



INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES
Autarquia Associada à Universidade de São Paulo

**Análise Mecânica e Dinâmica Tridimensional de um Compósito Cilíndrico
de Fibra de Carbono/Epóxi em Função do Padrão de Bobinamento**

RONALDO DE HELD FALASHI

**Dissertação apresentada como parte dos
requisitos para obtenção do Grau de Mestre
em Ciências na Área de Tecnologia Nuclear -
Reatores**

**Orientador:
Prof. Dr. Delvonei Alves de Andrade**

**São Paulo
2023**

INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES
Autarquia Associada à Universidade de São Paulo

**Análise Mecânica e Dinâmica Tridimensional de um Compósito
Cilíndrico de Fibra de Carbono/Epóxi em Função do Padrão de
Bobinamento**

Versão Corrigida

Versão Original disponível no IPEN

RONALDO DE HELD FALASHI

Dissertação apresentada como parte dos
requisitos para obtenção do Grau de
Mestre em Ciências na Área de
Tecnologia Nuclear - Reatores

Orientador:

Prof. Dr. Delvonei Alves de Andrade

São Paulo
2023

Autorizo a reprodução e divulgação total ou parcial deste trabalho, para fins de estudo e pesquisa, desde que citada a fonte.

Como citar:

HELD, R.F. ***Análise Mecânica e Dinâmica Tridimensional de um Compósito Cilíndrico de Fibra de Carbono/Epóxi em Função do Padrão de Bobinamento 2023***. 96 f. Dissertação (Mestrado em Tecnologia Nuclear), Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, IPEN-CNEN, São Paulo. Disponível em:
<<http://repositorio.ipen.br/>> (data de consulta no formato: dd/mm/aaaa)

Ficha catalográfica elaborada pelo Sistema de geração automática da Biblioteca IPEN,
com os dados fornecidos pelo(a) autor(a).

Held, Ronaldo Falashi

Análise Mecânica e Dinâmica Tridimensional de um Compósito Cilíndrico de Fibra de Carbono/Epóxi em Função do Padrão de Bobinamento. / Ronaldo de Held Falashi; orientador Delvonei Alves de Andrade.-- São Paulo, 2023. 96 f.

Dissertação (Mestrado) - Programa de Pós-Graduação em Tecnologia Nuclear (Reatores) -- Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, São Paulo, 2023.

1. Compósito. 2. Bobinamento Filamentar. 3. Padrão do Mosaico. 4. Micromecânica. 5. Vaso de Pressão. I. Alves Andrade, Delvonei, orient. II. Título.

FOLHA DE APROVAÇÃO

Autor: Ronaldo de Held Falashi

Título: Análise Mecânica e Dinâmica Tridimensional de um Compósito Cilíndrico de Fibra de Carbono/Epóxi em Função do Padrão de Bobinamento

Dissertação apresentada como parte dos requisitos para obtenção do Grau de Mestre em Ciências na Área de Tecnologia Nuclear - Reatores

São Paulo, 14 de setembro de 2023:

Banca Examinadora

Prof. Dr. : _____

Instituição: _____ Julgamento: _____

Prof. Dr. : _____

Instituição: _____ Julgamento: _____

Prof. Dr. : _____

Instituição: _____ Julgamento: _____

*Dedico a minha família, cujo amor e apoio incondicionais são a base sólida sobre a qual construí
minha jornada acadêmica.*

AGRADECIMENTOS

Gostaria de expressar minha profunda gratidão ao meu orientador Prof. Dr. Delvonei Alves de Andrade pelo seu apoio e orientação ao longo deste trabalho.

Além disso, sou imensamente grato aos coorientadores Prof. Dr. Sérgio Frascino Muller de Almeida, Prof. Dr. Gerson Marinucci e ao companheiro de trabalho Osni de Carvalho pela disponibilidade constante e pelos conhecimentos que recebi ao longo deste trabalho.

Aos meus queridos avós, à minha amada mãe e irmãos, expresso minha profunda gratidão por todo o apoio, esforço e ensinamentos que me proporcionaram ao longo da vida.

Gostaria de expressar meu sincero agradecimento à minha esposa, Milena, e ao meu filho Raul, por todo o apoio incondicional e compreensão que me concederam ao longo desta jornada.

Por fim, agradeço a Marinha do Brasil que demonstra um compromisso contínuo com o desenvolvimento científico e a formação de profissionais qualificados. Sou grato por fazer parte dessa instituição que valoriza a pesquisa e incentiva seus membros a buscar o conhecimento e a excelência acadêmica.

*"O sucesso é a soma de pequenos esforços repetidos dia após dia."
(Robert Collier)*

RESUMO

DE HELD, Ronaldo ***Análise Mecânica e Dinâmica Tridimensional de um Compósito Cilíndrico de Fibra de Carbono/Epóxi em Função do Padrão de Bobinamento.*** 2023. 97 p. Dissertação em Tecnologia Nuclear - Reatores - Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares- IPEN-CNEN/SP, São Paulo.

As camadas helicoidais geradas no processo de fabricação de um compósito polimérico por bobinamento filamentar exercem um papel importante em componentes estruturais fabricadas por esse processo, pois ela é responsável em proporcionar resistência mecânica axial e a flexão à estrutura. No aspecto construtivo, o método de bobinamento cruzado, forma regiões que se assemelham a mosaicos em formato de um losango. A geração desses mosaicos, muitas vezes não são considerados nas análises de cálculo estrutural, e quando considerados, geralmente são modelados por meio de elementos de casca. Os modelos em casca permitem representar de forma satisfatória o tamanho e formato desses mosaicos, porém são incapazes de representar de maneira fidedigna as regiões de entrelaces devido as suas limitações geométricas. Neste presente trabalho foi desenvolvido um modelo numérico tridimensional micro mecânico por meio de ferramentas de elementos finitos que pudesse representar de modo mais fiel as regiões de entrelaces, além disso, foi desenvolvido um modelo em casca com as mesmas formas geométricas e configurações de camadas do modelo tridimensional a fim de verificar a diferença de tensão e deformação entre esses dois modelos, aplicando nessas estruturas um carregamento de pressão puramente radial. Foi realizado um ensaio experimental de análise dinâmica modal e uma modal numérica para verificar se existem mudanças na rigidez das estruturas quando se modifica seu padrão de bobinagem.

Foi verificado que as tensões nas camadas helicoidais dos modelos tridimensionais se comportaram diferente dos modelos em casca nas regiões de entrelace, identificando-se na primeira, tensões de compressão e valores de tensões a tração superiores as dos modelos em casca. Esses resultados indicam que essas zonas são regiões propensas a iniciar falhas, o que destaca a importância das abordagens tridimensionais para o dimensionamento de estruturas com esse tipo de arranjo. Os modelos tridimensionais oferecem resultados mais confiáveis ao considerar as regiões de entrelaces, pois essas regiões podem ser propensas a falhas.

Na análise modal numérica e experimental foi verificado que o comportamento dinâmico não foi alterado quando se modificaram os padrões de bobinagem.

Palavras-chaves: Compósito, Bobinamento Filamentar, Padrão do Mosaico, Micro-mecânica, Vaso de Pressão.

ABSTRACT

DE HELD, Ronaldo *Análise Mecânica e Dinâmica Tridimensional de um Compósito Cilíndrico de Fibra de Carbono/Epóxi em Função do Padrão de Bobinamento*. 2023. 97 p. Dissertação em Tecnologia Nuclear - Reatores - Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares- IPEN-CNEN/SP, São Paulo.

The helical layers generated in the manufacturing process of a composite polymer through filament winding play an important role in structural components manufactured using this process, as they are responsible for providing axial mechanical strength and flexural resistance to the structure. From a construction perspective, the cross-winding method forms regions resembling mosaics in a diamond shape. The generation of these mosaics is often not considered in structural calculation analyses, and when they are, they are typically modeled using shell elements. Although shell models adequately capture the size and shape of these mosaics, due to their geometric limitations, they are incapable of faithfully representing the interlace regions. In this study, a three-dimensional micro-mechanical numerical model was developed using finite element tools, to more accurately represent the interlace regions. Additionally, a shell model with the same geometric shapes and layer configurations as the three-dimensional model was developed to compare stress and deformation differences between the two models. Both models were subjected to a radial uniaxial pressure load. It was observed that the stresses in the helical layers of the three-dimensional models behaved differently from the shell models in the interlace regions. In the former, higher compression stresses and tensile stress values were identified than those in the shell models. Such results indicate that these zones are susceptible to initiating failures, highlighting the importance of three-dimensional approaches for designing structures with this type of arrangement. Three-dimensional models provide more reliable results when considering interlace regions, as these areas may be prone to failure.

Key words: Composite, Filament Winding, Mosaic Pattern, Micromechanics, Pressure Vessel.

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Tensões obtidas de forma analítica e numérica, Morozov, 2006. . .	22
Tabela 2 – Tensões obtidas de forma analítica e numérica, Mian et al, 2011. .	23
Tabela 3 – Influência das cargas e padrão de bobinagem, Zhangxin Guo, 2019.	24
Tabela 4 – Síntese dos trabalhos avaliados.	26
Tabela 5 – Atribuição das camadas nos modelos em casca.	50
Tabela 6 – Elementos utilizados nos modelos de casca.	50
Tabela 7 – Elementos utilizados nos modelos tridimensionais.	59
Tabela 8 – Análise da fração volumétrica de fibra.	62
Tabela 9 – Propriedades elásticas do compósito.	64
Tabela 10 – Propriedades mecânicas de ruptura do compósito.	64
Tabela 11 – Propriedades elásticas da matriz polimérica.	65
Tabela 12 – Propriedades elásticas do alumínio.	65
Tabela 13 – Tabela de Tensão/Deformação.	82
Tabela 14 – Coeficiente de amortecimento do material.	83
Tabela 15 – Erro experimental x numérico.	91

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 – Vaso de pressão de parede fina.	11
Figura 2 – Tensão circunferencial na parede do cilindro.	12
Figura 3 – Tensão axial na parede do cilindro.	13
Figura 4 – Barra articulada.	15
Figura 5 – Compósito unidirecional para abordagem da regra da mistura. . .	17
Figura 6 – Máquina de bobinagem filamentar, processo por banho de resina. . .	27
Figura 7 – Máquina de bobinagem filamentar, fibra seca <i>towpreg</i>	29
Figura 8 – I76 <i>braiding</i> machine	30
Figura 9 – Vaso de pressão esférico produzido por AFP.	31
Figura 10 – Disposição da camada circunferencial em um mandril de fabricação. .	32
Figura 11 – Esquema da disposição das camadas cruzadas.	32
Figura 12 – Zonas de entrelaces da camada helicoidal.	33
Figura 13 – Sequência de fechamento das camadas helicoidais cruzada. . . .	34
Figura 14 – Camadas helicoidais superpostas $\pm\theta$	34
Figura 15 – Camadas polar $\pm\theta$	35
Figura 16 – Mandril de fabricação para obtenção dos cp's	36
Figura 17 – Corpo de prova para ensaio de tração	37
Figura 18 – Obtenção das propriedades elástica e mecânicas do compósito. . .	37
Figura 19 – Disposição dos padrões de bobinagem no mandril de fabricação. .	38
Figura 20 – Sequência de empilhamento e orientações das camadas.	39
Figura 21 – Máquina de bobinagem filamentar CNC.	40
Figura 22 – Cp convencional.	41
Figura 23 – Cp's padrões B, C e D.	41
Figura 24 – Amostras no condensador de refluxo.	42
Figura 25 – <i>Erlenmeyer</i> sob ação do vácuo.	43
Figura 26 – Embutimento da amostra de cilindro.	44
Figura 27 – Processo de lixamento e polimento.	45

Figura 28 – Criação do cilindro em casca.	47
Figura 29 – Particionamento radial do cilindro.	47
Figura 30 – Criação dos planos de projeção.	48
Figura 31 – Criação do esboço do mosaico.	48
Figura 32 – Sequência de projeção do esboço sobre o cilindro.	49
Figura 33 – Cortes axiais para geração dos triângulos.	49
Figura 34 – Construção da casca de base de um seguimento do modelo D. . .	52
Figura 35 – Construção do esboço.	52
Figura 36 – Projeção do esboço.	53
Figura 37 – Corte e retirada das áreas entre os feixes de compósito.	53
Figura 38 – Extrusão dos feixes em compósito.	54
Figura 39 – Construção da segunda camada.	55
Figura 40 – União dos feixes nas zonas de entrelace.	55
Figura 41 – União de células, modelo D.	56
Figura 42 – Numérico x experimental, Modelo B.	57
Figura 43 – Numérico x experimental, Modelo C.	57
Figura 44 – Numérico x experimental, Modelo D.	57
Figura 45 – Detalhe da disposição das camadas do modelo D.	58
Figura 46 – Detalhe da malha nos feixes $\pm\theta$ em compósito.	59
Figura 47 – Regiões hospedeira e integrada.	60
Figura 48 – Carregamento nos modelos em casca.	61
Figura 49 – Carregamento nos modelos tridimensionais.	61
Figura 50 – Amostra do cp A, convencional.	63
Figura 51 – Amostra do cp, padrão B.	63
Figura 52 – Amostra do cp, padrão C.	63
Figura 53 – Amostra do cp, padrão D.	64
Figura 54 – Direções das tensões nas camadas circunferenciais e helicoidais. .	65
Figura 55 – Tensão longitudinal nas regiões de cruzamentos, camada $+\theta$	67
Figura 56 – Tensão na direção longitudinal σ_1 , camada 01.	68
Figura 57 – Tensão na direção longitudinal σ_1 , camadas 02/03.	69

LISTA DE ABREVIATURAS

AFP Automated Fiber Placement

CAD Computer Aided Design

CNC Controle numérico Computacional

CP Corpo de Prova

RVE Representative Volume Element

LISTA DE SÍMBOLOS

α	Coeficiente de amortecimento de massa do material
β	Coeficiente de amortecimento de rigidez do material
e_k	Espessura da camada
ν_{12}^f	Poisson no plano 12 da fibra
ν_{12}^m	Poisson no plano 12 da matriz
ν_{12}	Poisson no plano 12
ν_{13}	Poisson no plano 13
ν_{23}	Poisson no plano 23
ω_r	Frequência natural
ρ_{Al}	Densidade do alumínio
ρ_c	Densidade do compósito
ρ_f	Densidade da fibra
ρ_m	Densidade da matriz
θ	Ângulo de inclinação da camada helicoidal
ξ_i	Coeficiente de amortecimento crítico
D_i	Diâmetro interno
E_f	Módulo de elasticidade da fibra
E_m	Módulo de elasticidade da matriz
E_{11}	Módulo de elasticidade, direção longitudinal
E_{22}	Módulo de elasticidade, direção transversal
E_{33}	Módulo de elasticidade, fora do plano
G_{12}	Módulo de elasticidade ao cisalhamento no plano 12
G_{13}	Módulo de elasticidade ao cisalhamento no plano 13
G_{23}	Módulo de elasticidade ao cisalhamento no plano 23

G_f	Módulo de elasticidade ao cisalhamento da fibra
G_m	Módulo de elasticidade ao cisalhamento da matriz
I	Momento de inércia de área
L	Comprimento do cilindro
r_i	Raio interno
S	Tensão de ruptura ao cisalhamento
V_f	Fração volumétrica de fibra
V_m	Fração volumétrica da matriz
W_m	Massa da amostra inicial do compósito
w_m	Massa da fibra no compósito
X_c	Tensão de ruptura a compressão na direção da fibra
X_t	Tensão de ruptura a tração na direção da fibra
Y_c	Tensão de ruptura a compressão na direção transversal
Y_t	Tensão de ruptura a tração na direção transversal
ϵ_{xx}^f	Deformação da fibra na direção x
ϵ_{yy}^f	Deformação da fibra na direção y
ϵ_{xx}^m	Deformação da matriz na direção x
ϵ_{yy}^m	Deformação da matriz na direção y
ϵ_{xx}	Deformação na direção x
ϵ_{yy}	Deformação na direção y
σ_{xx}^f	Tensão na fibra, direção x
σ_{yy}^f	Tensão na fibra, direção y
σ_{xx}^m	Tensão na matriz, direção x
σ_{yy}^m	Tensão na matriz, direção y
σ_1	Tensão na direção longitudinal

- σ_2 Tensão na direção transversal
- σ_3 Tensão na direção fora do plano
- σ_{axial} Tensão axial
- $\sigma_{circ.}$ Tensão circunferencial
- τ_{12} Tensão de cisalhamento no plano 12
- τ_{13} Tensão de cisalhamento no plano 13
- τ_{23} Tensão de cisalhamento no plano 23

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	8
2	OBJETIVOS	10
2.1	Objetivo Geral	10
2.2	Objetivos Específicos	10
3	REVISÃO DA LITERATURA	11
3.1	Vasos de Pressão de Parede Fina	11
3.2	Análise Modal	14
3.3	Micromecânica	16
3.3.1	Regra da mistura	17
3.4	Matriz Tensão/Deformação	20
3.5	Padrão de Bobinagem e seus Efeitos	21
3.6	Processo de Fabricação de Vasos de Pressão em Compósito	26
3.6.1	Bobinamento filamental	26
3.6.2	Trançamento, <i>Braiding</i>	29
3.6.3	Deposição de fibra automatizada, (<i>AFP</i>)	30
3.7	Tipos de Bobinagem	31
3.7.1	Bobinagem circunferencial	31
3.7.2	Bobinagem helicoidal cruzada	32
3.7.3	Bobinagem helicoidal sem cruzamentos	34
3.7.4	Bobinagem Polar	35
4	MATERIAIS E MÉTODOS	36
4.1	Propriedades dos Materiais	36
4.1.1	Fabricação das placas para levantamento das propriedades.	36
4.1.2	Cortes e preparação dos corpos de prova	36

4.1.3	Ensaio de tração	37
4.2	Objetos de Estudo	38
4.3	Configuração das Camadas	38
4.4	Fabricação dos Corpos de Prova	39
4.4.1	Programação CNC	39
4.4.2	Parâmetros de processo	39
4.4.3	Processo de cura	40
4.4.4	Preparação dos corpos de prova	41
4.4.5	Fração volumétrica	41
4.4.6	Preparação das amostras para obtenção da espessura	44
5	SIMULAÇÃO, ANÁLISE NUMÉRICA	46
5.1	Abordagem Bidimensional (Casca)	46
5.1.1	Modelagem geométrica	46
5.1.2	Atribuição das camadas na estrutura, modelo casca	50
5.1.3	Malha, modelo em casca	50
5.2	Abordagem Tridimensional	51
5.2.1	Empilhamento das camadas, modelo tridimensional	58
5.2.2	Malha, modelo tridimensional	58
5.2.3	Elemento embutido, (<i>Embedded element</i>)	59
5.3	Carregamento e Condições de Contorno	60
6	RESULTADOS E DISCUSSÕES	62
6.1	Análise das Frações Volumétricas	62
6.2	Análise das Espessuras das camadas dos corpos de prova	62
6.3	Propriedades Mecânica e Elásticas dos Materiais	64
6.4	Análise Numérica de Tensão e Deformação	65
6.4.1	Análise nas camadas	66

6.4.2	Análise nas regiões de entrelace	67
6.5	Análise Modal	83
6.5.1	Análise numérica	83
6.5.2	Análise experimental, <i>bump test</i>	86
6.6	Resultados Numérico x Experimental	91
7	CONCLUSÕES	92
	REFERÊNCIAS	94

1 INTRODUÇÃO

Estruturas cilíndricas feitas de compósitos poliméricos são amplamente utilizadas em diversas indústrias (HE *et al.*, 2016) devido às suas características, tais como resistência mecânica, baixa densidade e excelente resistência química. Esses materiais possuem inúmeras aplicações nas indústrias química, de petróleo e gás, naval e aeroespacial. A grande vantagem do uso de compósitos está na versatilidade de escolha do reforço (fibra) e da matriz polimérica, permitindo que a combinação seja feita para atender requisitos específicos de projeto, como tensão, deformação, temperatura e resistência à corrosão. Além disso, os compósitos permitem orientar as fibras em diferentes direções em cada camada para atender a essas necessidades de projeto, proporcionando amplas possibilidades de otimização.

O método mais comumente utilizado para fabricar peças cilíndricas, como tubos, vasos de pressão e eixos, é o processo de bobinamento filamentar (AZEEM *et al.*, 2022), (PETERS, 2011), (QUANJIN *et al.*, 2018), (VASILIEV; MOROZOV, 2001), embora outros processos possam ser empregados, como é o caso *fiber placement* (ROUHI *et al.*, 2018), (AIR *et al.*, 2023) e o *brading* (GIDEON *et al.*, 2016), (JIN *et al.*, 2020), porém os últimos dois métodos são aplicados para casos específicos, e particularmente no *braiding* para atender grandes volumes de produção e em geometrias onde o processo de deposição do material pelo processo de bobinamento filamentar torna-se inviável, o *fiber placement* pode ser utilizado.

Os estudos sobre os efeitos dos padrões de bobinagem em estruturas cilíndricas teve como um dos precursores Rousseau *et al* (ROUSSEAU *et al.*, 1998) que investigaram experimentalmente a influência desses padrões no comportamento da estrutura realizando ensaios de pressão interna e tração axial. Já o primeiro trabalho com análise numérica considerando os efeitos dos mosaicos aplicando pressão interna na estrutura foi realizado por E.V Morozov (MOROZOV, 2006), que observou que as tensões e deformações sofriam alterações quando os padrões de bobinagem eram modificados.

As mudanças nas tensões, deformações e rigidez dessas estruturas estão relacionadas não apenas aos padrões dos mosaicos formados (UDDIN *et al.*, 2013), mas também ao tipo de carregamento que elas estão sujeitas. Em estudos anteriores, foram analisadas a influência dos padrões dos mosaicos em estruturas cilíndricas submetidas à compressão radial (GUO *et al.*, 2020), (LISBÔA *et al.*, 2022) e a pressão interna (ROUSSEAU *et al.*, 1998), (MOROZOV, 2006), (MIAN; RAHMAN,

2011). Além disso, a resistência mecânica à flambagem (GUO *et al.*, 2020) foi analisada em estudos que investigaram a modificação dos padrões dos mosaicos.

2 OBJETIVOS

2.1 Objetivo Geral

Avaliar a influência do padrão de bobinagem no comportamento mecânico e dinâmico de estruturas cilíndricas fabricadas em carbono/epóxi.

2.2 Objetivos Específicos

- Elaborar um modelo tridimensional de uma estrutura cilíndrica em compósito a fim de representar de forma mais fidedigna as regiões de cruzamentos da camada helicoidal, utilizando para isso ferramentas avançadas de *CAD*.
- Elaborar um modelo bidimensional por meio de elemento de casca utilizando as mesmas configurações e sequenciamento de camadas do modelo tridimensional.
- Realizar uma análise numérica comparativa de tensão e deformação nas estruturas em casca e tridimensional no regime elástico, aplicando uma pressão interna puramente radial, utilizando o *software* comercial de elementos finitos *Abaqus 2018*.
- Realizar uma análise modal experimental por meio de ensaio de *bump test* para verificar a influência desses padrões de bobinagem na rigidez dessas estruturas.
- Realizar uma análise numérica modal nos modelos em casca para validar a análise experimental por *bump test*.
- Confeccionar corpos de provas para executar a análise experimental por *bump test* e levantar dados de dimensões de fabricação dos padrões de bobinagem para que possa alimentar os modelos numéricos.

3 REVISÃO DA LITERATURA

3.1 Vasos de Pressão de Parede Fina

Vasos de pressão são considerados de parede fina quando a relação de espessura de parede e raio interno satisfazem a equação 3.1, (TIMOSHENKO, 1941). A Figura 1 ilustra as dimensões de diâmetro interno e espessura de parede.

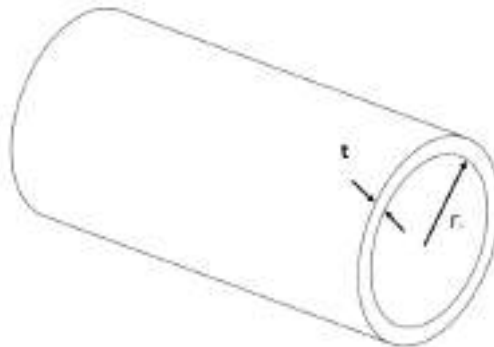


Figura 1 – Vaso de pressão de parede fina.

Fonte: Autor.

$$t \leq \frac{1}{10} r_i \quad (3.1)$$

Considerando t a espessura da parede do vaso de pressão e r_i seu raio interno, nessas condições, pode-se admitir que as tensões normais distribuem-se uniformemente ao longo da espessura do cilindro.

Tomando-se como referência um elemento de parede do vaso de pressão, as tensões nesse elemento podem ser separadas em duas direções, circunferencial e axial. As Figuras 2 e 3 ilustram a atuação dessas tensões em um segmento de cilindro.

