultimate strain in compression, E2C ?
 1.000000E+00 Ultimate in-plane shear strain, E12 ?
 0.000000E+00 Winding angle ?
 *****Segment No. 5*****
 1.0 Type (1: cone/cylinder, 2: toroid/sphere) ?
 30.0 Number of elements in the segment ?
 1.000000E+00 Step ratio (>1 for incr. and <1 for decr) ?
 3.250000E+02 x co-ord. of the end of the segment ?
 5.250000E+01 r co-ord. of the end of the segment ?
 n Is the composition of this segment new (Y/N) ?
 3 Same as which segment ?
 *****Segment No. 6*****
 1.0 Type (1: cone/cylinder, 2: toroid/sphere) ?
 20.0 Number of elements in the segment ?
 1.000000E+00 Step ratio (>1 for incr. and <1 for decr) ?
 4.200000E+02 x co-ord. of the end of the segment ?
 5.250000E+01 r co-ord. of the end of the segment ?
 n Is the composition of this segment new (Y/N) ?
 2 Same as which segment ?
 *****Segment No. 7*****
 1.0 Type (1: cone/cylinder, 2: toroid/sphere) ?
 10.0 Number of elements in the segment ?
 1.000000E+00 Step ratio (>1 for incr. and <1 for decr) ?
 5.000000E+02 x co-ord. of the end of the segment ?
 5.250000E+01 r co-ord. of the end of the segment ?
 n Is the composition of this segment new (Y/N) ?
 1 Same as which segment ?
 *****Segment No. 8*****
 1.0 Type (1: cone/cylinder, 2: toroid/sphere) ?
 20.0 Number of elements in the segment ?
 1.000000E+00 Step ratio (>1 for incr. and <1 for decr) ?
 5.000000E+02 x co-ord. of the end of the segment ?
 0.000000E+00 r co-ord. of the end of the segment ?
 y Is the composition of this segment new (Y/N) ?
 1 Number of layers ?
 y Layer : 1 New properties (Y/N) ?

7.870000E-03 Density ?
 2.000000E+01 Thickness ?
 2.000000E+05 Youngs Modulus, E11 ?
 2.000000E+05 Youngs Modulus, E22 ?
 2.900000E-01 Poissons ratio (nu12, smaller of the two) ?
 8.000000E+04 Shear Modulus, G12 ?
 3.250000E+05 Ultimate strength in tension, X1T ?
 3.250000E+05 Ultimate strength in compression, X1C ?
 3.250000E+05 Ultimate strength in tension, X2T ?
 3.250000E+05 Ultimate strength in compression, X2C ?
 2.000000E+05 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 ?
 *****Segment 1*****
 1.000000E+00 Pressure multiplier (at start) ?
 1.000000E+00 Pressure multiplier (at finish) ?
 *****Segment 2*****
 1.000000E+00 Pressure multiplier (at start) ?
 1.000000E+00 Pressure multiplier (at finish) ?
 *****Segment 3*****
 1.000000E+00 Pressure multiplier (at start) ?
 1.000000E+00 Pressure multiplier (at finish) ?
 *****Segment 4*****
 1.000000E+00 Pressure multiplier (at start) ?
 1.000000E+00 Pressure multiplier (at finish) ?
 *****Segment 5*****
 1.000000E+00 Pressure multiplier (at start) ?
 1.000000E+00 Pressure multiplier (at finish) ?
 *****Segment 6*****
 1.000000E+00 Pressure multiplier (at start) ?
 1.000000E+00 Pressure multiplier (at finish) ?
 *****Segment 7*****
 1.000000E+00 Pressure multiplier (at start) ?
 1.000000E+00 Pressure multiplier (at finish) ?
 *****Segment 8*****
 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 ?
 Ring load multipliers at junction 4
 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 5
 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 6
 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 7
 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 8
 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 9
 0.000000E+00 Axial load multiplier ?
 0.000000E+00 Circum. load multiplier ?
 0.000000E+00 Radial load multiplier ?
 0.000000E+00 Moment load multiplier ?
 2 Number of Load/pressure history points ?
 1.000000E+01 Point 1 load
 10.0 Increments ?
 2.500000E+01 Point 2 load
 70.0 Increments ?
 0.000000E+00 Rotational speed (rad/s) of the shell about the axis ?
 y Are there any constraints at junction 1 ?
 0 u :(1 free, 0 constrained) ?
 0.000000E+00 Prescribed value of u ?
 0 v :(1 free, 0 constrained) ?
 0.000000E+00 Prescribed value of v ?
 0 w :(1 free, 0 constrained) ?
 0.000000E+00 Prescribed value of w ?
 0 Rotation :(1 free, 0 constrained) ?
 0.000000E+00 Prescribed value of Rotation ?
 n Are there any constraints at junction 2 ?
 n Are there any constraints at junction 3 ?
 n Are there any constraints at junction 4 ?
 n Are there any constraints at junction 5 ?
 n Are there any constraints at junction 6 ?
 n Are there any constraints at junction 7 ?
 n Are there any constraints at junction 8 ?
 y Are there any constraints at junction 9 ?
 1 u :(1 free, 0 constrained) ?
 0 v :(1 free, 0 constrained) ?
 0.000000E+00 Prescribed value of v ?
 0 w :(1 free, 0 constrained) ?
 0.000000E+00 Prescribed value of w ?
 0 Rotation :(1 free, 0 constrained) ?
 0.000000E+00 Prescribed value of Rotation ?