- Tensão circunferencial

Tomando $\sigma_{circ.}$ como tensão circunferencial e realizando o balanço de forças na direção do eixo Z, e considerando N como a força circunferencial atuando nas áreas A longitudinais do vaso, tem-se:

A tensão circunferencial exercida no elemento de parede pode ser escrita como:

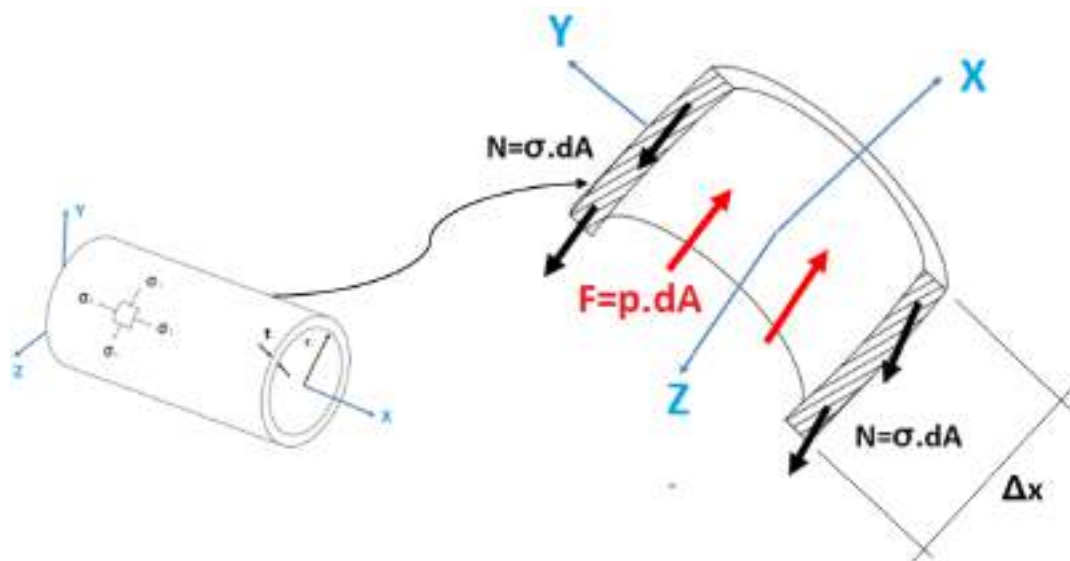


Figura 2 – Tensão circunferencial na parede do cilindro.

Fonte: Autor.

$$\sigma_{circ.} = \frac{N}{A} \quad (3.2)$$

Já a pressão interna exercida pelo fluido pode ser escrita como:

$$p = \frac{F}{A} \quad (3.3)$$

Realizando o balanço de forças na direção do eixo Z exercidas nas duas faces do elemento e pela pressão interna do fluido, obtemos a equação 3.7 de tensão circunferencial:

$$\sum F_z = 0 \quad (3.4)$$

$$2N - F = 0 \quad (3.5)$$

$$2\sigma_{circ.}(t\Delta_x) = p(2r_i\Delta_x) \quad (3.6)$$

$$\sigma_{circ.} = \frac{pr}{t} \quad (3.7)$$

- Tensão Axial

Tomando σ_{axial} como tensão axial e realizando o balanço de forças na direção do eixo X e considerando N como a força axial atuando na área A da seção transversal do vaso, tem-se:

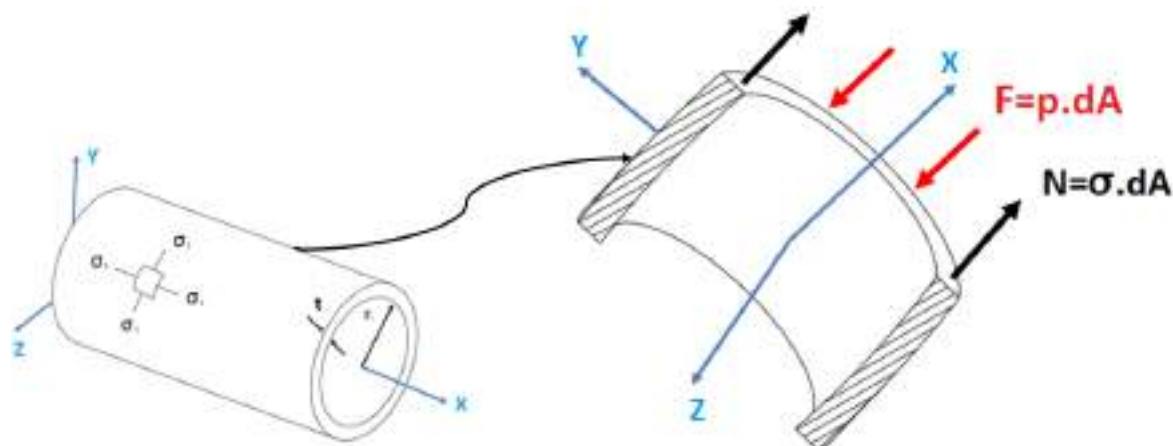


Figura 3 – Tensão axial na parede do cilindro.

Fonte: Autor.

Realizando o balanço de forças na direção do eixo X na área da seção transversal do elemento e pela pressão interna do fluido, é obtido a equação 3.11 da tensão axial:

$$\sum F_x = 0 \quad (3.8)$$

$$N - F = 0 \quad (3.9)$$

$$\sigma_{axial}(2\pi r_i t) = p(\pi r_i^2) \quad (3.10)$$

$$\sigma_{axial} = \frac{pr_i}{2t} \quad (3.11)$$

Caso o tubo seja aberto em alguma das extremidades, não há atuação da tensão axial, portanto, nessas condições, $\sigma_{axial}=0$.

Pode-se observar que as tensões circunferenciais são o dobro das tensões axiais. Se um vaso de pressão construído de material isotrópico for espesso o suficiente para manter as tensões do arco abaixo do limite de escoamento, ele será

duas vezes mais resistente na direção axial. Em aplicações que valorizam o peso, isso é algo a ser evitado.

Estruturas cilíndricas em compósito são compostas por dois tipos de orientação das fibras: direção circunferencial e direção helicoidal. A camada circunferencial tem a função de entregar resistência mecânica e rigidez nas direções radiais e circunferenciais das estruturas, gerando um ângulo de bobinamento de aproximadamente 90° com eixo axial de bobinagem, enquanto que as camadas helicoidais tem a função de entregar resistência mecânica axial e a flexão as estruturas. O ângulo de bobinagem é definido em uma escolha conjunta dos parâmetros de geometrias do mandril, processo de fabricação e solicitação dos esforços que essa estrutura estará sujeita.

3.2 Análise Modal

A análise é realizada para determinar suas frequências naturais e formas de modos associados. Toda estrutura tem modos naturais de vibração, e quando é imposto uma vibração, como por exemplo por meio de um *shaker*, essas estruturas assumem padrões de deformação quando a frequência de vibração se aproxima da frequência natural do sistema.

O padrão de deformação nas frequências naturais assumem uma variedade de formas, dependendo de qual frequência é usada para excitar o sistema em análise. Esses padrões de deformação são referidos como formas de modo do sistema.

- Frequências naturais em uma barra

Para obter os modos naturais de um sistema, devemos resolver um problema de autovalor. O problema de autovalor associado a uma barra em vibração de flexão, consiste na equação diferencial 3.12, (MEAD, 1987).

$$\frac{d^2}{dx^2} \left[EI(x) \frac{dY^2(x)}{dx^2} \right] = \omega^2 m(x) Y(x) \quad (3.12)$$

$$0 < x < L$$

onde $EI(x)$ é a rigidez à flexão e $m(x)$ a massa por unidade de comprimento em qualquer ponto x da barra.

A solução $Y(x)$ está sujeita a determinadas condições de contorno que refletem a maneira como as extremidades são suportadas. A equação 3.12 possui

coeficientes dependentes da variável espacial e não possui solução geral de forma fechada. Soluções podem ser obtidas para certos casos especiais, principalmente aqueles em que a barra é uniforme.

Considere uma barra uniforme articulada em ambas as extremidades mostrada na Figura 4, para a qual a equação diferencial 3.12 é reduzida para equação 3.13:

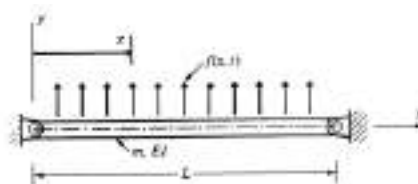


Figura 4 – Barra articulada.

Fonte: Autor.

$$\frac{d^4 Y(x)}{dx^4} = -\beta^4 Y(x) = 0, \quad \beta^4 = \frac{\omega^2 m}{EI} \quad (3.13)$$

onde EI e m são constantes, e as condições de contorno são obtidas

3.14.

$$y(0, t) = 0$$

$$EI(x) \frac{\delta^2 y(x, t)}{\partial x^2} = 0 \quad (3.14)$$

Tomando $x = 0$, tem-se:

$$Y(0) = 0$$

$$\left. \frac{d^2 Y(x)}{dx^2} \right|_{x=0} = 0 \quad (3.15)$$

Considerando que no final da barra $x = L$, tem-se:

$$Y(L) = 0$$

$$\left. \frac{d^2 Y(x)}{dx^2} \right|_{x=L} = 0 \quad (3.16)$$

Nota-se que a primeira condição de contorno em 3.15 e a segunda 3.16 são geométrica, dessa maneira é obtida a seguinte equação:

$$Y(x) = C_1 \sin(\beta x) + C_2 \cos(\beta x) + C_3 \sinh(\beta x) + C_4 \cosh(\beta x) \quad (3.17)$$

onde C ($i=1, 2, 3, 4$) são constantes de integração. Para calcular três dessas constantes em termos da quarta constante, bem como derivar a equação característica, deve-se usar as condições de contorno 3.15 e 3.16. De fato, a primeira das condições de contorno 3.16 fornece $C_2+C_4 = 0$, e $-C_2+C_4=0$, onde conclui-se que:

$$C_2 = C_4 = 0 \quad (3.18)$$

Por outro lado, as condições de contorno 3.16 levam às duas equações simultâneas:

$$C_1 \sin(\beta L) + C_3 \sinh(\beta L) = 0 \quad (3.19)$$

$$-C_1 \sin(\beta L) + C_3 \sinh(\beta L) = 0 \quad (3.20)$$

Dessa maneira, tem-se:

$$C_3 = 0 \quad (3.21)$$

Então a equação característica é dada por:

$$\sin(\beta L) = 0 \quad (3.22)$$

Existem outras duas soluções das equações 3.19 e 3.20, ou seja, $C_1 = 0$, $\sinh \beta L = 0$ e $C_1 = C_3 = 0$, que representam soluções triviais. A solução da equação característica é simplesmente dada por:

$$\beta_r L = r\pi \quad (3.23)$$

Produzindo as frequências naturais:

$$\omega_r = (r\pi)^2 \sqrt{\frac{EI}{mL^4}} \quad (3.24)$$

onde, $r = 1, 2, 3, \dots$

3.3 Micromecânica

A micromecânica é uma teoria que estuda a resposta macroscópica ou as propriedades mecânicas de um compósito unidirecional tomando como base as propriedades, direções e espessuras de seus materiais constituintes. Embora uma

teoria micromecânica tenha sido desenvolvida para compósitos unidirecionais, ela também pode ser aplicada para obter as propriedades mecânicas de outros compósitos fibrosos. As primeiras tentativas de abordagem micromecânica foram realizadas por *Taylor* (1938) e estendido por *Bishop* e *Hill* (1951) para a resposta de um polímero composto de monocristais. Nos últimos cinquenta anos, a micromecânica tem sido um assunto muito ativo na literatura sobre compósitos e vários modelos micromecânicos foram desenvolvidos neste período.

As seguintes hipóteses simplificadoras são geralmente empregadas no desenvolvimento de uma teoria micromecânica, dentre elas temos:

- As fibras são distribuídas uniformemente por toda a matriz.
- As superfícies das fibras e da matriz estão em contato direto, e são ligadas perfeitamente sob aspecto químico ou físico para que não haja deslizamento entre a interface.
- O volume dos vazios no RVE *Representative Volume Element* é considerado insignificamente pequeno e a composição das frações de volume permanecem inalteradas.

3.3.1 Regra da mistura

Um dos modelos micromecânicos mais simples para prever as constantes elásticas de compósitos é a abordagem da regra da mistura, que considera uma lâmina unidirecional que pode ser representada pela Figura 5, com o eixo da fibra na direção x . As espessuras são apenas ilustrativas e não estabelecem proporcionalidade.

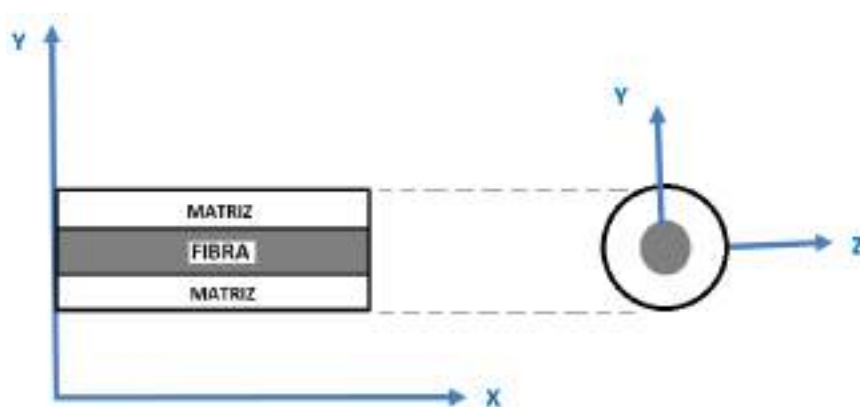


Figura 5 – Compósito unidirecional para abordagem da regra da mistura.

O elemento de volume representativo deste compósito é escolhido para ser uma barra de fibra retangular, envolvida pela matriz polimérica. Supõe-se que a fibra tenha uma seção transversal retangular com a mesma espessura da placa matriz. Isso simplificará os cálculos para obtenção dos módulos elásticos do compósito. Mais três hipóteses para a abordagem da regra da mistura são empregadas:

- Quando uma carga uniaxial é aplicada, apenas a tensão interna correspondente nos materiais constituintes serão gerados, e todas as outras tensões internas serão iguais a zero.
- O volume médio longitudinal, ou seja, o eixo da fibra, deforma a fibra, matriz e compósito na mesma intensidade, quando uma carga uniaxial é aplicada longitudinalmente.
- O volume médio das tensões transversais e de cisalhamento na fibra, matriz e compósito são respectivamente iguais entre si quando qualquer outro tipo de carga uniaxial, exceto, para a carga longitudinal, é aplicada.

Então é aplicada uma tensão longitudinal ao compósito, nessa condição de carga, e com as hipóteses simplificadoras mencionadas, resulta-se:

$$\varepsilon_{xx} = \varepsilon_{xx}^f = \varepsilon_{xx}^m, \quad \sigma_{yy} = \sigma_{yy}^f = \sigma_{yy}^m = 0 \quad e \quad \tau_{xy} = \tau_{xy}^f = \tau_{xy}^m = 0 \quad (3.25)$$

Partindo da equação matricial de tensão e deformação 3.26 e utilizando as equações 3.27 e 3.25.

$$\{\sigma_i\} = [C_{ij}]\{\varepsilon_j\} \quad (3.26)$$

$$\{\sigma_i\} = V_f\{\sigma_i^f\} + V_m\{\sigma_i^m\} \quad (3.27)$$

É obtido a equação 3.28 devido ao estado uniaxial de tensão:

$$\sigma_{xx} = E_{xx}\varepsilon_{xx} = V_f\sigma_{xx}^f + V_m\sigma_{xx}^m = V_fE_{xx}^f\varepsilon_{xx}^f + V_mE_{xx}^m\varepsilon_{xx}^m = (V_f\sigma_{xx}^f + V_m\sigma_{xx}^m).\varepsilon_{xx} \quad (3.28)$$

Portanto, o módulo de elasticidade longitudinal global do compósito é dado pela equação 3.29:

$$E_{xx} = V_f E_{xx}^f + V_m E_{xx}^m \quad (3.29)$$

Similarmente, tem-se:

$$\varepsilon_{yy} = -\nu_{xy} \varepsilon_{xx} = V_f \varepsilon_{yy}^f + V_m \varepsilon_{yy}^m = V_f (-\nu_{xy} \varepsilon_{xx}^f) + V_m (-\nu_{xy} \varepsilon_{xx}^m) = -(V_f \nu_{xy}^f + V_m \nu_{xy}^m) \varepsilon_{xx} \quad (3.30)$$

Por final, obtém-se a equação de poisson longitudinal global 3.31:

$$\nu_{xx} = V_f \nu_{xy}^f + V_m \nu_{xy}^m \quad (3.31)$$

Em seguida, é aplicado apenas uma tensão transversal. De acordo com as premissas básicas, os estados de tensão gerados na fibra, matriz e compósito são:

$$\sigma_{xx} = \sigma_{xx}^f = \sigma_{xx}^m = 0, \quad \sigma_{yy} = \sigma_{yy}^f = \sigma_{yy}^m \neq 0 \quad e \quad \tau_{xy} = \tau_{xy}^f = \tau_{xy}^m = 0 \quad (3.32)$$

A equação de deformação total na direção y é deduzida como:

$$\varepsilon_{yy} = \frac{\sigma_{yy}^m}{E_{xx}} E_{yy} = V_f \varepsilon_{yy}^f + V_m \varepsilon_{yy}^m = V_f \left(\frac{\sigma_{yy}^f}{E_{yy}^f} \right) + V_m \left(\frac{\sigma_{yy}^m}{E_{yy}^m} \right) = \left(\frac{V_f}{E_{yy}^f} + \frac{V_m}{E_{yy}^m} \right) \sigma_{yy} \quad (3.33)$$

Portanto, o módulo de elasticidade transversal resultante é obtido da equação 3.34:

$$\frac{1}{E_{yy}} = \frac{V_f}{E_{yy}^f} + \frac{V_m}{E_{yy}^m} \quad (3.34)$$

E por fim, é aplicado a tensão de cisalhamento puro τ_{xy} ao compósito. Os estados de tensão resultantes são:

$$\sigma_{xx} = \sigma_{xx}^f = \sigma_{xx}^m = 0 \quad (3.35)$$

$$\sigma_{yy} = \sigma_{yy}^f = \sigma_{yy}^m = 0 \quad (3.36)$$

$$\tau_{xy} = \tau_{xy}^f = \tau_{xy}^m \neq 0 \quad (3.37)$$

A deformação total por cisalhamento é dada pela equação 3.38

$$\varepsilon_{xy} = \frac{\tau_{xy}}{G_{xy}} = V_f \varepsilon_{xy}^f + V_m \varepsilon_{xy}^m = V_f \left(\frac{\tau_{xy}^f}{G^f} \right) + V_m \left(\frac{\tau_{xy}^m}{G^m} \right) = \left(\frac{V_f}{G^f} + \frac{V_m}{G^m} \right) \tau_{xy} \quad (3.38)$$

Então é obtido o módulo de cisalhamento longitudinal:

$$\frac{1}{G_{xy}} = \frac{V_f}{G^f} + \frac{V_m}{G^m} \quad (3.39)$$

Em resumo, a regra da mistura fornece as fórmulas para as constantes elásticas usando como referência os números 1, 2 e 3:

$$E_{11} = V_f E_{11}^f + V_m E^m \quad (3.40)$$

$$\nu_{12} = V_f \nu_{12}^f + V_m \nu^m \quad (3.41)$$

$$E_{22} = \frac{E^m}{1 - V_f \left(1 - \frac{E^m}{E_{22}^f}\right)} \quad (3.42)$$

$$G_{12} = \frac{G^m}{1 - V_f \left(1 - \frac{G^m}{G_{12}^f}\right)} \quad (3.43)$$

$$G_{23} = \frac{G^m}{1 - V_f \left(1 - \frac{G^m}{G_{23}^f}\right)} \quad (3.44)$$

3.4 Matriz Tensão/Deformação

As relações constitutivas de uma casca em compósito podem ser obtidas usando a teoria clássica de laminados. Sabendo que cada camada é ortotrópica, e aplicando as condições de simetria, a relação tensão-deformação dessa casca pode ser escrita da seguinte forma matricial:

$$\begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ C_{13} & C_{23} & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{12} \end{bmatrix} \quad (3.45)$$

Onde os termos C_{ij} da matriz de rigidez são descritas como:

$$\begin{aligned} C_{11} &= \frac{1 - \nu_{23}\nu_{32}}{E_2 E_3 \Delta}, \quad C_{12} = \frac{\nu_{12} + \nu_{13}\nu_{32}}{E_2 E_3 \Delta}, \quad C_{13} = \frac{\nu_{13} + \nu_{12}\nu_{23}}{E_2 E_3 \Delta}, \quad C_{22} = \frac{1 - \nu_{13}\nu_{31}}{E_2 E_3 \Delta}, \\ C_{23} &= \frac{\nu_{23} + \nu_{21}\nu_{13}}{E_1 E_3 \Delta}, \quad C_{33} = \frac{1 - \nu_{12}\nu_{21}}{E_1 E_2 \Delta}, \quad C_{44} = G_{23}, \quad C_{55} = C_{66} = G_{12} \\ \Delta &= \frac{1 - \nu_{12}\nu_{21} - \nu_{23}\nu_{32} - \nu_{13}\nu_{31} - 2\nu_{12}\nu_{23}\nu_{31}}{E_1 E_2 E_3} \end{aligned} \quad (3.46)$$

3.5 Padrão de Bobinagem e seus Efeitos

Um estudo realizado por *Rousseau et al* (ROUSSEAU *et al.*, 1998) investigou experimentalmente o impacto do padrão de bobinamento na resposta mecânica de cilindros de vidro/epóxi com uma sequência de empilhamento $[\pm 55]_6$, sujeitos a diferentes tipos de carregamentos. Os cilindros foram fabricados com dimensões $R_i=30\text{mm}$ e $L=280\text{mm}$, apresentando três padrões de enrolamento: 2/1, 4/1 e 16/1. Os testes de tração axial e pressão interna não revelaram diferenças significativas na evolução do dano entre os diferentes padrões. No entanto, os testes de pressão interna resultaram em uma tensão de tração longitudinal igual à metade da tensão circunferencial, e evidenciaram uma forte relação entre o nível de dano e o grau de entrelaçamento. Onde foi atingindo 40% para os cilindros 16/1 e menos de 30% para os cilindros 2/1.

Foi observada também uma concentração de trincas próxima às regiões onde ocorreu o entrelaçamento das fibras, conforme demonstrado por micrografias. As falhas se originaram nas regiões de entrelaçamento circunferenciais, enquanto longe dessas áreas a estrutura se manteve íntegra. O crescimento dos danos pareceu ser impulsionado pela presença das regiões de entrelaçamento de fibras. Os resultados levaram os autores a inferir que essas regiões representam defeitos propensos ao surgimento de trincas.

Morozov realizou uma investigação (MOROZOV, 2006) sobre o efeito do padrão de bobinamento em cilindros submetidos a pressão interna usando um modelo de elementos finitos. Os cilindros, com dimensões $L=140\text{mm}$, $d=60\text{mm}$ e $h=0,7\text{mm}$, tiveram suas superfícies divididas em regiões triangulares com orientações alternadas de $[\pm 60]$ e $[\pm 60]$.

Foram estudados padrões de bobinamento com 2, 4 e 8 unidades triangulares em torno da circunferência. Um cilindro de referência foi avaliado utilizando abordagens analítica, por meio da teoria de membranas e outra numérica utilizando um modelo convencional que não considera a arquitetura do padrão de enrolamento.

O autor observou que as deformações resultantes refletiram a arquitetura do padrão de enrolamento. A Tabela 1 apresenta os valores de σ_1 , σ_2 e τ_{21} obtidos.

Verificou-se uma proximidade entre os resultados das abordagens analítica e numérica no modelo convencional, porém, os modelos com padrão de enrolamento exibiram distribuições de tensões substancialmente diferentes e não uniformes ao longo do comprimento e da circunferência dos cilindros. As tensões máximas diminuíram com a redução do tamanho e aumento do número das áreas triangulares, tendendo a se aproximar dos valores analíticos. O autor concluiu que o comportamento das estruturas cilíndricas sob solicitação de pressão interna é sensível ao padrão de enrolamento, que resulta em variações nas distribuições de tensão e deformação ao longo do cilindro. A Tabela 1 mostra os valores de tensões para cada padrão analisado.

Tabela 1 – Tensões obtidas de forma analítica e numérica, Morozov, 2006.

Padrão de bobinamento	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	τ_{21} [MPa]
Modelo convencional – solução analítica	25,57	3,43	1,6
Modelo convencional – solução numérica	24,9	3,79	1,98
Padrão 2 unidades triangulares	10,0 – 40,99	13,9 – 17,7	1,66 – 4,82
Padrão 4 unidades triangulares	11,6 – 33,2	12,7 – 20,3	2,47 – 5,33
Padrão 8 unidades triangulares	14,84 – 27,30	13,6 – 18,2	3,17 – 4,94

Fonte: Morozov, 2006.

Mian et al em 2011 conduziram um estudo numérico (MIAN; RAHMAN, 2011) sobre o efeito do padrão de bobinamento em cilindros e vasos de pressão.

Foram criados modelos de cilindros com dimensões $d=60\text{ mm}$, $L=140\text{ mm}$ e $h=1,4\text{ mm}$, e vasos de pressão com o corpo cilíndrico tendo as mesmas dimensões, mas acrescidos de domos esféricos com uma abertura de 20 mm em cada extremidade. Em ambos os casos, a superfície foi dividida em regiões triangulares com orientações alternadas de $[\pm 60]$ e $[\pm 60]$. Os cilindros foram modelados com

padrões de enrolamento de 2, 4 e 8 unidades triangulares ao longo da circunferência e enquanto os vasos de pressão foram modelados com padrões de enrolamento de 12, 20 e 28 unidades triangulares ao longo da circunferência. Um cilindro e um vaso de pressão de referência foram avaliados utilizando abordagens analíticas por meio da teoria de membranas e a outra numérica usando um modelo convencional que não considera o padrão de enrolamento. A Tabela 2 apresenta os valores de σ_1 , σ_2 e τ_{21} obtidos de forma analítica e numérica, além das comparações com o modelo de referência.

Tabela 2 – Tensões obtidas de forma analítica e numérica, Mian et al, 2011.

Geometria	Padrão de bobinamento	σ_1 [MPa]	σ_2 [MPa]	τ_{21} [MPa]
Cilindro	Modelo convencional – solução analítica	23,5	14,5	2,2
	Modelo convencional – solução numérica	25,4	13,3	2,8
	Padrão 2 unidades triangulares	14,2 – 43,3	12 – 25	0,5 – 11
	Padrão 4 unidades triangulares	12,5 – 36,4	10 – 20	2 – 9,5
	Padrão 8 unidades triangulares	10,6 – 28,2	9 – 15,4	2,6 – 4,8
Vaso de Pressão	Modelo convencional – solução numérica	21,5	11,8	3,4
	Padrão 12 unidades triangulares	11,35 – 35,8	14 – 28	1,8 – 15
	Padrão 20 unidades triangulares	10,3 – 29,5	11 – 25	2,8 – 13,8
	Padrão 28 unidades triangulares	14,84 – 27,30	13,6 – 18,2	3,17 – 4,94

Fonte: Mian et al, 2011.

Assim como observado por *Morozov* em 2006, os autores constataram que as deformações resultantes refletem a arquitetura do padrão de enrolamento e houve uma aproximação entre os resultados analíticos e numéricos no modelo convencional. No entanto, os modelos com padrão de enrolamento apresentaram distribuições de tensões substancialmente diferentes e não uniformes ao longo do comprimento e da circunferência dos cilindros e vasos de pressão.

Hernández-Moreno et al em 2008 conduziram um estudo experimental (HERNANDEZ-MORENO *et al.*, 2008) para avaliar o efeito do padrão de bobinagem em cilindros de vidro/epóxi submetidos a pressão externa. Foram utilizados corpos de prova com dimensões de $d=125$ mm e $L= 350$ mm e a adição de 50 mm de reforço em cada uma das extremidades de 250 mm de comprimento útil. O ângulo de bobinamento utilizado foi $[\pm 55]$, diferentes espessuras como 4,4mm e 12,6mm e padrões de bobinamento de 1/1 e 5/1. Os resultados indicaram que o comportamento sob pressão externa não parecia ser sensível aos padrões de enrolamento avaliados.

Uddin et al em 2014 realizaram um estudo numérico (UDDIN *et al.*, 2013) usando um modelo numérico convencional para investigar o efeito do padrão de enrolamento de 4, 6 e 8 unidades triangulares em torno da circunferência de discos volantes. Esses dispositivos em forma de disco giratório foram projetados para

armazenar energia cinética e liberá-la quando necessário. Foram considerados discos volantes com 4, 8 e 14 camadas. Os resultados mostraram que o campo de tensões desenvolvido é sensível ao padrão de enrolamento, e que as magnitudes de σ_1 e σ_2 diminuem com o aumento do número de regiões triangulares. Além disso, foi observado que o efeito do padrão de bobinagem diminui com o aumento do número de camadas. O autor concluiu que os níveis de tensão em discos volantes podem ser subestimados se a análise estrutural for realizada sem levar em consideração o padrão de enrolamento.

No estudo proposto por (GUO *et al.*, 2020) foi verificado que o comportamento mecânico de cilindros de parede fina fabricados em compósitos pelo processo de bobinagem filamentar mostrou-se sensível aos padrões de bobinamento. Em sua análise ele demonstrou que as distribuições de tensão são afetadas pelo tamanho das unidades dos padrões em forma de diamante, e pelo número delas N_d (número de diamantes em torno da circunferência), tanto nas direções longitudinal quanto circunferencial. Ele notou que as distribuições de tensão não são uniformes ao longo do comprimento e da circunferência. A carga de flambagem avaliada utilizando os modelos de *Flugge*, *Cheng* e *Ho* forneceu as previsões de carga crítica mais próximas do valor obtido pela análise de elementos finitos. Os resultados da carga crítica mostraram que o comportamento da flambagem não parece ser sensível a esses quatro padrões de bobinamento. O erro médio entre os resultados obtidos utilizando a teoria clássica de laminação e aqueles considerando os padrões de enrolamento é de cerca de 5%. A Tabela 3 mostram os valores obtidos em seu estudo.

Tabela 3 – Influência das cargas e padrão de bobinagem, Zhangxin Guo, 2019.

	Tipo de carregamento	Teoria clássica de laminados	$N_d=4$	$N_d=6$	$N_d=8$	$N_d=10$
Efeito das cargas para diferentes tipos de padrão de bobinagem	Axial [N]	23,579	24,114	24,600	24,926	25,128
	Radial [Pa]	78,551	77,323	76,647	76,618	76,431

Fonte: Zhangxin Guo, 2019.

Lisbôa em seu estudo (LISBÔA *et al.*, 2022) desenvolveu uma estratégia para obter os parâmetros de evolução de danos em cilindros fabricados pelo processo de bobinagem, a fim de verificar a influência do padrão de bobinagem com relação a esses parâmetros. O estudo verificou os padrões (1/1, 2/1 e 3/1) com ângulo de bobinagem de $[\pm 60]$ em cilindros de $D_i=50,8\text{mm}$. Todas essas estruturas foram submetidas a um carregamento de compressão radial, por meio uma análise numérica e experimental. Para a análise numérica foi criado um modelo de dano

para prever a falha progressiva. Já a análise experimental foi realizada por meio de uma máquina universal de tração (*Instron*). A rotina de cálculo feita em modelos de elementos finitos foi desenvolvida para encontrar os parâmetros de dano que melhor simulassem as curvas experimentais de força-deslocamento. As curvas de força versus deslocamento previstas para todos os padrões de bobinamento analisados ficaram dentro do desvio padrão experimental, exceto nos casos em que o padrão de bobinamento não é levado em consideração. A estrutura computacional proposta foi validada tanto quantitativa como qualitativamente por meio da análise pós dano nos cilindros. O autor verificou que o padrão de bobinamento afetou os mecanismos de falha e danos dos cilindros e, conseqüentemente, modelos convencionais de elementos finitos que ignoram o padrão não podem capturar esses mecanismos. O padrão de bobinagem desempenha um papel fundamental na resposta compressiva radial de cilindros fabricados por bobinagem filamentar, portanto, essa característica de fabricação deve ser levada em conta para gerar campos de tensões realistas. As regiões de cruzamento helicoidal podem tanto adiar a iniciação e propagação de trincas como representar áreas de concentração de tensão, uma vez que picos de tensão são encontrados nessas regiões. Foi observado diferenças na carga máxima, tensão, resistência e propagação de danos para os diferentes padrões de bobinamento e valores de limites de dano. Diferenças qualitativas na propagação de trincas também foram observadas na análise pós dano nos cilindros fraturados.

A Tabela 4 compila os estudos apresentados nesta seção. Observa-se que os autores que investigaram o efeito do padrão de enrolamento por meio de análises de elementos finitos concordaram que essa característica exerce uma influência significativa na resposta mecânica da estrutura. No entanto, os estudos experimentais indicaram que, em alguns tipos de carregamento, o padrão de enrolamento não teve influência ou teve uma influência pouco significativa na resposta mecânica.

Tabela 4 – Síntese dos trabalhos avaliados.

Autor(es)	Formato	Abordagem	Tipo de elemento	Carregamento	Padrão de enrolamento influenciou no resultado?
Rousseau et al. (1998)	Cilindro	Experimental	****	Tração axial	Não
			****	Pressão interna	Não
			****	Pressão interna closed-ended	Sim
Morozov (2006)	Cilindro	Numérica	Casca, bidimensional	Pressão interna	Sim
Hernández-Moreno et al. (2008)	Cilindro	Experimental	****	Pressão externa	Não
Mian et al. (2011)	Cilindro	Numérica	Casca, bidimensional	Pressão interna	Sim
	Vaso de Pressão		Casca, bidimensional	Pressão interna	Sim
Uddin et al. (2014)	Volante de inércia	Numérica	Casca, bidimensional	Tensões radiais	Sim
Zhangxin Guo (2019)	Cilindro	Numérica	Casca, bidimensional	Força axial	Não
				Pressão radial	Não
Lisbôa (2022)	Cilindro	Numérica e Experimental	Casca, bidimensional	Compressão radial	Sim

Fonte: Autor.

3.6 Processo de Fabricação de Vasos de Pressão em Compósito

Atualmente existem alguns tipos de processo de fabricação de vasos de pressão e tubos em compósito, a escolha adequada dependerá de alguns parâmetros exigidos no projeto, como: geometria, volume de fabricação e custos. Uma análise criteriosa indicará o processo mais adequado para a fabricação de determinado componente.

O processo mais utilizado para fabricação de vaso de pressão e tubos é o de bobinamento filamental, embora outros tipos de processos devem ser avaliados dependendo do tipo de aplicação e da demanda produtiva. A seguir serão mencionados alguns tipos de processos de fabricação de vasos de pressão e estruturas cilíndricas utilizando materiais compósitos.

3.6.1 Bobinamento filamental

O processo de fabricação por bobinagem filamental é o mais utilizado para confeccionar peças cilíndricas e axissimétricas devido a sua grande capacidade em depositar filamentos de fibra com variação angular durante o processo. A deposição dos filamentos junto a peça é realizada de forma contínua, evitando regiões de defeitos por descontinuidade, proporcionando uma excelente produtividade e qualidade das peças fabricadas.

A fabricação por bobinagem filamental pode ser executada por meio

de dois processos, o processo por banho de resina (*wet winding*) ou a seco (*dry winding*), utilizando fibra seca pré-impregnada de resina, denominado de *towpreg*. Os processos podem ser executados por meio de uma bobinadeira convencional ou robótica, ambas controladas por controle numérico computacional. Os processos de bobinagem por *wet winding* e *dry winding* apresentam características distintas nos parâmetros de ajuste de fabricação bem como na qualidade final da peça. A seguir será comentado as principais diferenças entre esses dois processos.

- Processo com banho de resina (*wet winding*)

No processo por banho de resina (*wet winding*), o reforço de fibra sai dos carretéis e em seguida é submergido em uma banheira que contém a matriz polimérica em estado líquido já com a mistura adequada de catalisador. Essa resina é aquecida em aproximadamente 60°C para que diminua sua viscosidade e melhore a sua molhabilidade junto aos fios. Em seguida, esses filamentos impregnados seguem em direção as lançadeiras localizadas no cabeçote do equipamento para que sejam bobinados junto ao mandril de forma contínua. Por trabalhar com filamentos molhados, esse processo exige velocidades menores de bobinamento, pois a resina líquida atua como uma espécie de lubrificante, o que facilita o escorregamento entre fios durante o processo de bobinagem dependendo do ângulo de bobinamento e geometria do mandril. A Figura 6 ilustra uma máquina de bobinagem filamental operado pelo processo de banho de resina (*wet winding*).

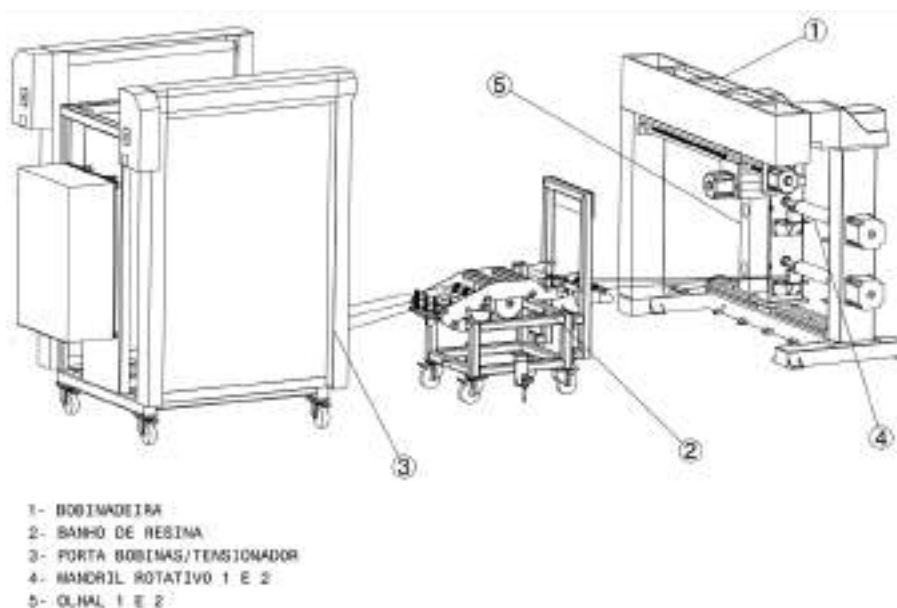


Figura 6 – Máquina de bobinagem filamental, processo por banho de resina.

Outro inconveniente está relacionado com a dificuldade do controle da quantidade de resina durante o processo, pois como está na fase líquida, a resina acaba escorrendo por gravidade o que pode acarretar em uma fração volumétrica inadequada, e conseqüentemente gerar peças com resistência mecânica inadequadas. Após o término do processo de bobinagem, o mandril deve ser colocado imediatamente na estufa de cura com sistema rotativo. Esse procedimento se faz necessário para evitar que a resina escorra pontualmente por gravidade, evitando alguns inconvenientes como: fração volumétrica não uniforme, desbalanceamento e empenamento da peça.

- Processo com fibra seca (*dry winding*)

No processo por fibra seca (*dry winding*), o reforço de fibra já vem com a matriz polimérica pré-impregnada fornecida pelo fabricante. Esses filamentos pré-impregnados são fornecidos em carretéis (*roovings*), que são denominados de *towpregs*.

Os filamentos saem dos carretéis e deslocam-se direto para as lançadeiras, para em seguida serem bobinados no mandril. Neste processo é permitido trabalhar com maiores velocidades de bobinamento, pois a resina que vem pré-impregnada nos fios atua como uma espécie de um adesivo autocolante que faz com ele tenha uma excelente aderência no mandril bem como nas camadas subsequentes.

A fração volumétrica não precisa ser controlada durante o processo, e em geral, seu valor é estabelecido pelos fabricantes de *towpregs*, onde geralmente apresentam uma variação muito pequena em sua fração, em torno de $\pm 2\%$.

Por não apresentar resina na fase líquida, após o bobinamento não é necessário a inserção do mandril de imediato na estufa de cura, possibilitando que esta fase seja executada no final de toda produção.

O inconveniente desse processo está na dificuldade de armazenamento do material pré-impregnado, onde há a necessidade da estocagem em local com controle de umidade e temperatura para retardar o início do processo de cura. Geralmente esse material tem um tempo de vida útil em torno de 6 meses a 1 ano quando armazenado em temperatura próxima de -10°C .

Em linhas gerais, o processo por bobinagem seca é um processo que entrega melhor qualidade e repetibilidade das peças, gera menos sujeira durante o processo por não escorrer resina, entretanto, o custo ainda é um pouco mais elevado quando comparado ao processo de banho de resina. A Figura 7 ilustra uma máquina

de bobinagem filamental que elimina a etapa de impregnação da fibra, utilizando bobinas de *towpreg*, ou seja, fibras pré-impregnadas.

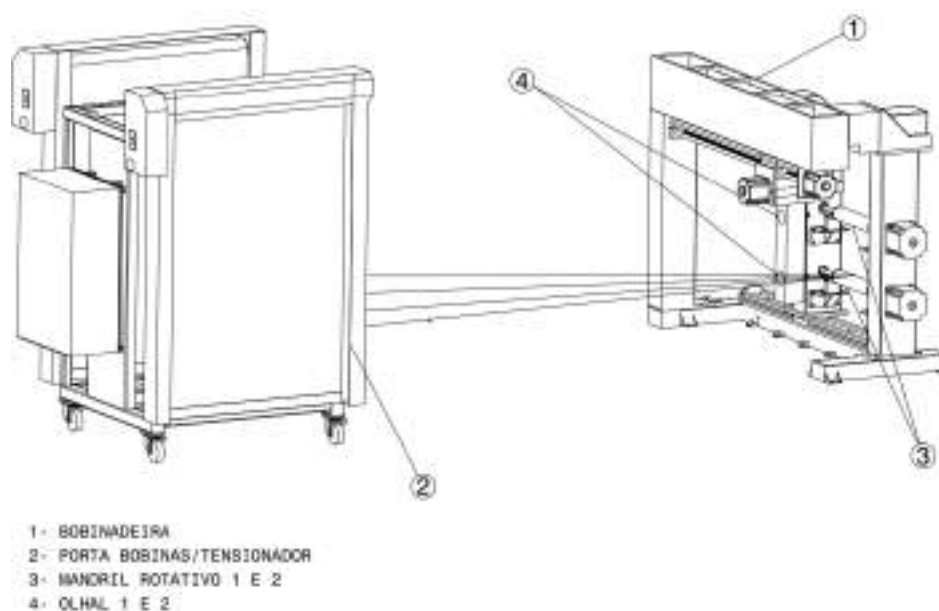


Figura 7 – Máquina de bobinagem filamental, fibra seca *towpreg*.

Fonte: Autor.

3.6.2 Trançamento, *Braiding*

Este processo vem sendo utilizado na produção de componentes aeroespaciais e mais recentemente na produção de hastes, estacas e tubos de menor peso, aplicados no setor da construção civil como componentes com exigências estruturais. O processo de fabricação consiste em uma máquina de entrelaçar três ou mais fios, esses entrelaços ocorrem de forma contínua formando uma espécie de tecido plano ou tubular que é depositado junto ao mandril ao mesmo tempo que é entrelaçado. Geralmente esses entrelaços são executados por várias bobinas de fibra pré empreginada "*towpreg*" por meio de um braço robótico controlado por Controle Numérico Computacional (CNC).

Quando se compara o processo de *braiding* com o processo de bobinamento filamental, podemos observar as seguintes vantagens: maior tolerância a danos, melhor resistência ao impacto e a possibilidade de menor tempos de ciclo de fabricação devido ao seu grande volume de produção. Além disso, a possibilidade de diferentes distribuições de ângulos de fibra em sua arquitetura pode resultar em vantagens para os projetos de vasos de pressão em compósito. A Figura 8 ilustra um equipamento de fabricação de vaso de pressão feita pelo processo de *braiding*.



Figura 8 – I76 braiding machine

Fonte://www.braiderchina.com/product/carbon-and-glass-fiber-braiding-machine/

3.6.3 Deposição de fibra automatizada, (AFP)

O processo *Automated Fiber Placement (AFP)* permite não só produzir peças cilíndricas, mas também painéis de grandes dimensões e peças com geometrias complexas.

O processo consiste em um equipamento de braço robótico onde rolos de fita de carbono pré-impregnada são colocadas em seu cabeçote localizado em sua extremidade na unidade de alimentação. A fita então é aquecida localmente por uma fonte de calor na região de contato entre o rolo e o molde da peça, em seguida, a fita é cortada em tiras em tamanhos predeterminado de acordo com as especificações realizadas pelo projetista. O processo *AFP* é controlado por um programa de computador para depositar as tiras de fibra de carbono pré-impregnada na configuração que foi determinada no projeto.

A grande vantagem desse processo está na possibilidade em depositar material em regiões onde há grande variação de diâmetros e curvaturas acentuadas, sem que haja escorregamento, situações essas encontradas nas regiões cônicas e de domos.

Por não ser um processo contínuo como a bobinagem filamentar, nas regiões de corte das fitas acabam gerando regiões de descontinuidade, tais irregularidades devem ser levadas em consideração pelo projetista no momento da execução dos cálculos. A Figura 9 ilustra um vaso de pressão esférico produzido pela empresa Boeing utilizando o processo de *AFP*.



Figura 9 – Vaso de pressão esférico produzido por AFP.

Fonte: Boeing.

No presente trabalho os corpos de prova serão fabricados utilizando-se o processo de bobinagem filamentar por banho de resina, e para uma maior compreensão serão descritas as três principais rotas de deposição do reforço no mandril, demonstrando os tipos de bobinagem que esse processo é capaz de executar.

3.7 Tipos de Bobinagem

3.7.1 Bobinagem circunferencial

A bobinagem circunferencial por apresentar um ângulo único, de aproximadamente 90° com o eixo de bobinagem do mandril, não geram zonas de entrelace, o que faz com essas camadas se configurem de forma unidirecional.

A execução dessa bobinagem exige menos parâmetros no processo quando comparado ao processo de bobinagem helicoidal. Uma atenção é exigida em regiões de transição geométrica, como por exemplo, em variações de diâmetros. Essas transições podem ocorrer em zonas de domos e de regiões de conicidade acentuada, podendo gerar um mal posicionamento da fibra devido ao seu escorregamento, impossibilitando em alguns casos, a bobinagem nessas regiões. A Figura 10 ilustra o exemplo de um mandril de fabricação e zonas críticas de bobinagem para a camada circunferencial.



Figura 10 – Disposição da camada circunferencial em um mandril de fabricação.

Fonte: Autor.

3.7.2 Bobinagem helicoidal cruzada

A bobinagem helicoidal cruzada geram mosaicos que são regidos por duas camadas que formam ângulos iguais com direções opostas. Essas camadas se cruzam no momento do processo de fabricação formando uma estrutura única e dependente, semelhante a tecelagem de um tecido bidirecional. O bobinamento helicoidal depende de alguns parâmetros, como: comprimento e diâmetro do mandril, ângulo e velocidade de bobinamento, largura da banda de fibra a ser depositado, tensionamento da lançadeira e alguns ajustes de processo que garantem a qualidade final da peça. No final do fechamento dessas bandas no processo de bobinagem é obtida uma estrutura conforme ilustra a Figura 11.

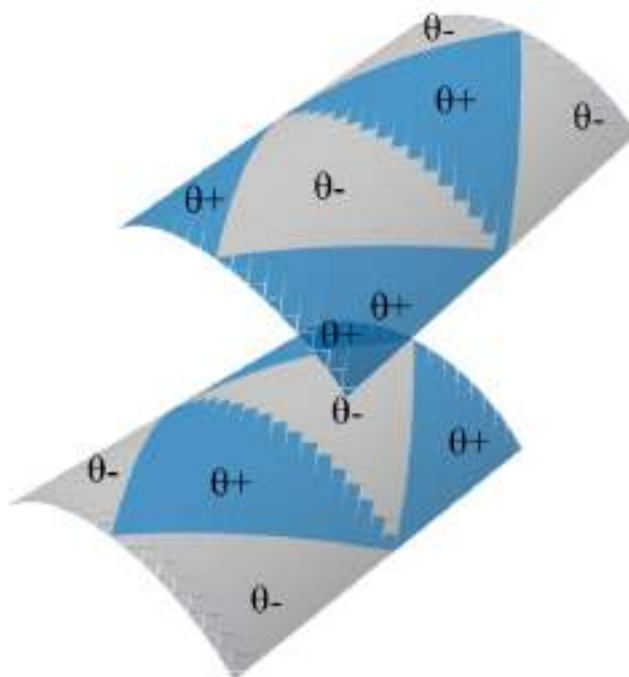


Figura 11 – Esquema da disposição das camadas cruzadas.

Fonte: Autor.

As camadas helicoidais cruzadas foram ilustradas separadamente em duas partes para melhor visualização de seu arranjo, porém elas são unidas entre si nas regiões de cruzamentos, formando uma única estrutura com espessura e_k .

Esse arranjo se divide em duas camadas de espessuras iguais $1/2e_k$ e ângulos opostos $\pm\theta$, formando losangos que se repetem ao longo da estrutura, onde sempre embaixo de uma camada θ_+ tem-se uma camada θ_- , e embaixo de uma θ_- tem-se uma camada θ_+ . Essas regiões de cruzamentos são chamadas de cruzamento circunferencial e cruzamento helicoidal conforme ilustra a Figura 12.

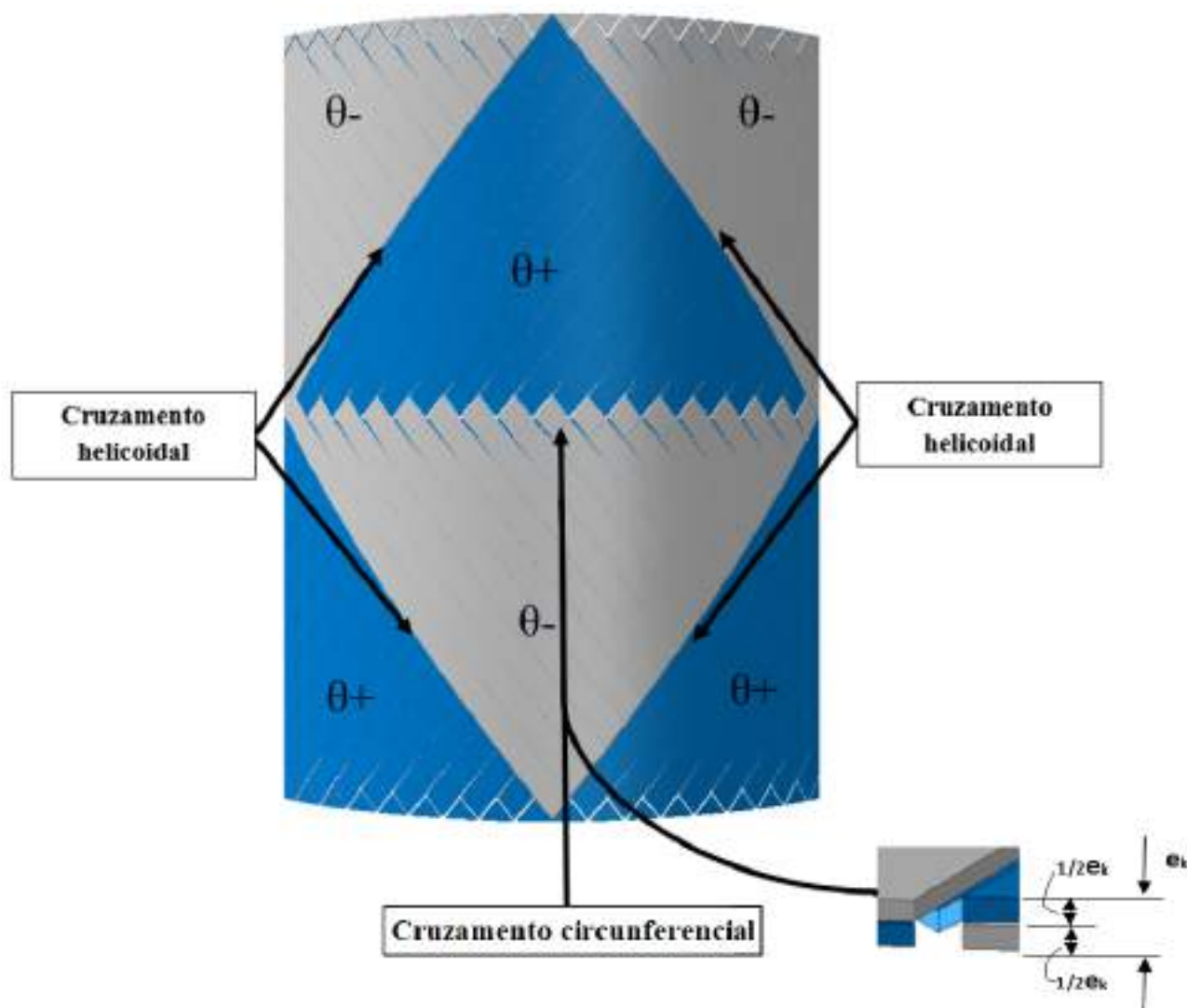


Figura 12 – Zonas de entrelaços da camada helicoidal.

Fonte: Autor.

As dimensões desses losangos dependerão do diâmetro do mandril bem como da escolha do ângulo de bobinamento. A Figura 13 ilustra o ciclo de construção e fechamento das camadas helicoidais cruzadas, que foi realizada no *software COMPOSICAD*.

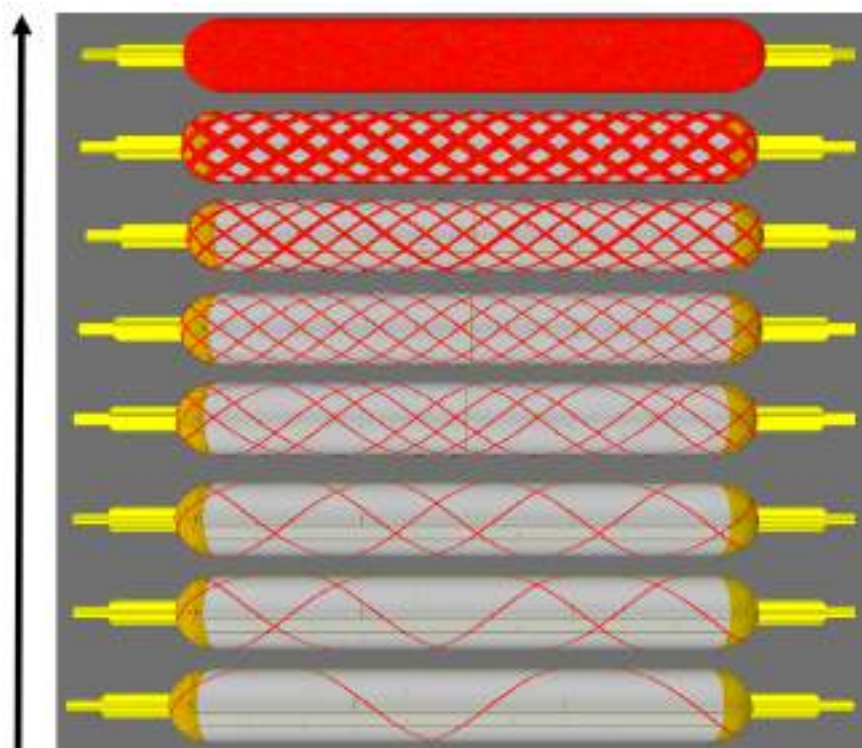


Figura 13 – Sequência de fechamento das camadas helicoidais cruzada.

Fonte: Autor.

3.7.3 Bobinagem helicoidal sem cruzamentos

No método de superposição de camadas, inicialmente o mandril é totalmente recoberto em uma direção, por exemplo $+\theta$, sendo em seguida recoberto com as fibras direcionadas para $-\theta$, e portanto não ocorrem regiões de cruzamento de fibras. Geralmente essas camadas são depositadas com auxílio de pinos guias igualmente espaçados, posicionados radialmente nas extremidades do mandril. A Figura 14 ilustra como as camadas helicoidais sem cruzamentos ficam dispostas ao longo do diâmetro e comprimento do cilindro no processo de fabricação.



Figura 14 – Camadas helicoidais superpostas $\pm\theta$.

Fonte: Autor.

3.7.4 Bobinagem Polar

O bobinamento polar é um método utilizado quando se requer alta resistência na direção axial, como em estruturas cilíndricas que demandam grandes esforços axiais e em vasos de pressão. Nesse processo, o mandril gira em baixa rotação, enquanto o alimentador gira no ângulo desejado, depositando a fibra de polo a polo. Essa técnica gera uma região de cruzamento circunferencial na região central da estrutura. A Figura 15 ilustra a disposição das camadas $\pm\theta$ no mandril de fabricação.

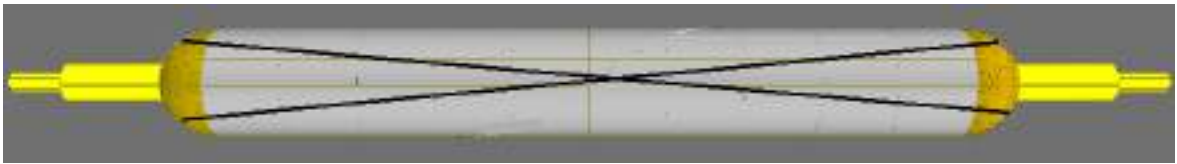


Figura 15 – Camadas polar $\pm\theta$.

Fonte: Autor.

4 MATERIAIS E MÉTODOS

4.1 Propriedades dos Materiais

4.1.1 Fabricação das placas para levantamento das propriedades.

Os materiais utilizados na fabricação dos corpos de prova foram a fibra de carbono TENAX HTA 40E 13 6K fabricado pela empresa Teijin e matriz polimérica formada pela resina epóxi GY260, endurecedor HY2918 e acelerador DY062 fabricado pela empresa Huntsman. Para um melhor aproveitamento, foi utilizado um mandril plano que geram duas placas simultâneas, conforme ilustra a Figura 16.

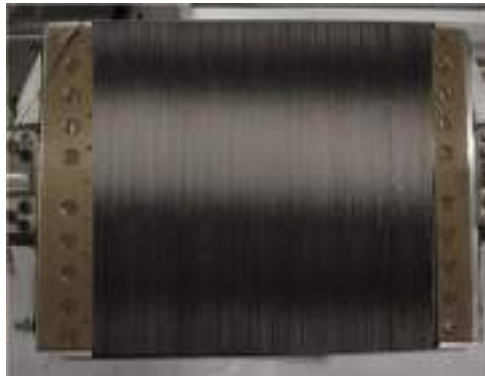


Figura 16 – Mandril de fabricação para obtenção dos cp's

Fonte: Autor.

4.1.2 Cortes e preparação dos corpos de prova

Após o bobinamento das fibras no mandril, o próximo passo consiste no processo de cura, seguido pelo corte por meio de uma serra de disco diamantada com controle de avanço e rotação. Os cortes são executados seguindo as dimensões estabelecidas da norma ASTM D3039. Após os cortes, os cp's passam por uma inspeção visual e de ultrassom, com o objetivo de detectar quaisquer danos que possam ter ocorrido durante o processo de fabricação ou de corte, seguida de uma análise final de metrologia. Para evitar danos nos cp's provocado pelos mordentes de fixação da máquina de tração, *tabs* de fibra de vidro são colados nas extremidades do cp's. A Figura 17 ilustra as dimensões do cp após a execução dos cortes e colagem dos *tabs*.



Figura 17 – Corpo de prova para ensaio de tração

Fonte: Autor.

4.1.3 Ensaio de tração

Foram realizados ensaios mecânicos de tração longitudinal e tração transversal, seguindo a norma ASTM D3039-17, cisalhamento no plano, de acordo com a norma ASTM D7078-12 e compressão, seguindo a norma ASTM D3410. Esses ensaios têm o propósito de determinar as propriedades elásticas e mecânicas nas respectivas direções do compósito. A Figura 18 ilustra um cp na máquina de ensaio de tração.



Figura 18 – Obtenção das propriedades elástica e mecânicas do compósito.

Fonte: Autor.

4.2 Objetos de Estudo

Para o presente trabalho foram analisados 4 modelos, o modelo A convencional *angle-ply*, que não considera a arquitetura do padrão de bobinamento, os modelos padrão B com formação de 2 losangos, o padrão C com formação de 4 losangos e o padrão D com formação de 8 losangos em torno da circunferência do cilindro. A Figura 19 ilustra a disposição das camadas helicoidais sobre mandril de fabricação para cada modelo proposto.

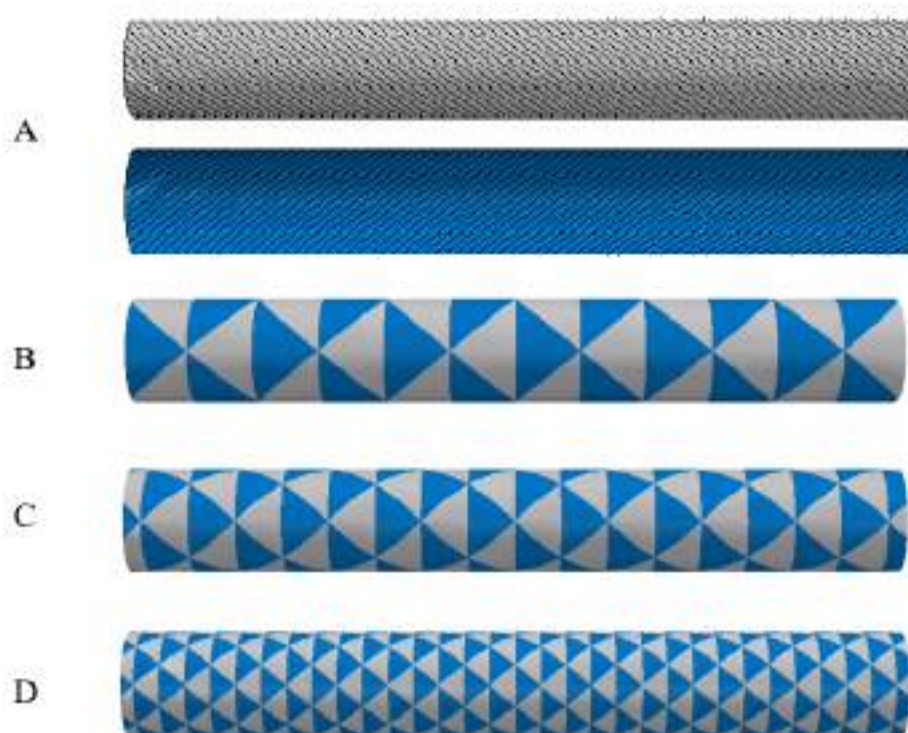


Figura 19 – Disposição dos padrões de bobinagem no mandril de fabricação.

Fonte: Autor.

4.3 Configuração das Camadas

Todos os modelos analisados tanto em casca como os tridimensionais apresentaram os mesmos números e sequência de empilhamento de camadas $[90, \pm 35, 90, 90]$ e diâmetro interno D_i . A Figura 20 ilustra a sequência de empilhamento bem como suas orientações.

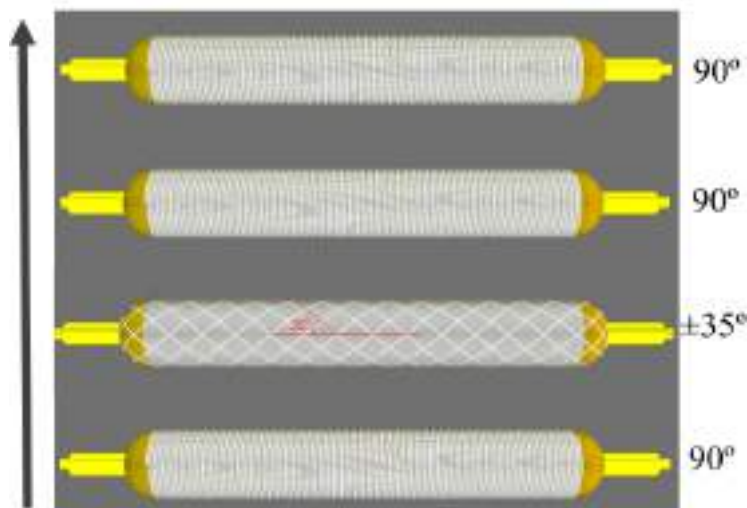


Figura 20 – Sequência de empilhamento e orientações das camadas.

Fonte: Autor.

4.4 Fabricação dos Corpos de Prova

4.4.1 Programação CNC

A programação CNC para a deposição das camadas no mandril foi realizada por meio do *software COMPOSICAD*, específico para esse tipo de aplicação. A sequência de empilhamento das camadas, bem como as configurações das camadas helicoidais foram respeitadas nas programações de acordo com a proposta de estudo. Na programação são levados em consideração vários parâmetros como: dimensões do mandril, sequenciamento e inclinação das camadas, número de cruzamentos, tensionamento nas lançadeiras, número de fios a serem depositados, velocidade de bobinamento e outros parâmetros de processo.

Após todos esses parâmetros ajustados, o *software* gera uma programação em código G específico para esse tipo de equipamento, então, essa programação é inserida ao equipamento para iniciar a execução da peça.

4.4.2 Parâmetros de processo

O processo de fabricação utilizado foi o de bobinamento filamentar por banho de resina e a deposição de fibra foi realizado por 2 carretéis de fibra de carbono conforme a especificação descrita anteriormente.

A matriz polimérica foi aquecida em aproximadamente 55°C no banho de resina a fim de diminuir sua viscosidade e facilitar a molhabilidade dos filamentos de fibra de carbono durante o processo.

Para facilitar a remoção das peças após a cura, foram utilizados dois

procedimentos, primeiramente, foi utilizado desmoldante sobre mandril antes de iniciar a bobinagem, e em seguida, o mesmo foi levemente aquecido antes e durante o processo de bobinagem. O processo de aquecimento do mandril facilita o saque dos cilindros junto ao mandril pelo efeito de dilatação térmica.

Na fabricação dos corpos de provas foram levantados parâmetros de dimensões dos mosaicos formados, esses dados servirão de base para a confecção dos modelos numéricos tridimensionais e em casca a fim de diminuir os erros geométricos. A confecção dos corpos de prova visa também realizar ensaios experimentais por meio do ensaio de *bump test*. A Figura 21 ilustra o tipo de bobinadeira que foi utilizado para executar a confecção dos corpos de prova.

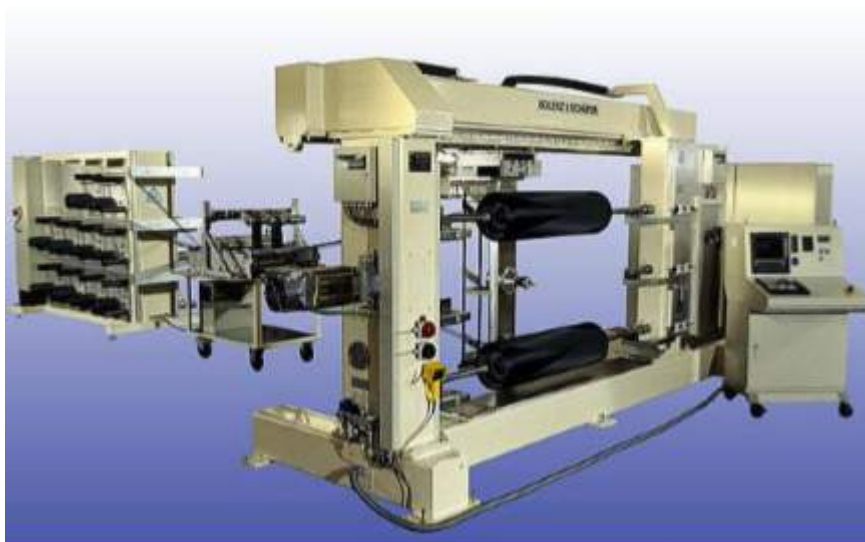


Figura 21 – Máquina de bobinagem filamental CNC.

Fonte:

<https://thermalprocessing.com/filament-wound-composites-have-specialized-curing-requirements/>

4.4.3 Processo de cura

A cura é realizada imediatamente após o processo de bobinagem, pois por se tratar de um processo de banho de resina, é necessário que a peça seja colocada em um sistema rotativo localizado dentro da estufa para que não escorra resina de maneira localizada, podendo danificar a peça por fração volumétrica irregular, empenamento e vazios. O processo de cura total acontece por volta de 12 horas, a peça é aquecida em temperatura homogênea e constante dentro da estufa, após completar as 12 horas o mandril e a peça são resfriados a temperatura ambiente para que em seguida o cilindro possa ser retirado do mandril.

4.4.4 Preparação dos corpos de prova

Após o saque da peça junto ao mandril, para que não haja uma condição de assimetria, foi estabelecido um procedimento de corte em todos os modelos de cp's para garantir um padrão de simetria desses mosaicos ao longo de seu comprimento axial. Todos os cp's apresentam as mesmas relações geométricas de comprimento L e diâmetro interno D_i . A Figura 22 ilustra o modelo convencional já a Figura 23 ilustra os modelos com padrões B, C e D.

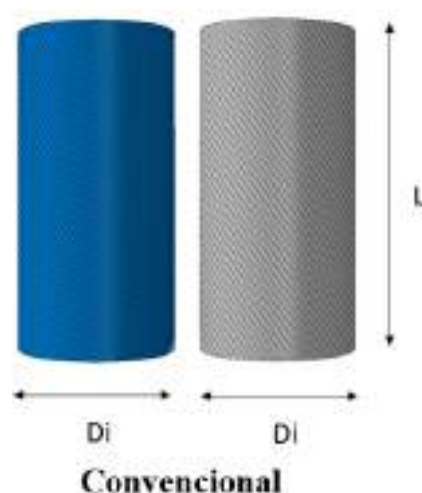


Figura 22 – Cp convencional.

Fonte: Autor.

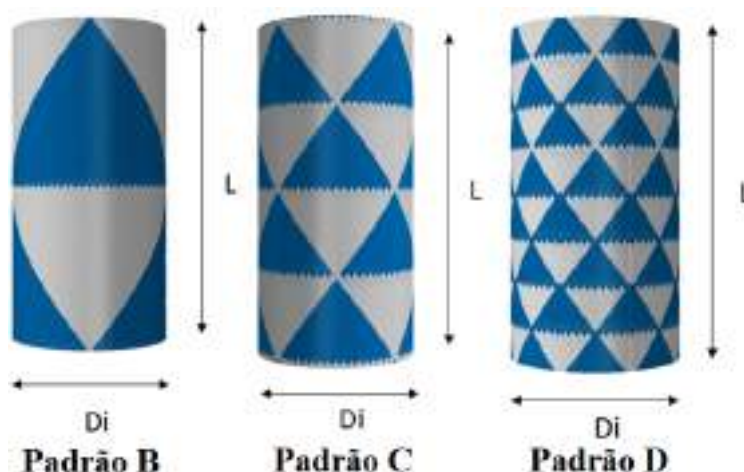


Figura 23 – Cp's padrões B, C e D.

Fonte: Autor.

4.4.5 Fração volumétrica

Este procedimento apresenta a metodologia a ser seguida para a determinação do teor de fibras em materiais compósitos por digestão ácida seguindo a norma ASTM D3171.

O teor de fibras de um material compósito deve ser determinado para calcular a força aparente e o módulo das fibras que atuam como reforço no material. Este método determina o teor de fibras em compósitos do tipo resina (matriz) com fibras. A técnica utilizada baseia-se na digestão da resina por um meio líquido, que não ataque excessivamente as fibras.

O método consiste em dissolver a porção de resina de uma amostra de compósito, devidamente pesada, em um meio de digestão quente. O resíduo é filtrado, lavado, seco e pesado. A porcentagem em peso de fibra pode ser convertida em porcentagem volumétrica se as densidades do compósito e da fibra forem conhecidas. A correção para a mudança de peso da fibra pode ser realizada, se esta alteração for reproduzível nas mesmas condições do teste e apresentar o mesmo valor, tanto para o branco da fibra quanto para a fibra no compósito.

- Procedimentos

As amostras são pesadas em uma balança analítica com precisão de 0,0001g, em seguida, cada amostra é colocada em um *erlenmeyer* contendo 30 mL de ácido nítrico a 70%. Posteriormente, cada *erlenmeyer* que contém cada amostra é acoplado a um condensador de refluxo, esses *erlenmeyeres* podem ser banhados a óleo ou água com temperatura constante de $75 \pm 1^\circ\text{C}$ para que se inicie a digestão. A Figura 24 ilustra a disposição das amostras no condensador de refluxo.



Figura 24 – Amostras no condensador de refluxo.

Fonte: Autor.

O tempo gasto para digestão completa é anotado, após o término, todo o conteúdo de cada frasco é filtrado em um cadinho poroso previamente tarado, sob vácuo de 16,9 kPa (127 torr) ou mais. A Figura 25 ilustra a amostra no cadinho poroso sob ação do vácuo.



Figura 25 – Erlenmeyer sob ação do vácuo.

Fonte: Autor.

Em seguida, as fibras são lavadas uma vez com dimetilformamida, três vezes com água destilada e uma vez com acetona. O erlenmeyer contendo um elemento filtrante é colocado com a amostra em uma estufa a 100°C por 1h, para remover a água e a acetona residual do processo anterior. Por fim, o erlenmeyer é resfriado com a fibra à temperatura ambiente em um dissecador, para que em seguida, ambos possam ser pesados em uma balança analítica com precisão de 0,0001 g.

- Cálculo da Fração

Para o cálculo da fração volumétrica de fibra no compósito, utiliza-se a equação 4.1

onde,

$$v_f = \frac{\rho_c W}{\rho_f w} \quad (4.1)$$

- v_f = Fração volumétrica de fibra

- W = Massa da fibra no compósito
- w = Massa da amostra inicial do compósito
- ρ_f = Densidade da fibra
- ρ_c = Densidade do compósito

4.4.6 Preparação das amostras para obtenção da espessura

A finalidade dessa análise é obter de maneira precisa as espessuras de cada camada das estruturas fabricadas. Esses dados servirão de entrada para alimentar os modelos numéricos que serão calculados por meio de ferramentas de elementos finitos.

- Procedimentos

Foram retiradas amostras de aproximadamente (100x1)mm de cada padrão de cilindro fabricado, utilizando uma serra de corte rotativa. Essas amostras foram embutidas a frio com resina e auxílio de vácuo para evitar formação de bolhas. A Figura 26 ilustra o embutimento com resina da amostra de cilindro.



Figura 26 – Embutimento da amostra de cilindro.

Fonte: Autor.

Cada amostra passa por um processo de lixamento e polimento escalonado com diferentes granulometrias, seguindo as seguintes sequências: Lixamento com as lixas 320, 500 e 1200, seguido de polimentos utilizando soluções de diamante de $9\mu\text{m}$ e $3\mu\text{m}$, e por fim o polimento final com solução de sílica de $0,04\mu\text{m}$. A Figura 27 ilustra o corpo de prova no processo de lixamento e polimento.



Figura 27 – Processo de lixamento e polimento.

Fonte: Autor.

5 SIMULAÇÃO, ANÁLISE NUMÉRICA

Foram propostas duas análises por meio de ferramentas de elementos finitos utilizando o *software Abaqus 2018* (SIMULIA, 2018). A primeira foi a análise da influência desses padrões nas tensões e deformações dessas estruturas no regime elástico.

A segunda foi obter a análise modal de cada padrão de bobinagem com suas respectivas frequências. Esse cálculo tem a finalidade de verificar a influência dos padrões de cruzamentos das camadas helicoidais com relação a rigidez dessas estruturas. Para execução do cálculo foi utilizado uma *workstation HP Z820* com processador *Intel(R) Xeon(R) CPU E5-2640 2.0GHz* de 16 cores e 128Gb de Ram.

5.1 Abordagem Bidimensional (Casca)

As estruturas em casca foram modeladas por inteiro devido ao baixo custo computacional que esses modelos apresentam. As malhas foram refinadas até que os modelos atingissem a convergência de tensão e deformação.

5.1.1 Modelagem geométrica

A modelagem geométrica dos modelos A, B, C e D foram executadas na própria área de CAD do *software* de elementos finitos. O cilindro A foi modelado como um laminado de camadas angulares ortotrópicas e homogênea *angle-ply*, já os cilindros B, C e D foram divididos em regiões triangulares, delineadas por linhas previamente traçadas em planos de referência e projetadas na superfície do cilindro.

- Primeiro passo, criação cilindro

O cilindro é criado em geometria de casca tridimensional por meio da extrusão de seu diâmetro. A Figura 28 ilustra como ficou disposta sua geometria após a extrusão



Figura 28 – Criação do cilindro em casca.

Fonte: Autor.

- Segundo passo, particionar o cilindro

Os cilindros foram particionados radialmente em fatias iguais de modo a satisfazer os números de triângulos formados ao longo do seu perímetro circunferencial para cada modelo em estudo. No caso do modelo D, o cilindro foi particionado em 8 partes por meio da criação de 4 planos de modo a atingir toda extensão axial do cilindro. A Figura 29 ilustra como ficou à disposição desses planos de corte.

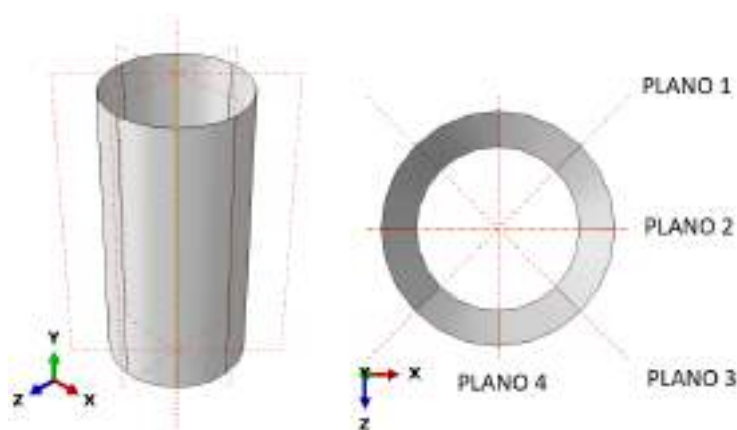


Figura 29 – Particionamento radial do cilindro.

Fonte: Autor.

- Terceiro passo, criação de planos de projeção

Foram gerados 8 planos para executar a projeção dos esboços (*Sketch*) dos triângulos que irão formar os mosaicos sobre a estrutura. Esses planos foram gerados utilizando três pontos dos vértices de cada segmento criado no passo anterior. A Figura 30 ilustra como ficaram a disposição desses planos.

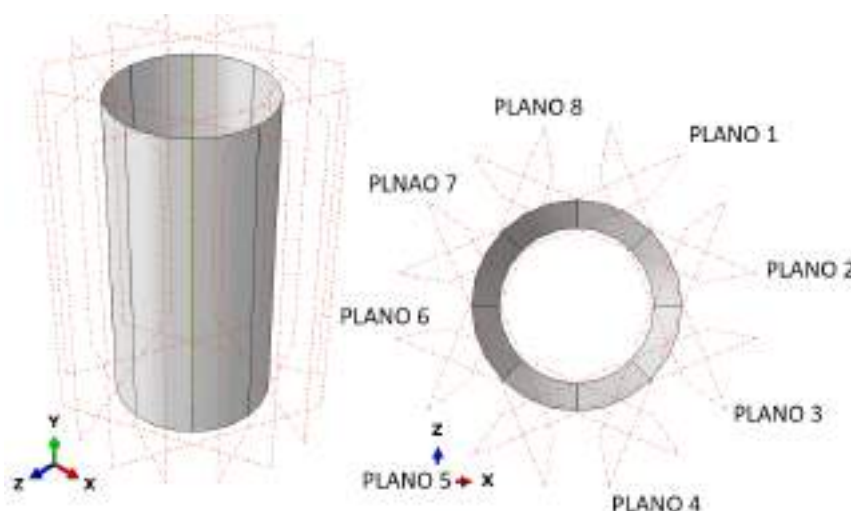


Figura 30 – Criação dos planos de projeção.

Fonte: Autor.

- Quarto passo, criação e projeção do esboço (*Sketch*)

Após a criação dos planos de projeção, o esboço dos mosaicos são desenhados sobre eles para que possam ser projetados posteriormente nos segmentos dos cilindros. As dimensões de cada esboço foram obtidas por meio de cálculos geométricos utilizando parâmetros de ângulo helicoidal de bobinamento, diâmetro da camada e números de triângulos que compõem cada modelo. A Figura 31 ilustra a projeção em uma fatia do cilindro do modelo D.

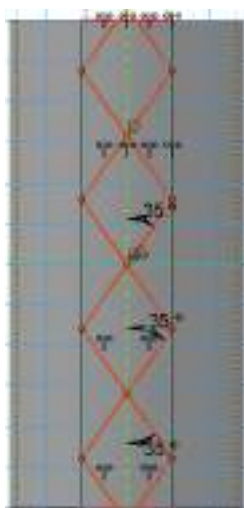


Figura 31 – Criação do esboço do mosaico.

Fonte: Autor.

Em seguida, o procedimento é executado em todos os seguimentos restantes, até que complete o preenchimento por inteiro dos esboços no cilindro, conforme ilustra a Figura 32.

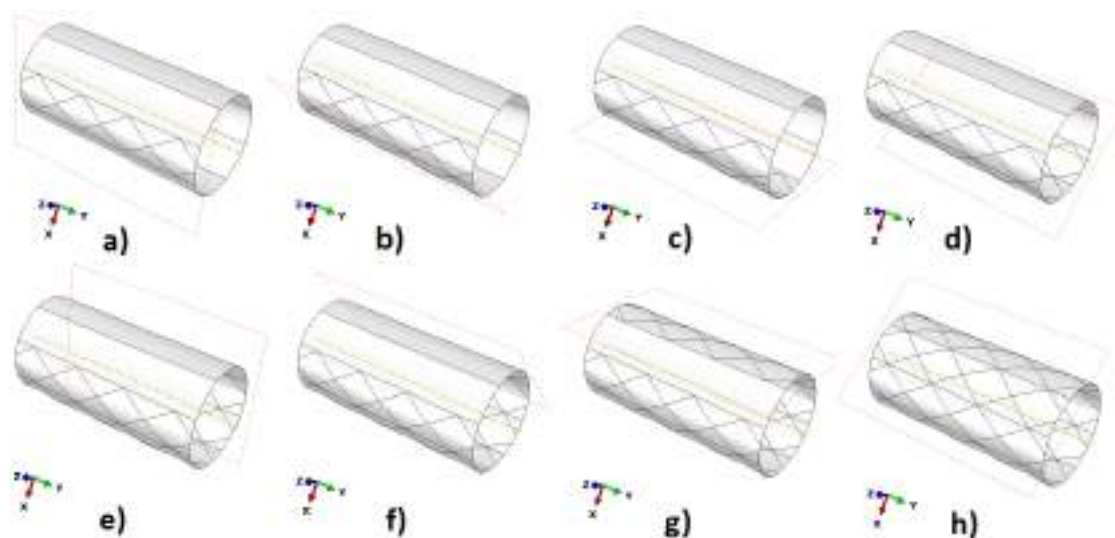


Figura 32 – Sequência de projeção do esboço sobre o cilindro.

Fonte: Autor.

- Quinto passo, corte para formação dos triângulos

Após as projeções de todos os esboços, tem-se a formação de inúmeros losangos formados sobre a estrutura.

Para que se tenha a formação dos triângulos para atribuir as camadas $\pm\theta$ sobre a estrutura, é necessário executar cortes nas regiões centrais desses losangos por meio da criação de planos de corte nessas regiões. A Figura 33 ilustra como ficou a disposição desses planos de corte para modelo D.

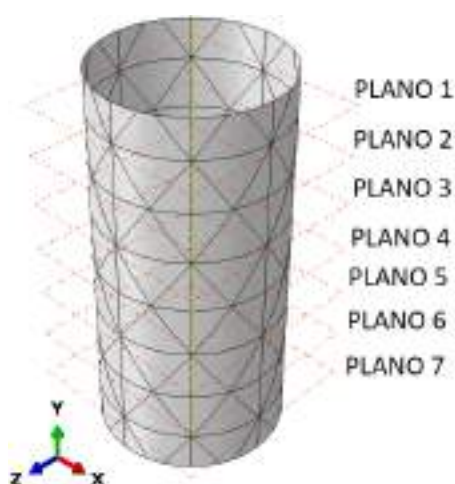


Figura 33 – Cortes axiais para geração dos triângulos.

Fonte: Autor.

Todo o procedimento executado no modelo D foi replicado nos modelos B e C obedecendo em cada um deles as dimensões dos mosaicos formados.

5.1.2 Atribuição das camadas na estrutura, modelo casca

Para os modelos em casca, as camadas, espessura e orientação são atribuídas por meio de uma Tabela que está presente no *software Abaqus*, localizado na aba de materiais. Os valores das espessuras foram atribuídos por meio de uma média das camadas obtidas da análise de microscopia digital. A Tabela 5 mostra o sequenciamento dessas camadas, orientação e espessuras.

Tabela 5 – Atribuição das camadas nos modelos em casca.

		Ply Name	Region	Material	Element Relative Thickness	CSYS	Rotation Angle	Integration Points
1	✓	CAMADA_HOOP_01	CLINDRO	COMPOSITO	0.165	<Layup>	0	3
2	✓	CAMADA_HELIC_01_+	TETA_+	COMPOSITO	0.175	<Layup>	35	3
3	✓	CAMADA_HELIC_01_-	TETA_-	COMPOSITO	0.175	<Layup>	-35	3
4	✓	CAMADA_HELIC_02_+	TETA_+	COMPOSITO	0.175	<Layup>	-35	3
5	✓	CAMADA_HELIC_02_-	TETA_-	COMPOSITO	0.175	<Layup>	35	3
6	✓	CAMADA_HOOP_04	CLINDRO	COMPOSITO	0.165	<Layup>	0	3
7	✓	CAMADA_HOOP_05	CLINDRO	COMPOSITO	0.165	<Layup>	0	3

Fonte: Autor.

5.1.3 Malha, modelo em casca

Por se tratar de um modelo em casca e demandar baixo custo computacional para executar o cálculo, os cilindros foram modelados por completo. A malha foi refinada de modo que as tensões e deformações geradas pela carga aplicada atingissem a convergência. A Tabela 6 mostra como ficou a atribuição das malhas, números e tipos de elementos e tempo de simulação para cada modelo.

Tabela 6 – Elementos utilizados nos modelos de casca.

Camadas	Tipo de elemento (Casca)	Número de elementos, Conv. A	Número de elementos, Padrão B	Número de elementos, Padrão C	Número de elementos, Padrão D	Método
Camada_01_Circunferencial	S4R	202.575	371.525	362.624	369.776	linear
Camada_02.03_Helic. ±θ	S4R	202.575	371.525	362.624	369.776	linear
Camada_01_Circunferencial	S4R	202.575	371.525	362.624	369.776	linear
Camada_01_Circunferencial	S4R	202.575	371.525	362.624	369.776	linear
Total	****	202.575	371.525	362.624	369.776	****
Tempo de simulação (Pressão)	****	4min.	8min.	8min.	8min.	****
Tempo de simulação (Modal)	****	7min.	15min.	13min.	13min.	****

Fonte: Autor.

5.2 Abordagem Tridimensional

As estruturas tridimensionais foram modeladas levando em consideração a espessura física das camadas. A confecção dos modelos numéricos micromecânicos (LOMOV *et al.*, 2001), (DVORAK, 2012), (KARKKAINEN *et al.*, 2007), (LIU, 2021) se faz necessário quando se tem uma camada que é composta por mais de um feixe de fibra que se entrelaçam em direções que geralmente são impostas pelo calculista de modo a atender aos requisitos de projeto.

Por se tratar de uma estrutura particular, o modelamento dessas amarrações devem ser feitas de forma micromecânica, para que essas estruturas possam ser representadas o mais próximo da realidade no que diz respeito a rigidez, tensão e deformação.

O modelo de estudo A, cilindro convencional, não teve sua camada helicoidal modelada de forma micromecânica, pois as camadas $\pm \theta$ desse modelo estão arranjadas de forma unidirecional, ou seja, não apresentam regiões de entrelaces. A seguir será apresentado o passo a passo de um exemplo de modelagem dos feixes em compósito de uma célula que se repete do modelo D, que foi realizado no *software* de CAD.

- Primeiro passo, Construção da curvatura de base

Inicialmente é confeccionado uma casca da curvatura de uma célula que compõem o modelo. Essa casca servirá de base para a projeção do esboço dos feixes em compósito. No caso do exemplo mostrado, modelo D, o losango formado se repete por 8 vezes ao longo da circunferência do cilindro, dessa maneira, a curvatura é uma fatia de 1/8 do cilindro, ou seja, um seguimento de 45° . A altura dessa célula foi obtida de forma trigonométrica, levando em consideração o ângulo dos feixes bem como o comprimento do arco. A Figura 34 ilustra a sequência da geração da base de um seguimento do modelo D.

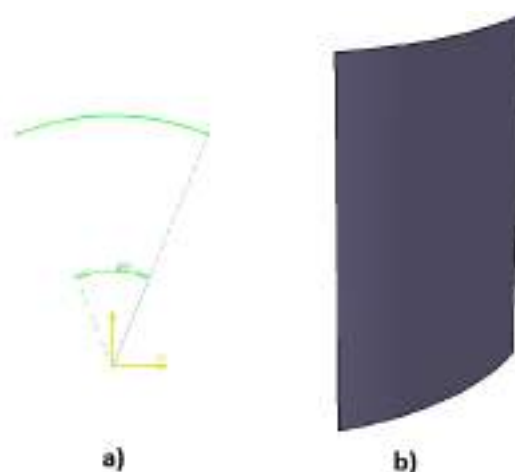


Figura 34 – Construção da casca de base de um seguimento do modelo D.

Fonte: Autor.

- Segundo passo, construção do esboço

Em seguida, inicia-se a construção do esboço dos feixes em compósito, para isso, é selecionado um plano de base que seja paralelo no sentido axial a curvatura do cilindro. O esboço é construído nesse plano respeitando as dimensões dos feixes obtidos na fabricação.

Entre os feixes são criados vãos (*gaps*) da ordem de centésimos de milímetros para que não forme uma estrutura única. Para agilizar o processo de construção, somente metade desses feixes são efetivamente desenhados, pois os *softwares* de *CAD* disponibilizam ferramentas de espelhamento que permite o rebatimento desse esboço, possibilitando obtê-lo de forma completa. A Figura 35 ilustra o sequenciamento da formação desse esboço sobre o plano.

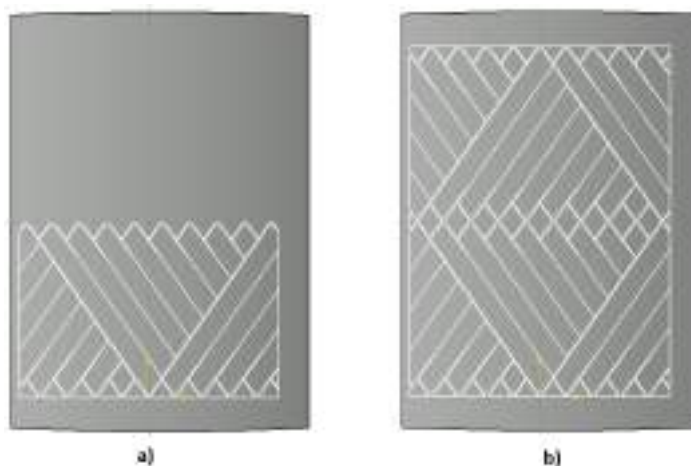


Figura 35 – Construção do esboço.

Fonte: Autor.

- Terceiro passo, projeção do esboço sobre a curvatura

Nesse passo inicia-se a etapa de projeção do esboço sobre a curvatura do cilindro, para isso, é necessário que se utilize uma ferramenta que está disponível em alguns *softwares* de *CAD*. Essa ferramenta permite projetar o esboço que foi desenhado no plano sobre uma curvatura cilíndrica sem que haja sua distorção. A Figura 36 ilustra como ficou a projeção do esboço sobre a curvatura do cilindro.

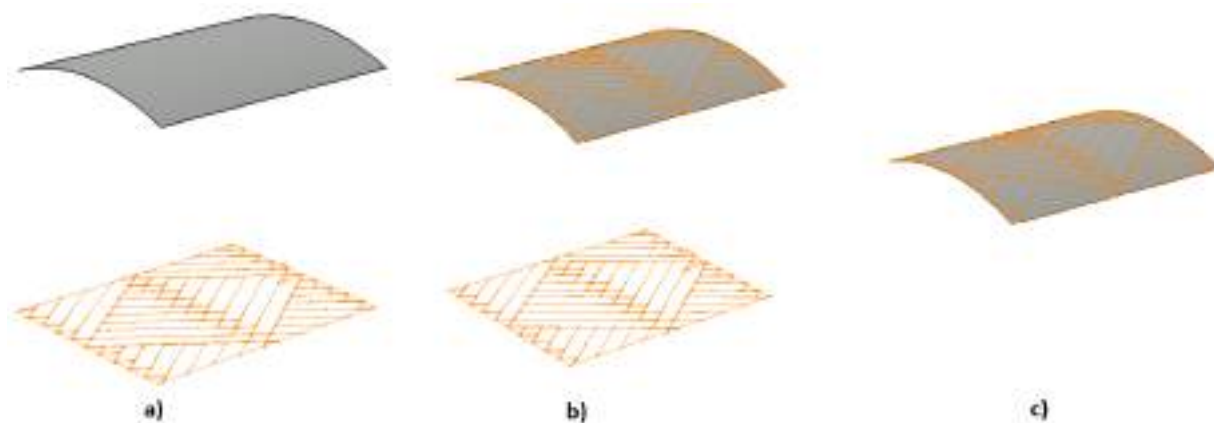


Figura 36 – Projeção do esboço.

Fonte: Autor.

- Quarto passo, corte das áreas dos vãos entre os feixes

Após a projeção, é obtido um segmento de estrutura cilíndrica com o esboço sobre sua superfície, porém as regiões entre os vãos dos feixes irão estar coberta por essa superfície. Nesse momento utiliza-se uma ferramenta de corte para eliminar essas regiões de área entre os feixes em compósito. A Figura 37 ilustra como ficou a casca desse cilindro após o corte e a retirada dessas áreas entre os feixes em compósito.

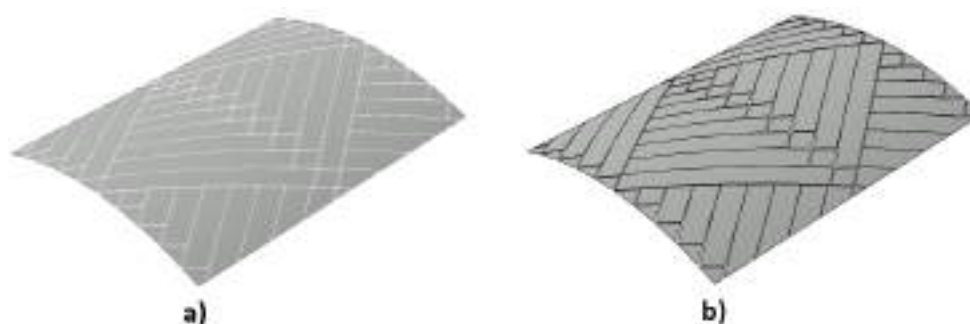


Figura 37 – Corte e retirada das áreas entre os feixes de compósito.

Fonte: Autor.

- Quinto passo, extrusão dos feixes

Nessa etapa, já é possível executar a extrusão dos feixes de modo a obter a espessura. Nesse trabalho, foi levado em consideração a variação de espessura nas regiões dos cruzamentos circunferenciais, portanto, nessas regiões, a espessura será 15% maior em relação as regiões restantes, para isso, sua banda será diminuída para manter a área da secção transversal dos feixes constantes. A Figura 38 ilustra em sequência a extrusão das regiões que irão ter maior espessura bem como as regiões restantes.

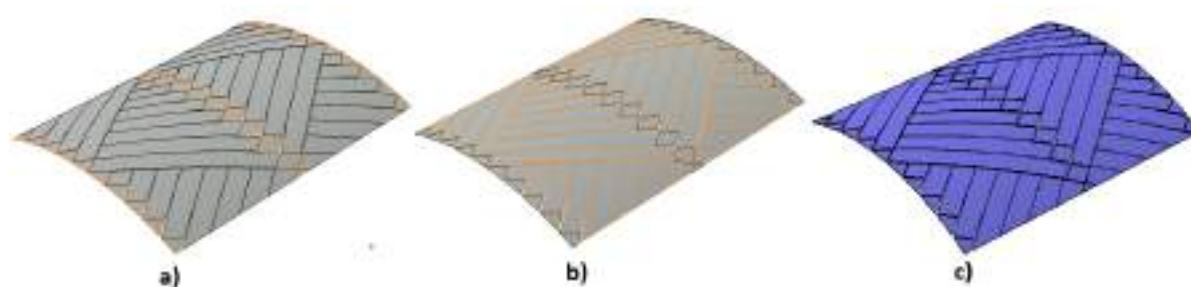


Figura 38 – Extrusão dos feixes em compósito.

Fonte: Autor.

- Sexto passo, repetição do processo, construção da segunda camada

Após a conclusão da primeira camada dos feixes, uma segunda camada deve ser criada. Essa camada deve ter um vão (*gap*) de centésimos de milímetro de modo que os feixes em compósito não encavalem entre si, impossibilitando assim a geração de malha. O vão entre essas camadas foi estabelecido de acordo com as dimensões do filme de resina entre as duas camadas obtidas pelas imagens da micrografia digital.

Para facilitar o processo de confecção da segunda camada, é recomendado que o esboço da primeira camada seja copiado e posteriormente seja rotacionado em 180° para que o arranjo dos entrelaces fiquem alinhados e respeitando as orientações conforme foi mostrado na parte teórica. A Figura 39 ilustra a confecção da segunda camada e o vão entre elas.

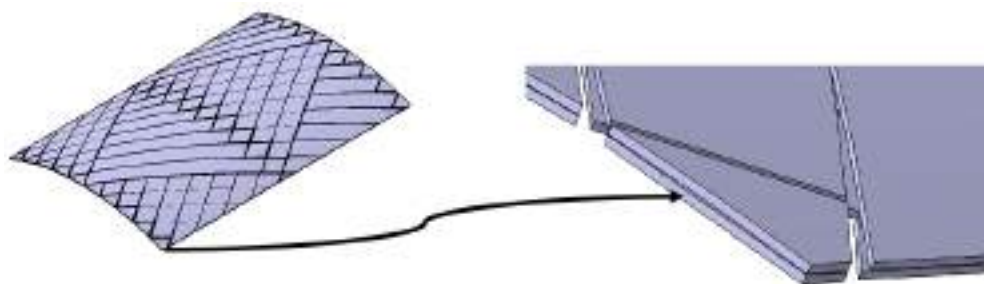


Figura 39 – Construção da segunda camada.

Fonte: Autor.

- Sétimo passo, união das regiões de entrelaces

Como podemos notar, as regiões de entrelace circunferencial e helicoidal não estão unidas, essas regiões serão unidas no *software* de elementos finitos. Esse procedimento torna-se necessário para evitar a formação de geometrias com imperfeições após a importação pelo *software* de elementos finitos. A estrutura é salva no *software* de CAD em extensão ".igs" e importada pelo *software* de elementos finitos *Abaqus*. Na aba de CAD do *software* de elementos finitos é realizada a união dessas regiões por meio da ferramenta de extrusão (*loft*) entre os segmentos de áreas correspondentes de cada feixe. A Figura 40 ilustra as uniões nas regiões de cruzamento helicoidal e circunferencial de uma célula unitária do modelo D.

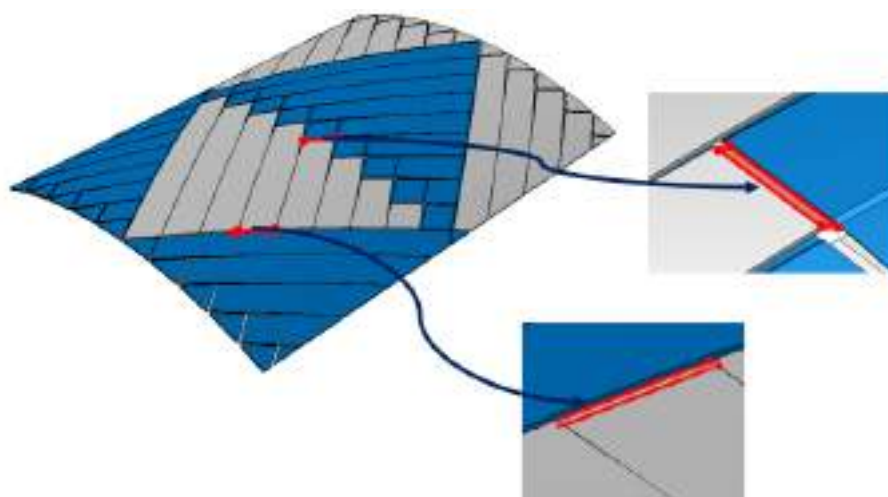


Figura 40 – União dos feixes nas zonas de entrelace.

Fonte: Autor.

A união desses segmentos no *software* de elementos finitos possibilita a geração de malha hexaédrica em toda estrutura sem que haja a necessidade de realizar cortes em sua geometria, pois com o uso da ferramenta de união, os cortes são executados de forma automática.

- Oitavo passo, união das células unitárias

Para que se obtenha o comprimento L do cilindro, é necessário a união de mais segmentos, para isso, foi utilizado uma ferramenta de união (*merge*) que está disponível na aba *assembly* do *software*. Essa união é realizada eliminando as regiões de contorno entre as partes unidas, e caso a união desses segmentos ultrapasse o comprimento L , o excedente deve ser cortado. A Figura 41 ilustra as regiões de união, corte e comprimento L do modelo D.

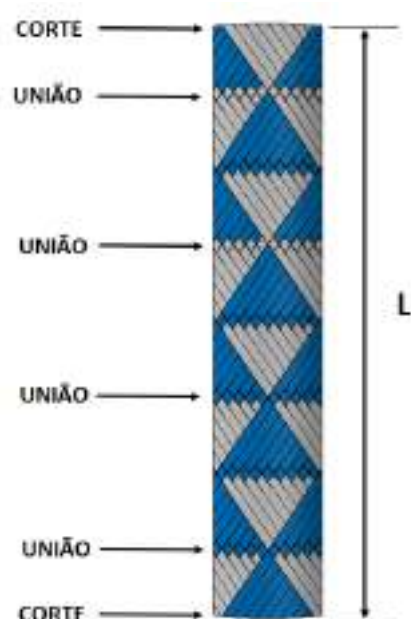


Figura 41 – União de células, modelo D.

Fonte: Autor.

Todo os procedimentos de construção dos feixes em compósito realizado no modelo D foram executados nos modelos B e C. O modelo A por não apresentar regiões de entrelaces não foi necessário realizar essa construção.

As Figuras 42, 43 e 44 ilustram lado a lado os modelos tridimensionais numéricos e os respectivos cruzamentos de suas camadas helicoidais no processo de fabricação. Para melhor visualização com os modelos real, os modelos numéricos foram replicados seus segmentos em 360° .



Figura 42 – Numérico x experimental, Modelo B.

Fonte: Autor.



Figura 43 – Numérico x experimental, Modelo C.

Fonte: Autor.



Figura 44 – Numérico x experimental, Modelo D.

Fonte: Autor.

5.2.1 Empilhamento das camadas, modelo tridimensional

O restante das camadas foram modeladas de forma tridimensional homogênea, pois essas camadas não possuem cruzamentos, seus feixes em compósito se apresentam de forma unidirecional. A camada que acomoda os feixes em compósito $\pm\theta$ é uma camada de filme de resina, a interação entre essa camada e os feixes em compósito será explicado com maior detalhe a seguir. A Figura 45 ilustra os detalhes das sequências das camadas do segmento do modelo D.

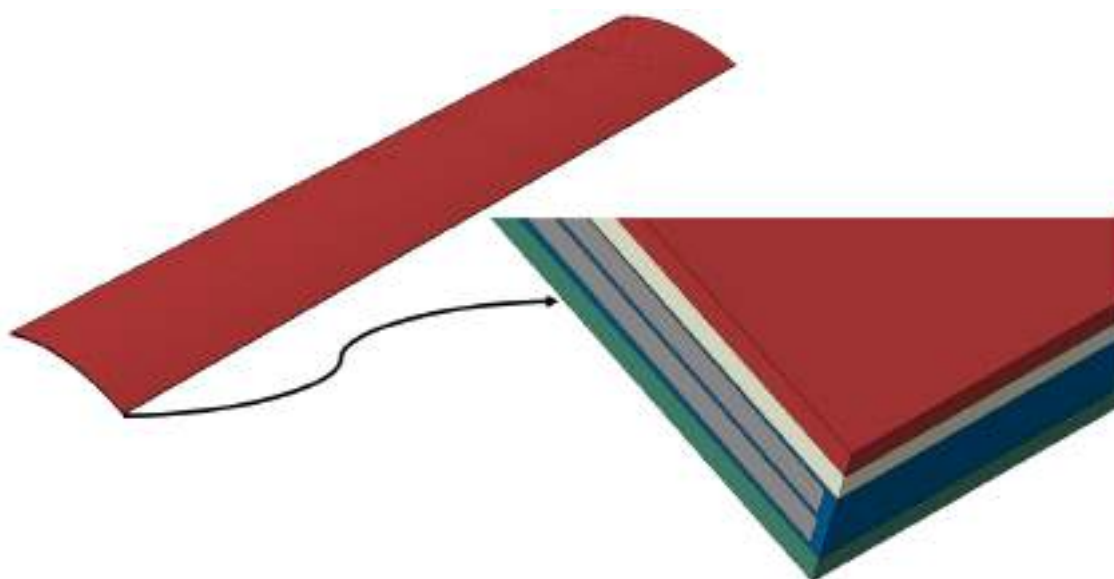


Figura 45 – Detalhe da disposição das camadas do modelo D.

Fonte: Autor.

- CAMADA_01_CIRCUNFERENCIAL
- CAMADA_02/03_MATRIZ POLIMÉRICA
- CAMADA_02/03_FEIXES EM COMPÓSITO
- CAMADA_04_CIRCUNFERENCIAL
- CAMADA_05_CIRCUNFERENCIAL

5.2.2 Malha, modelo tridimensional

Por apresentar espessura e maior número de elementos, o modelo tridimensional exige uma maior capacidade de processamento para executar os cálculos, além disso, as camadas helicoidais modeladas de forma micromecânica exigem o uso de elementos de ordem quadrática, pois essas estruturas se comportam de maneira não linear. As camadas circunferenciais bem como os feixes em compósito que formam as camadas $\pm\theta$ tiveram suas malhas atribuídas por meio de elementos hexaédricos. Todas essas camadas e os feixes contêm três elementos ao longo de sua espessura, exceto a camada de filme de resina, que teve sua malha atribuída

com 10 elementos ao longo de sua espessura. Esses números de elementos que foram atribuídos no filme de resina e nos feixes em compósito foram escolhidos até que as estruturas atingissem a convergência em termos de tensão e deformação. A Figura 46 ilustra como ficaram arranjadas as malhas nos feixes em compósito θ do modelo D.

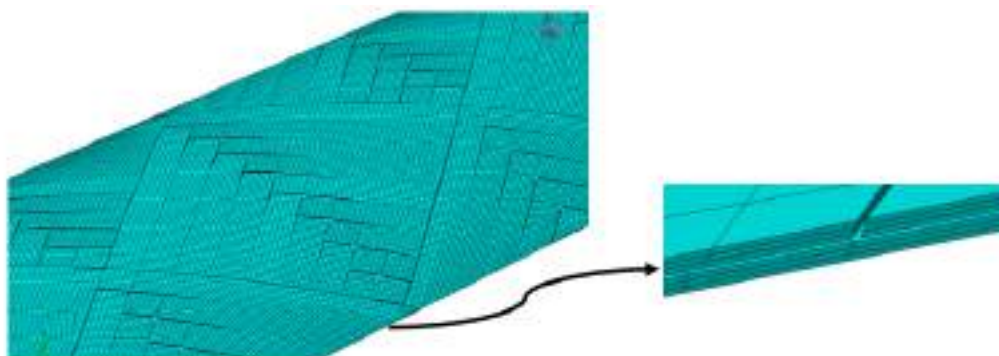


Figura 46 – Detalhe da malha nos feixes $\pm\theta$ em compósito.

Fonte: Autor.

A Tabela 7 mostra como ficou a configuração de elementos de todas as camadas dos modelos convencional 2, 4 e 8 cruzamentos.

Tabela 7 – Elementos utilizados nos modelos tridimensionais.

Camadas	Tipo de Elemento (3D)	Número de Elementos, Conv. A	Número de Elementos, Padrão B	Número de Elementos, Padrão C	Número de Elementos, Padrão D	Método
Camada_01_Circunferencial	C3D8R	54.600	19.110	13.650	9.000	linear
Camada_02/03 Matriz Poli.	C3D8R	****	63.700	45.500	42.000	linear
Camada_02/03 Helic. $\pm\theta$	C3D20R	109.200	148.528	152.262	223.635	quadrático
Camada_04_Circunferencial	C3D8R	54.600	19.110	13.650	9.000	linear
Camada_05_Circunferencial	C3D8R	54.600	19.110	13.650	9.000	linear
Total de elementos	****	273.000	269.558	238.712	292.635	****
Comprimento do Arco	****	360°	180°	90°	45°	****
Tempo de simulação	****	2h:35min.	23h:14min.	19h:32min.	12h:08min.	****

Fonte: Autor.

5.2.3 Elemento embutido, (*Embedded element*)

Uma maneira de criar uma estrutura heterogênea contendo dois ou mais materiais, é por meio da inserção de cada um desses materiais dentro de uma estrutura de base, e, posteriormente separá-los geometricamente gerando uma só estrutura. Para executar essa técnica, basta inserir uma estrutura sobre a outra e por meio de ferramenta de *CAD*, separá-las de forma dependente para que se possa aplicar os respectivos materiais em cada geometria formada. Essa técnica

é viável quando se tem estruturas com tamanho e espessuras relevantes, caso contrário, quando aplicada em estruturas que apresentam pequenas espessuras como os laminados em compósito, obtém-se geometrias ainda menores resultantes das pontes de resina formadas desse conjunto, o que acaba gerando baixa qualidade de malha nessas regiões ou até mesmo a impossibilidade de gerá-las. Para evitar esse inconveniente, a técnica de elemento embutido disponível no *software Abaqus* foi utilizada. Essa técnica aplicada nos estudos (BRINK *et al.*, 2013), (MATVEEVA *et al.*, 2015), (SINAEI *et al.*, 2012), (TABATABAEI *et al.*, 2014), (SU *et al.*, 2010) tem a capacidade de interagir os nós de diferentes estruturas sem que haja a necessidade de uni-las de forma dependente, dessa maneira, é possível gerar a malha para cada estrutura separadamente, de forma independente, possibilitando obter elementos de boa qualidade. Para os modelos tridimensionais, só será utilizado essa técnica nos modelos B, C e D, pois somente nesses modelos temos os feixes de compósito se entrelaçando e gerando as regiões de mosaicos. Nas camadas helicoidais $\pm\theta$ bem como o filme da matriz polimérica foram malhados com maior densidade para que pudesse obter valores precisos de tensão e deformação. Os valores dos fatores de tolerância de 1E-6 e fração de tolerância externa 0.05 das regiões integrada e hospedeira foram mantidas os mesmos valores sugerido pelo *software*. A Figura 47 ilustra como ficou a atribuição das regiões integrada e hospedeira das camadas que formam os mosaicos do Modelo D.

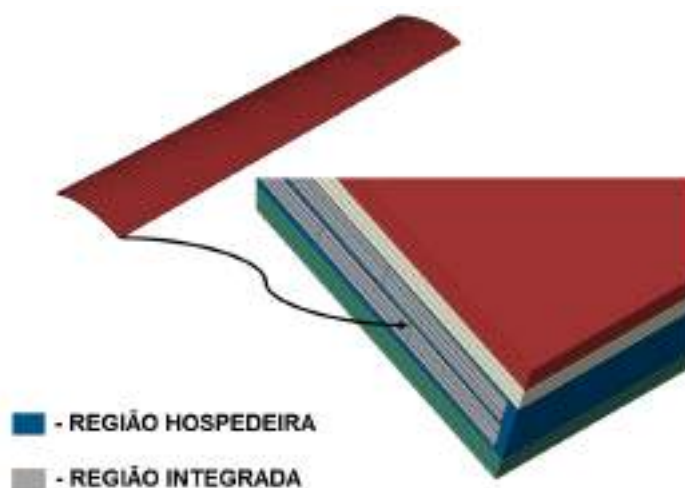


Figura 47 – Regiões hospedeira e integrada.

Fonte: Autor.

5.3 Carregamento e Condições de Contorno

As simulações foram executadas no módulo *General Static (Implicit)*. Foi aplicada uma pressão interna puramente radial de 75 Bar nos cilindros com

duração unitária. Esse valor de pressão foi selecionado de forma a garantir que as estruturas não alcançassem a falha em nenhuma das direções. Foi verificado por meio das simulações que a primeira direção a falhar seria a transversal das camadas helicoidais, desse modo, o valor de pressão foi limitado para essa camada nessa direção.

Para melhor convergência dos modelos, foi criado uma rampa de carga que divide o carregamento em 10% a cada 0,1 unidade de simulação. Os cilindros ficaram livres, sem engastes, isentos de restrição de movimento em qualquer direção. O objetivo dessa análise foi verificar o comportamento das tensões e deformações no regime elástico entre os dois modelos, casca e tridimensional. As Figuras 48 e 49 ilustram como ficaram dispostos os carregamentos nos modelos em casca e tridimensional respectivamente.

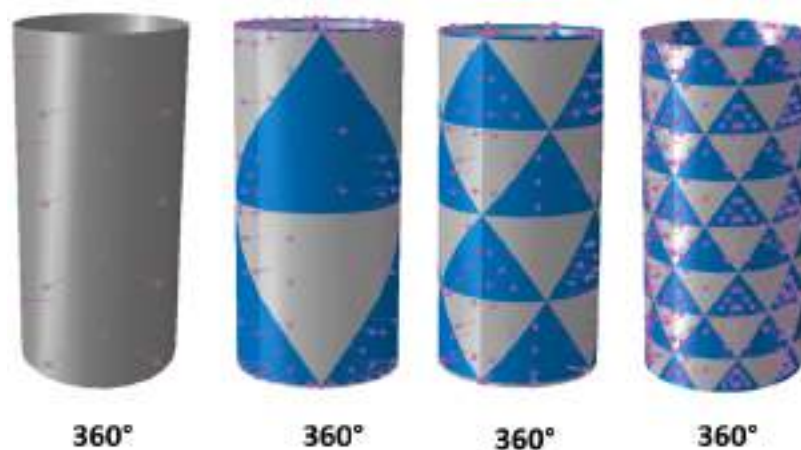


Figura 48 – Carregamento nos modelos em casca.

Fonte: Autor.

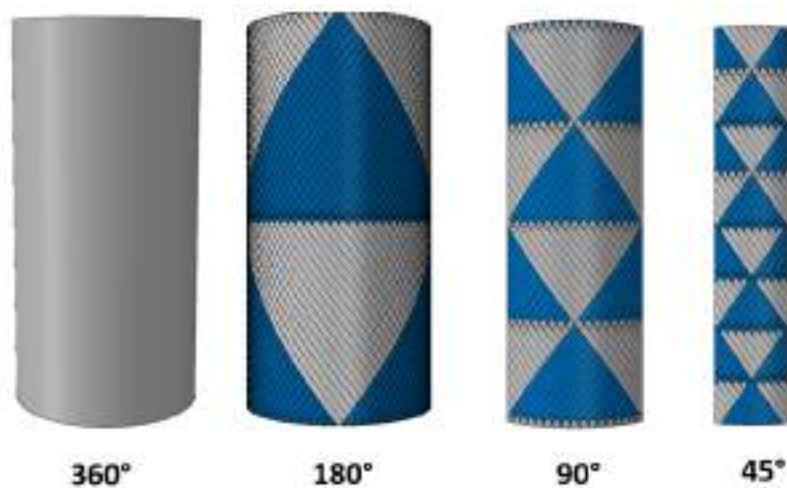


Figura 49 – Carregamento nos modelos tridimensionais.

Fonte: Autor.

6 RESULTADOS E DISCUSSÕES

6.1 Análise das Frações Volumétricas

Foram retiradas amostras de cada padrão de corpo de prova fabricado para a verificação de suas frações, a análise seguiu o protocolo ensaio descrito no capítulo 6. Os valores obtidos nas análises por digestão ácida ficaram dentro de uma faixa ótima para todos os modelos analisados. A Tabela 8 mostra os valores das frações volumétricas de fibras que foram obtidas nos processos de fabricação dos modelos de bobinagens A, B, C e D.

Tabela 8 – Análise da fração volumétrica de fibra.

AMOSTRAS	V_fibra [%]	V_matriz [%]	Vv [%]	M_fibra [%]	M_matriz [%]	$\rho_{\text{compósito}}$ [g/cm ³]	ρ_{fibra} [g/cm ³]	ρ_{matriz} [g/cm ³]
002/22 MODELO A	64	35	1	73	27	1,54	1,77	1,20
005/22 MODELO B	62	37	1	71	29	1,55	1,77	1,20
006/22 MODELO C	64	35	1	73	27	1,55	1,77	1,20
006/22 MODELO D	63	36	1	72	28	1,55	1,77	1,20

Fonte: Autor.

6.2 Análise das Espessuras das camadas dos corpos de prova

As amostras que foram lixadas e polidas são levadas ao microscópio digital. Por meio do uso das lentes seu tamanho é aumentado em 50 vezes, em seguida, é colocado uma escala e adicionado cotas nas regiões de interesse. Esse procedimento foi realizado em amostras de cada padrão de cp fabricado para a obtenção das espessuras das camadas. Esses valores servirão de entrada para alimentar os modelos de cálculo que serão executados por meio do software de elementos finitos. As Figuras 50, 51, 52 e 53 ilustram o sequenciamento e as espessuras das camadas para cada padrão de bobinagem analisado.

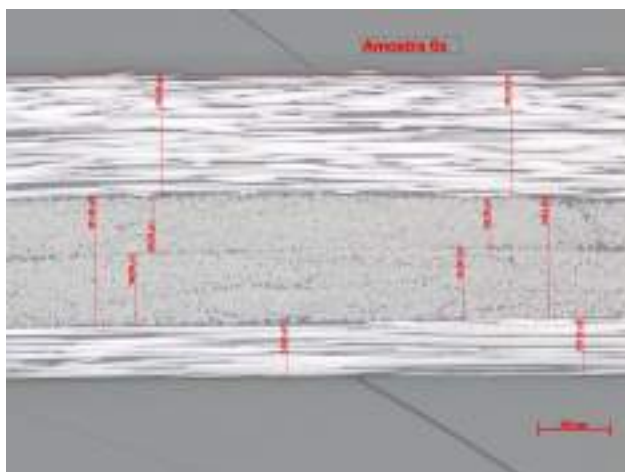


Figura 50 – Amostra do cp A, convencional.

Fonte: Autor.

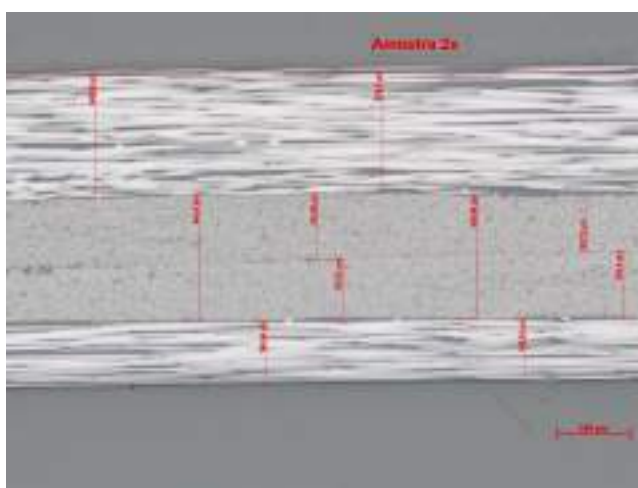


Figura 51 – Amostra do cp, padrão B.

Fonte: Autor.

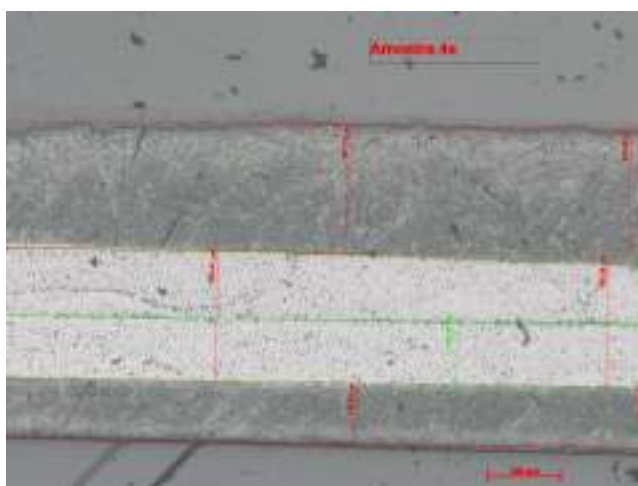


Figura 52 – Amostra do cp, padrão C.

Fonte: Autor.

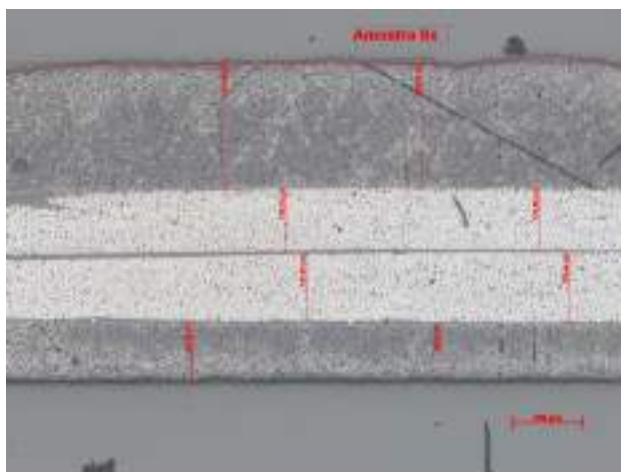


Figura 53 – Amostra do cp, padrão D.

Fonte: Autor.

6.3 Propriedades Mecânica e Elásticas dos Materiais

A propriedade elástica e a densidade do alumínio na Tabela 12 foram obtidas para a realização das análises modais numéricas, esse material será utilizado no sistema por meio de uma estrutura em geometria circular. Para análise modal se faz necessário a obtenção das propriedades elásticas para o cálculo da matriz de rigidez e a densidade para o cálculo da matriz de massa. A utilização dessa estrutura contemplando esse material será melhor explicado posteriormente no capítulo de análise numérica modal. As Tabelas 9, 11, 12 mostram as propriedades elásticas do compósito, matriz polimérica e alumínio respectivamente, já a Tabela 10 mostra as propriedades de ruptura do compósito.

Tabela 9 – Propriedades elásticas do compósito.

Propriedades elásticas									
E_1 [MPa]	E_2 [MPa]	E_3 [MPa]	ν_{12} [-]	ν_{13} [-]	ν_{23} [-]	G_{12} [MPa]	G_{13} [MPa]	G_{23} [MPa]	ρ [ton/mm ³]
135000	9500	9500	0,31	0,41	0,41	4500	4500	3730	$1,55 \times 10^{-9}$

Fonte: Autor.

Tabela 10 – Propriedades mecânicas de ruptura do compósito.

Propriedades mecânicas de ruptura				
X_t [MPa]	X_c [MPa]	Y_t [MPa]	Y_c [MPa]	S [MPa]
2448	1400	53	160	75

Fonte: Autor.

Tabela 11 – Propriedades elásticas da matriz polimérica.

Propriedades elásticas		
E [MPa]	ν [-]	ρ [ton/mm ³]
3000	0.35	$1,2 \times 10^{-9}$

Fonte: Autor.

Tabela 12 – Propriedades elásticas do alumínio.

Propriedades elásticas		
E [MPa]	ν [-]	ρ [ton/mm ³]
69000	0.33	$2,6 \times 10^{-9}$

Fonte: Autor.

6.4 Análise Numérica de Tensão e Deformação

Os gráficos de tensão para fins comparativos dos modelos em casca e tridimensional serão ilustrados nas direções longitudinal σ_{11} , transversal σ_{22} e cisalhamento no plano τ_{12} , já a Tabela 13 mostra os valores das tensões em cada camada e os deslocamentos axiais e radiais de cada estrutura.

Para uma melhor compreensão das orientações das tensões, a Figura 54 ilustra as direções das tensões nas camadas circunferenciais e helicoidais.

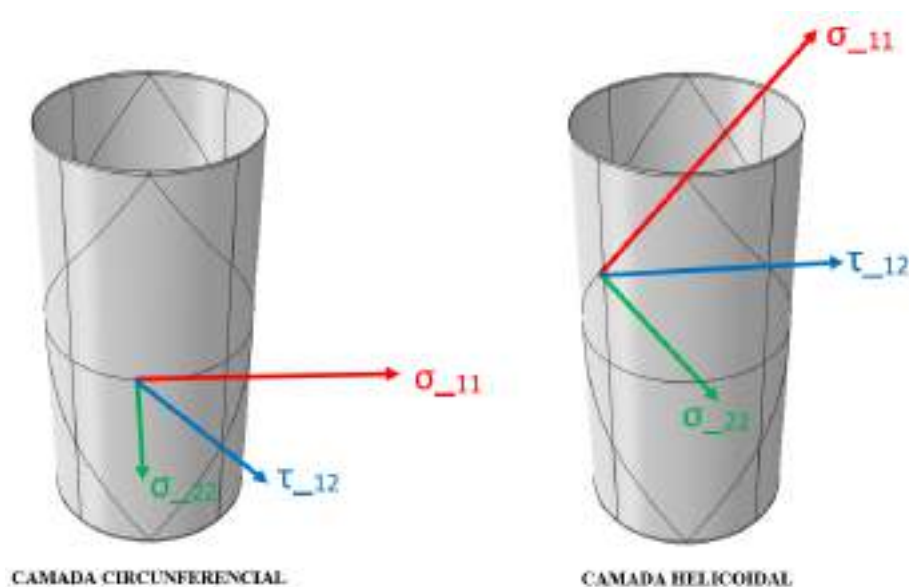


Figura 54 – Direções das tensões nas camadas circunferenciais e helicoidais.

Fonte: Autor.

6.4.1 Análise nas camadas

Foram analisadas as tensões em todas as camadas dos modelos bem como as deformações nas estruturas de cada configuração proposta neste estudo. Para efeito comparativo, os gráficos de tensão/deformação dos modelos em casca e tridimensionais foram colocados lado a lado para melhor compreensão dos resultados que cada modelo apresentou.

Foi verificado que não houve mudança significativa nos valores de tensão e deformação para os padrões analisados, tanto na abordagem em casca como na tridimensional.

Ao analisar as tensões na direção longitudinal das camadas circunferenciais 01, 04 e 05 nas abordagens em casca e tridimensional, observou-se que o gradiente e os valores das tensões foram muito semelhantes. No entanto, os modelos tridimensionais apresentaram tensões mais aparentes nas regiões de cruzamento circunferencial e helicoidal. Já na direção transversal dessas camadas, os valores das tensões seguiram o mesmo padrão em termos de valores e gradiente, e também foi observado um gradiente de tensões mais aparente nas regiões de entrelace nas abordagens tridimensionais. As tensões de cisalhamento no plano 12 mostraram-se próximas em termos de valores e gradiente em ambas abordagens para os modelos C e D. No entanto, nos modelos A e B essa diferença foi de aproximadamente 1,7 e 6,5 vezes maior, respectivamente, para os modelos em casca, conforme mostra a Tabela 13.

Ao analisar as tensões na direção longitudinal das camadas helicoidais 02 e 03, nas abordagens em casca e tridimensional, constatou-se que os valores de tensão e seus gradientes são amplamente similares em grande parte do mosaico. No entanto, observou-se um comportamento bastante distinto entre as duas abordagens nas regiões de entrelaçamento. Em relação à direção transversal dessas camadas, não foram identificadas alterações significativas nos valores de tensão e de seus gradientes em ambas as abordagens. Os valores de tensão de cisalhamento no plano 12, bem como seus gradientes, não apresentaram mudanças significativas entre as abordagens em casca e tridimensional.

Nas análises das deformações radiais e axiais em ambas abordagens, foi constatado que não houve mudanças significativas em seus valores bem como em seus gradientes.

6.4.2 Análise nas regiões de entrelace

Foram observadas diferenças no comportamento das tensões nas regiões de cruzamentos helicoidais e circunferenciais entre as abordagens em casca e tridimensionais, as tensões na direção longitudinal apresentaram valores até três vezes maiores quando comparado aos modelos em casca, conforme mostra a Tabela 13. Além disso, nas regiões de cruzamentos helicoidais e circunferenciais, foram identificadas tensões de compressão nos modelos tridimensionais, enquanto essas tensões não surgiram nos modelos em casca. A Figura 55 ilustra o comportamento das tensões do modelo padrão B nas regiões de cruzamento circunferencial e helicoidal.

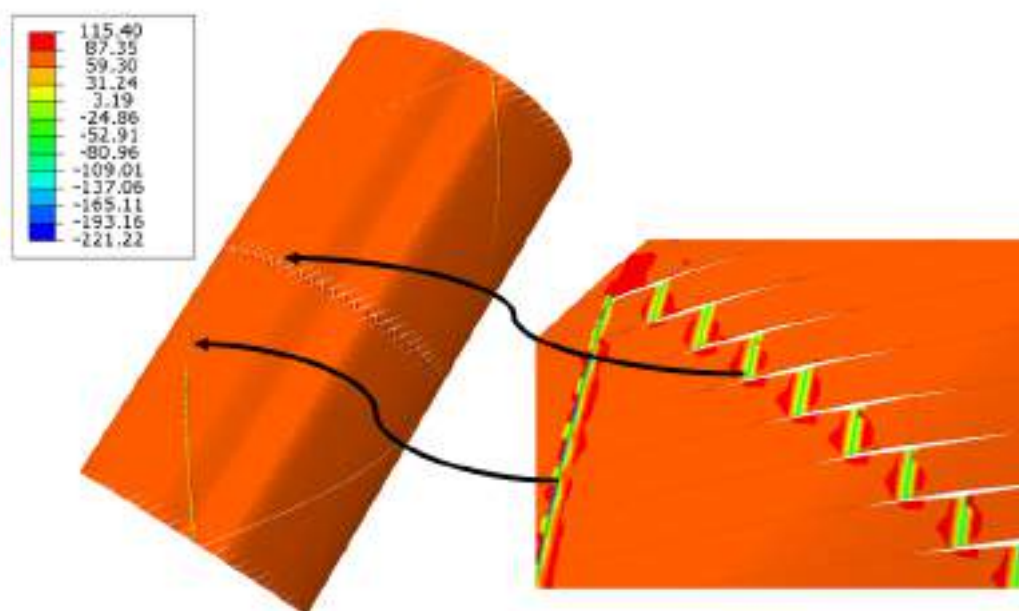


Figura 55 – Tensão longitudinal nas regiões de cruzamentos, camada $+\theta$.

Fonte: Autor.

Para uma melhor visualização do efeito comparativo entre os modelos em casca e tridimensionais das tensões e deformações, os modelos tridimensionais B, C e D foram rotacionados utilizando uma ferramenta de saída de resultados que está disponível no *software* para ilustrarem os cilindros por completo.

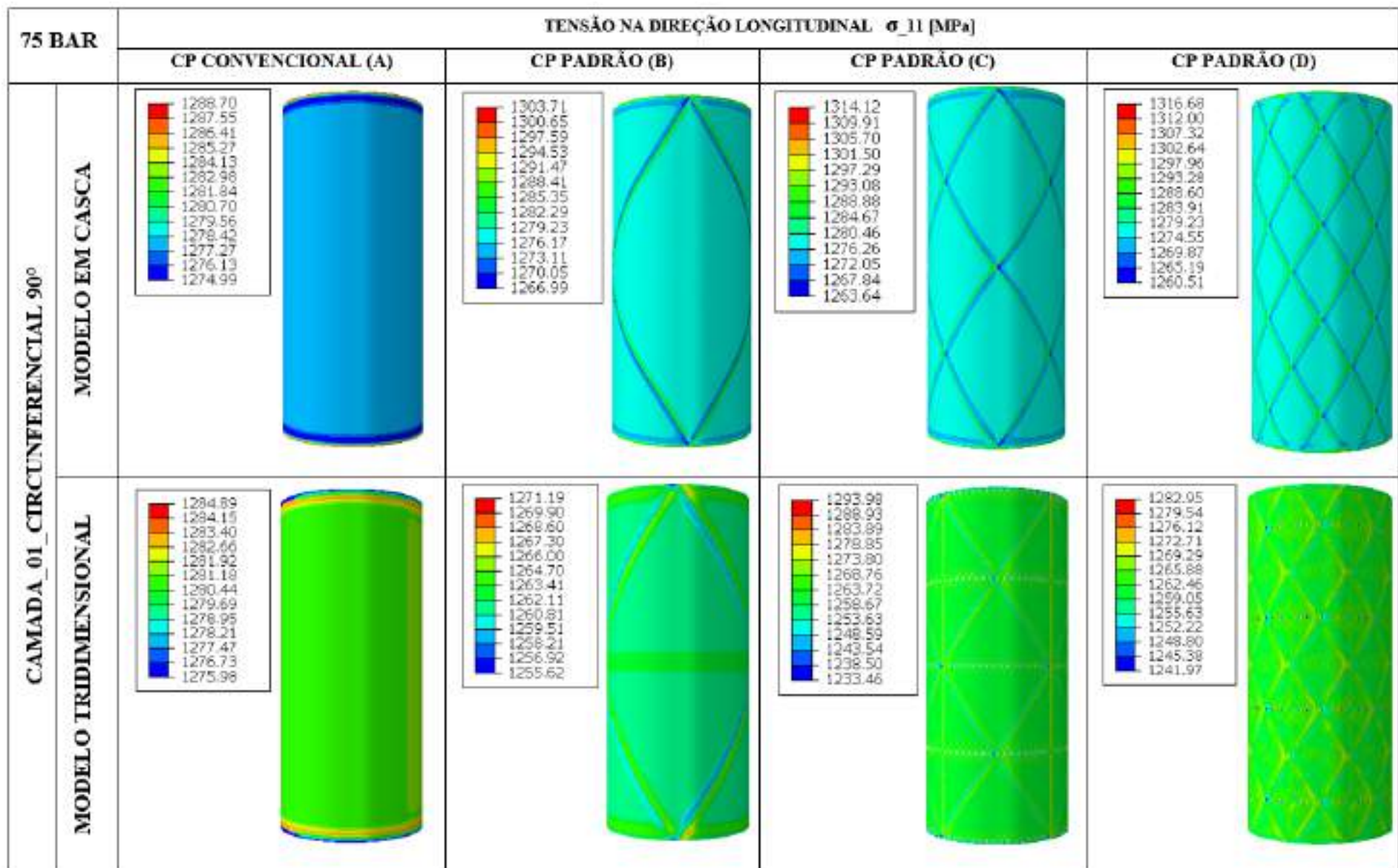


Figura 56 – Tensão na direção longitudinal σ_1 , camada 01.

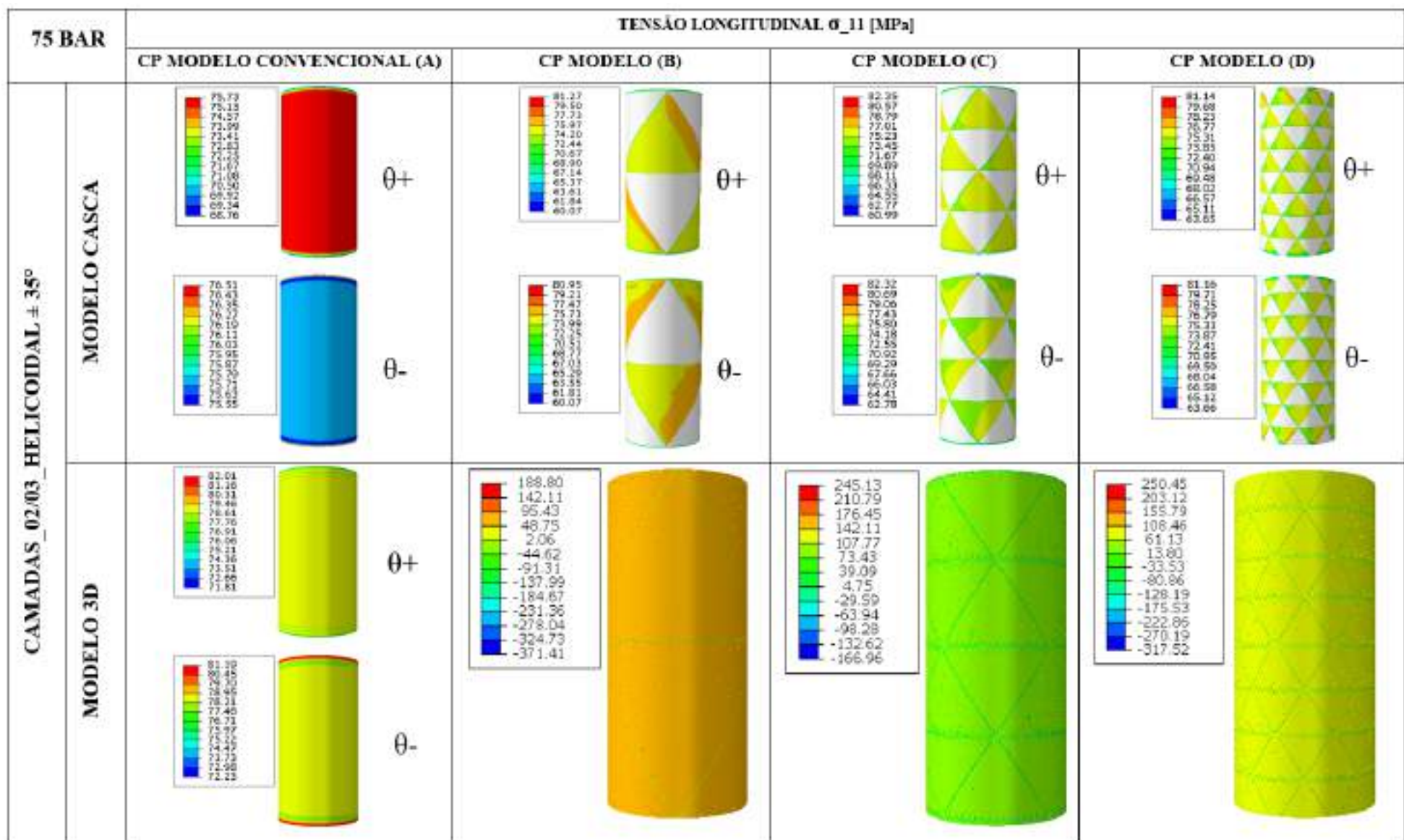


Figura 57 – Tensão na direção longitudinal σ_1 , camadas 02/03.

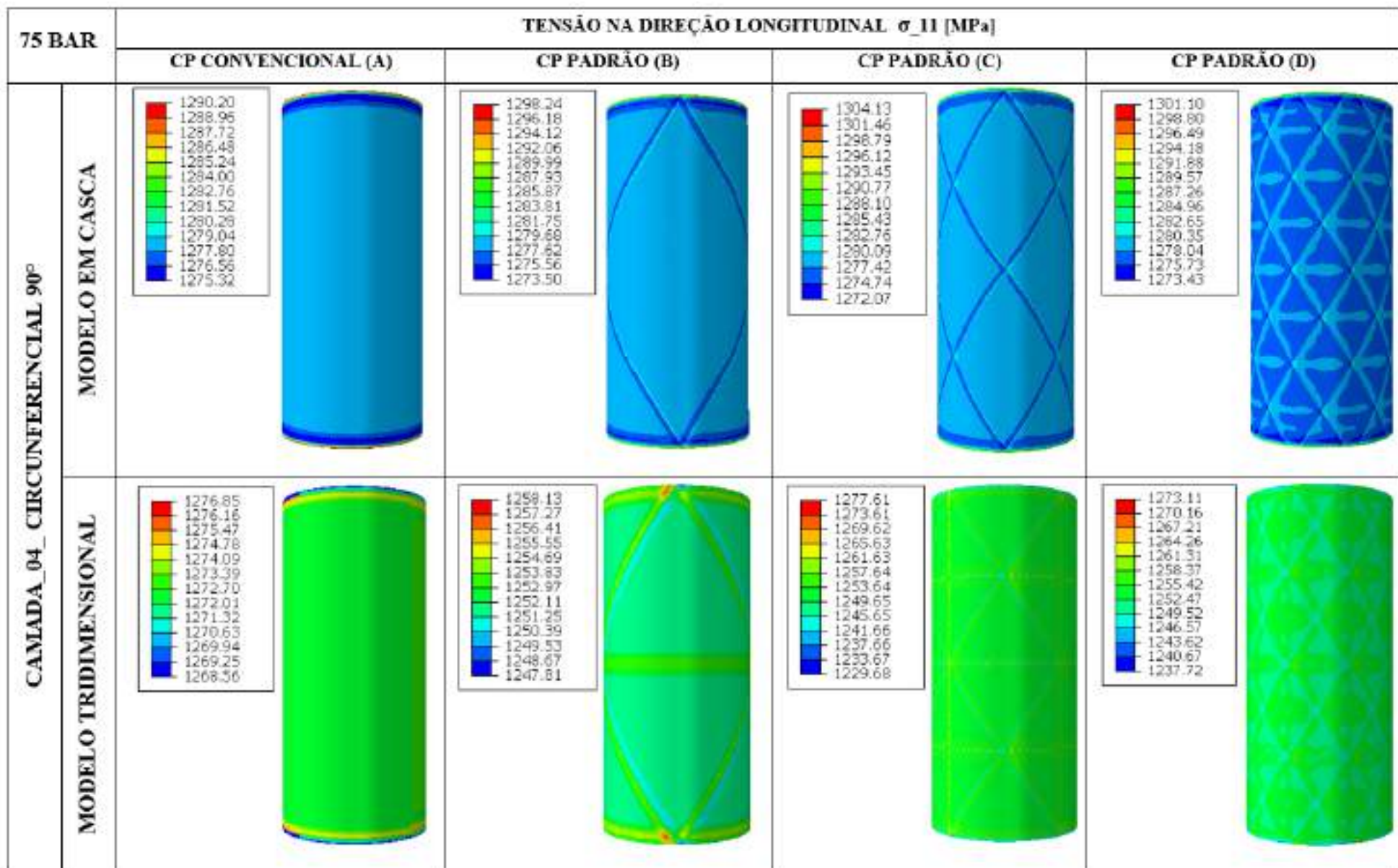


Figura 58 – Tensão na direção longitudinal σ_1 , camada 04.

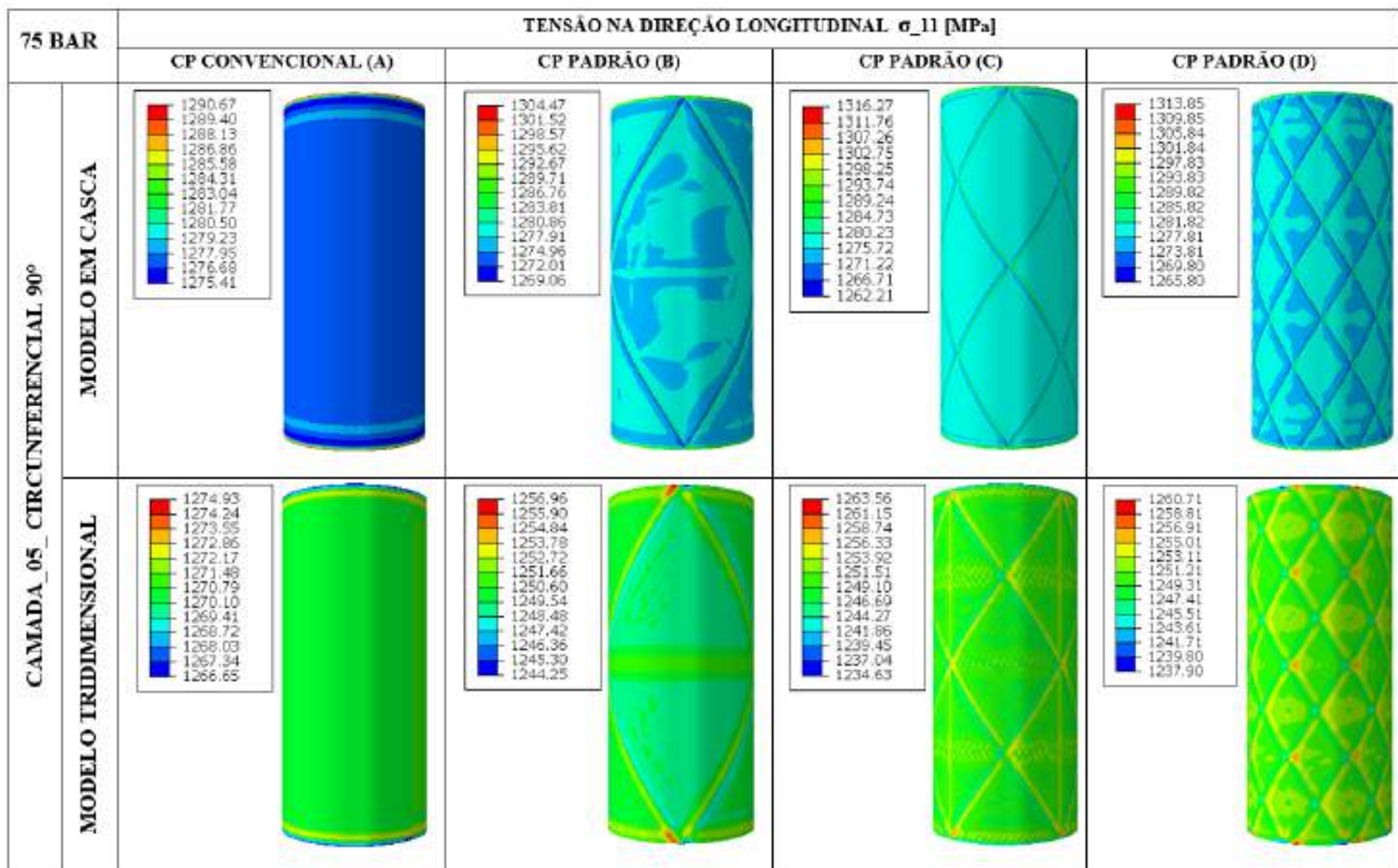


Figura 59 – Tensão na direção longitudinal σ_1 , camada 05.

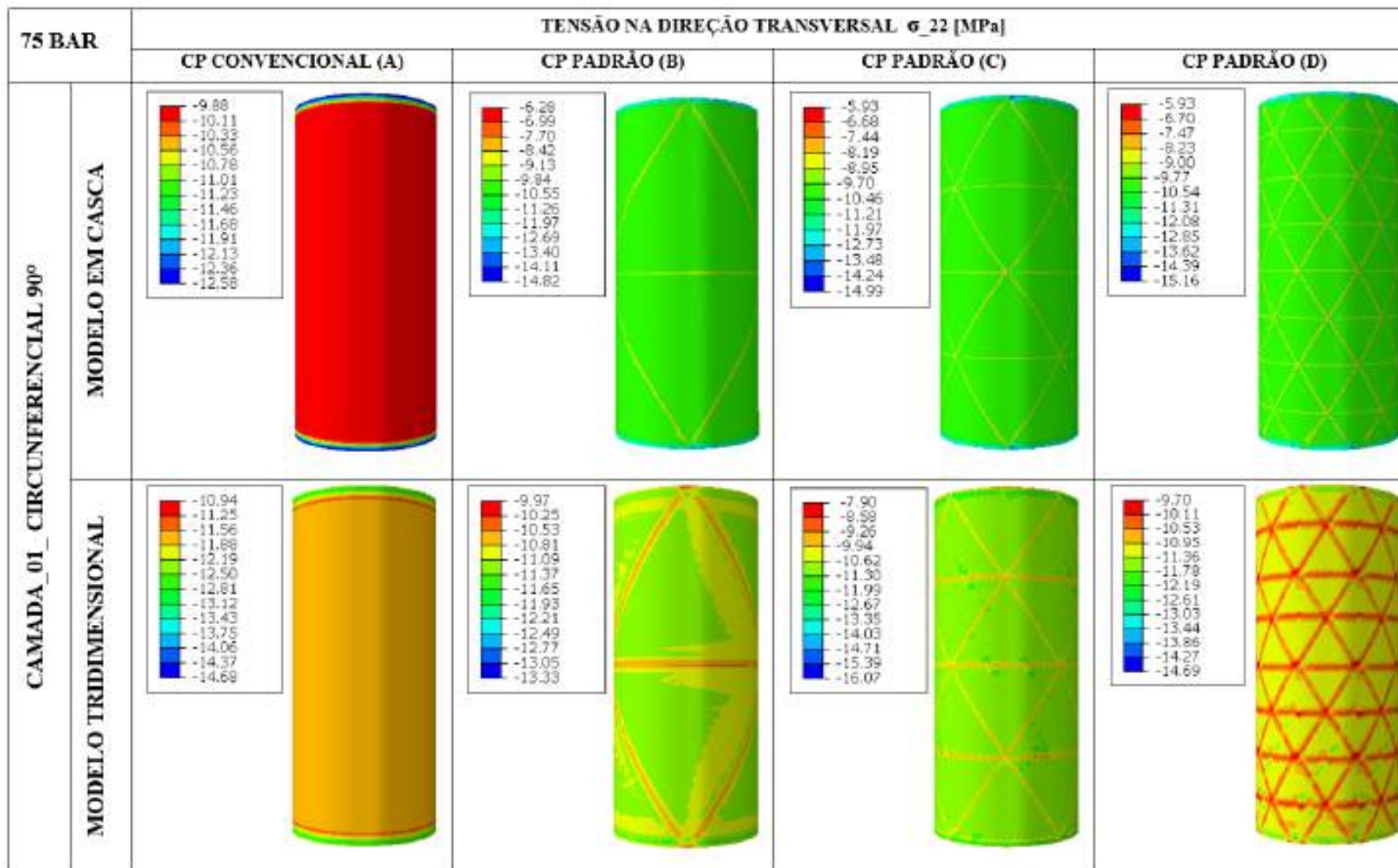


Figura 60 – Tensão na direção transversal σ_2 , camada 01.

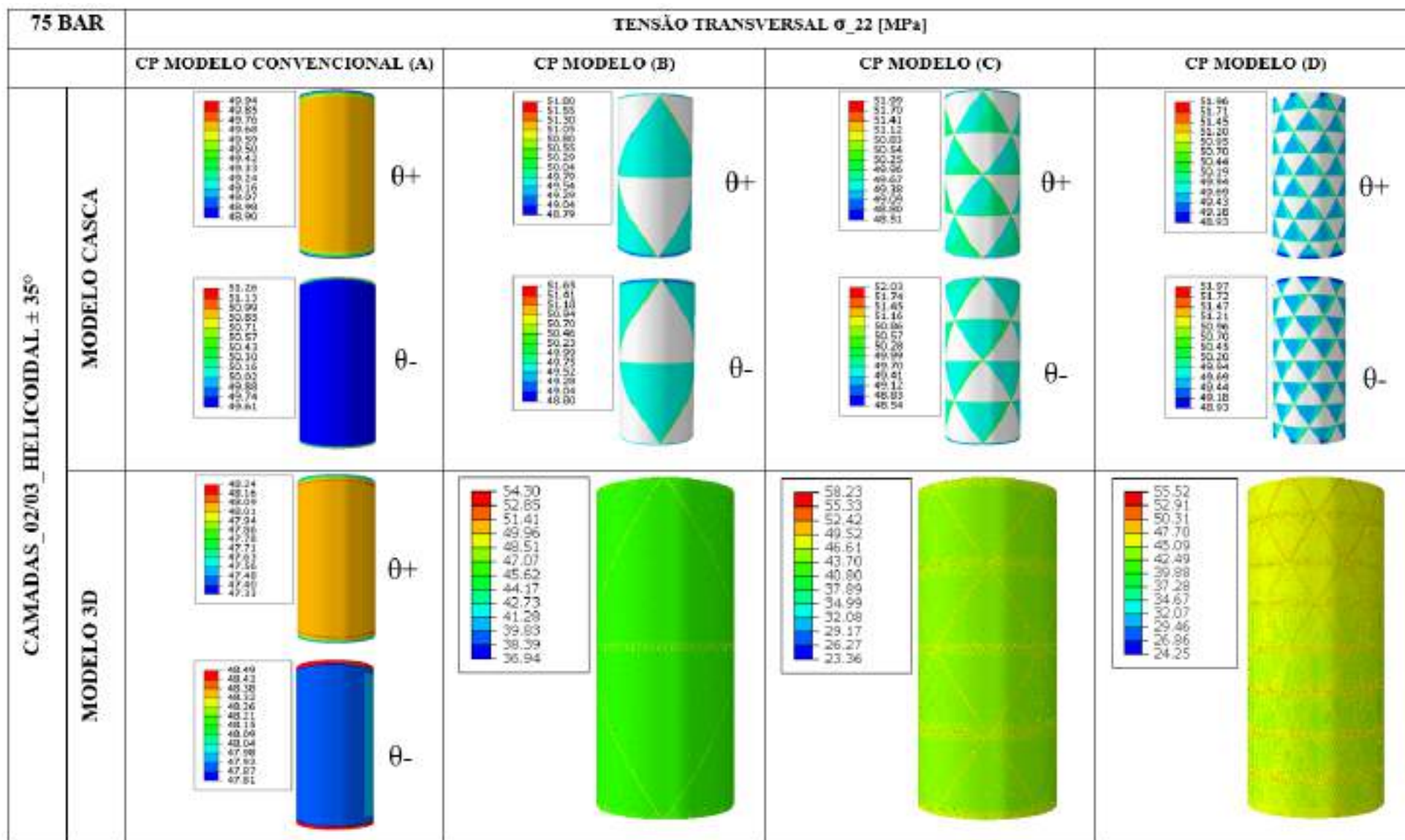


Figura 61 – Tensão na direção transversal σ_2 , camadas 02/03.

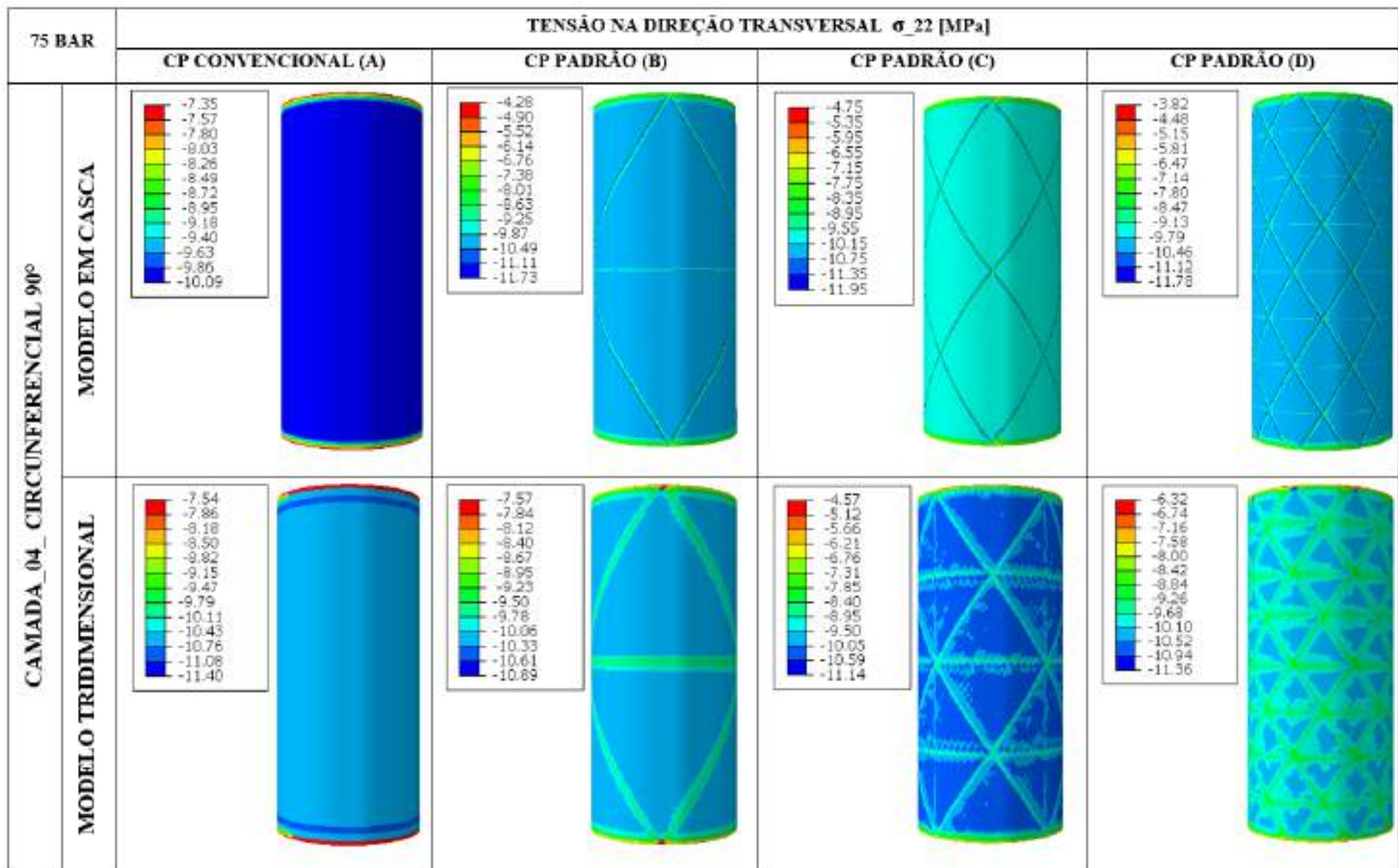


Figura 62 – Tensão na direção transversal σ_2 , camada 04.

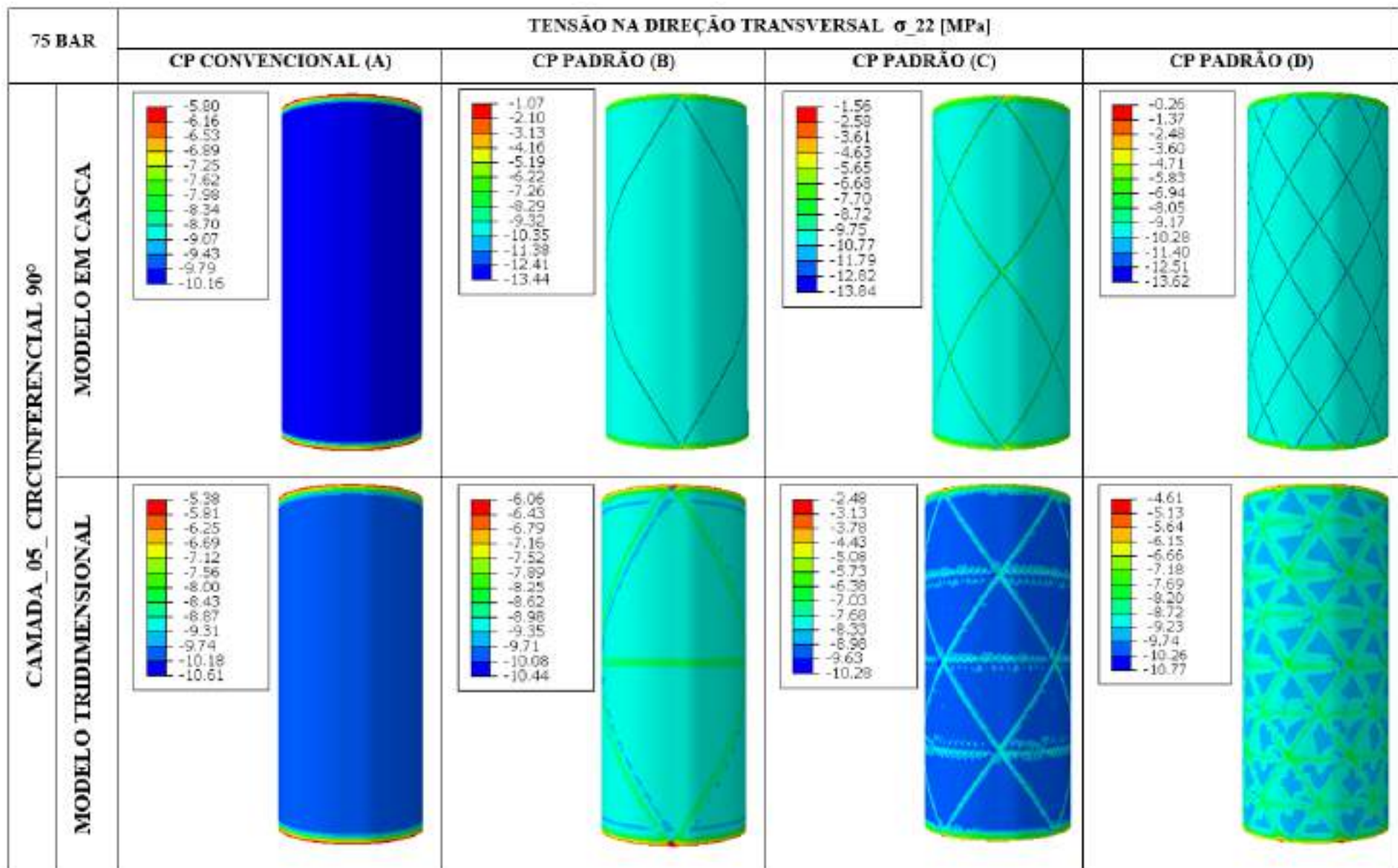


Figura 63 – Tensão na direção transversal σ_2 , camada 05.

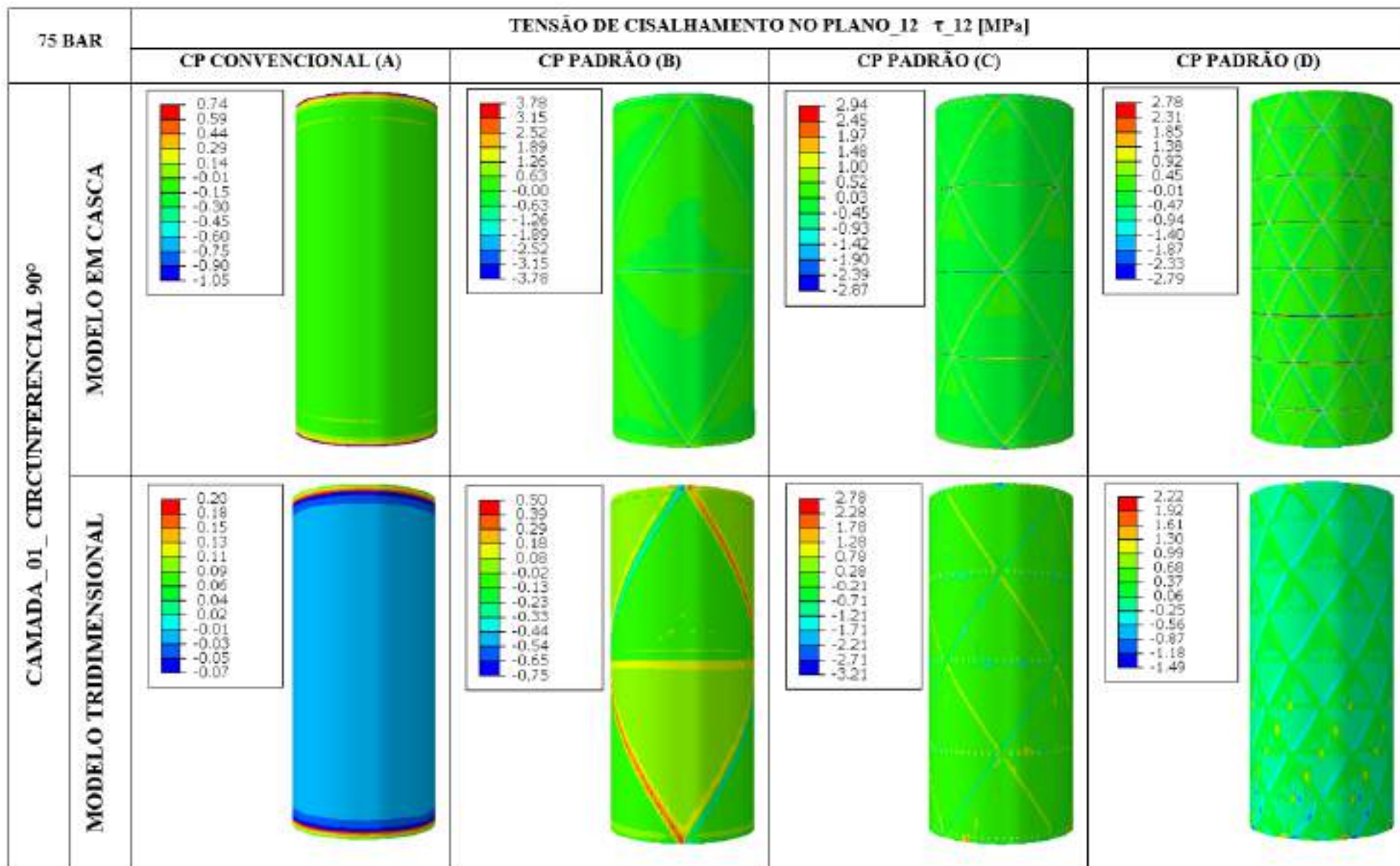
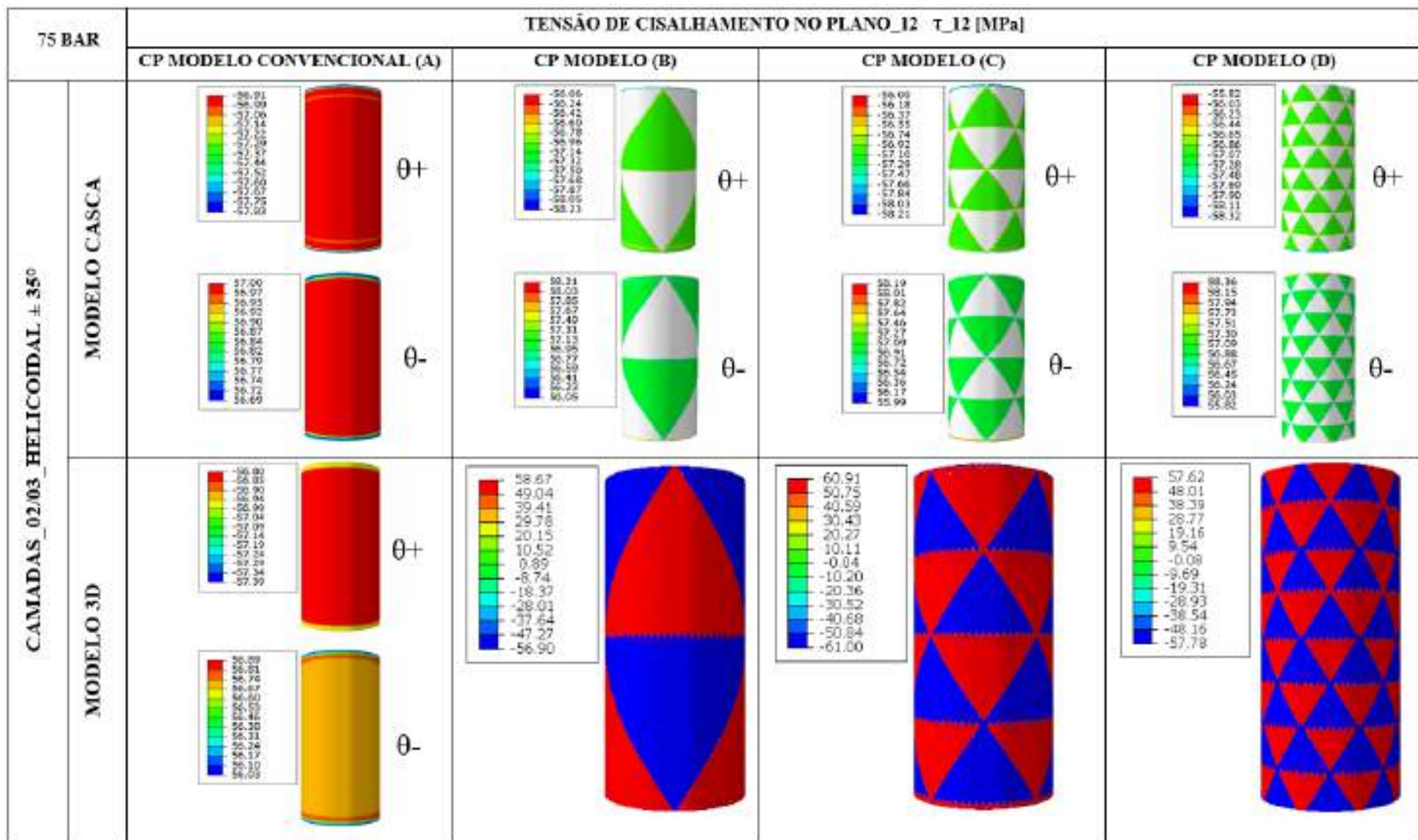


Figura 64 – Tensão de cisalhamento τ_{12} , camada 01.



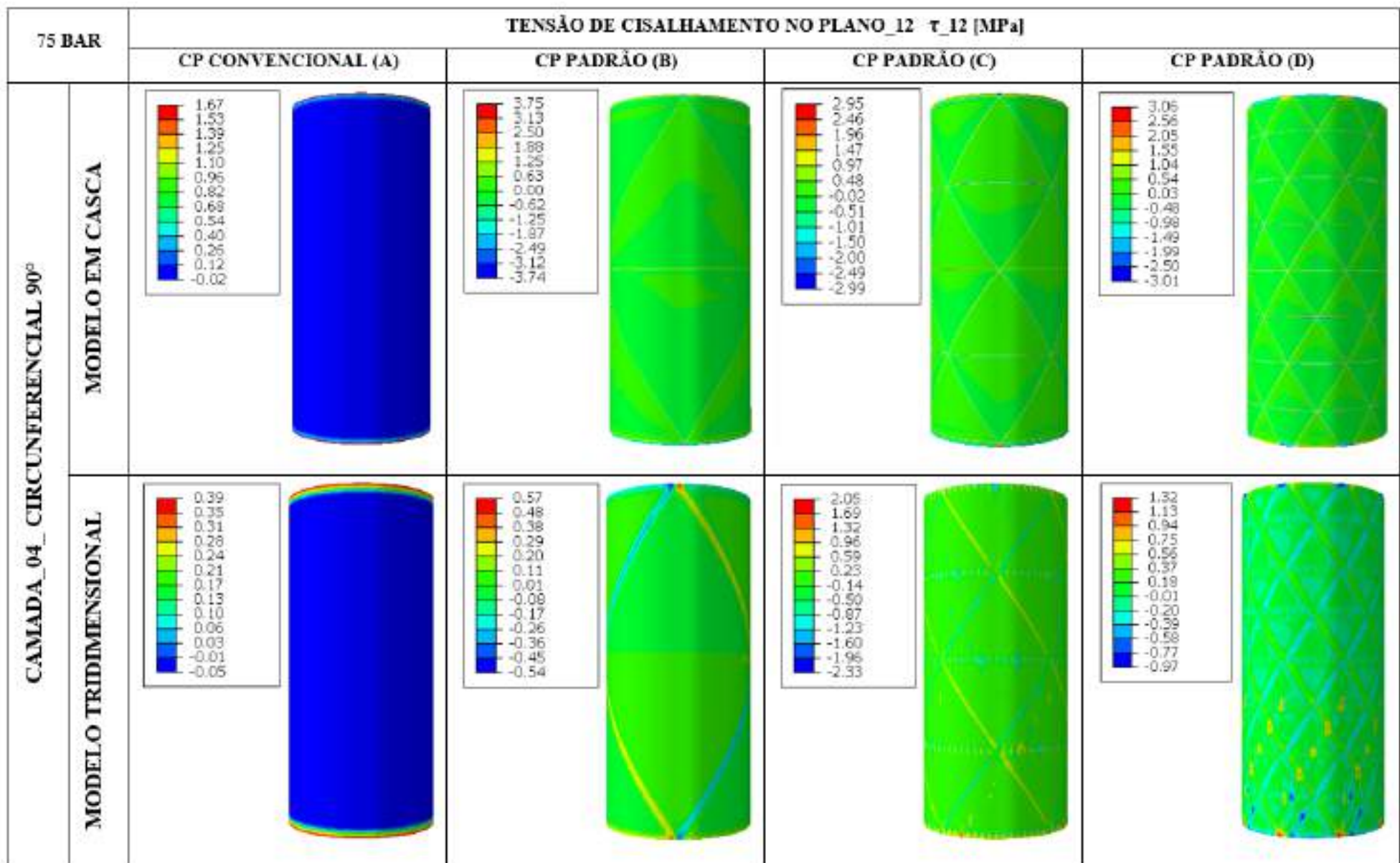


Figura 66 – Tensão de cisalhamento τ_{12} , camada 04.

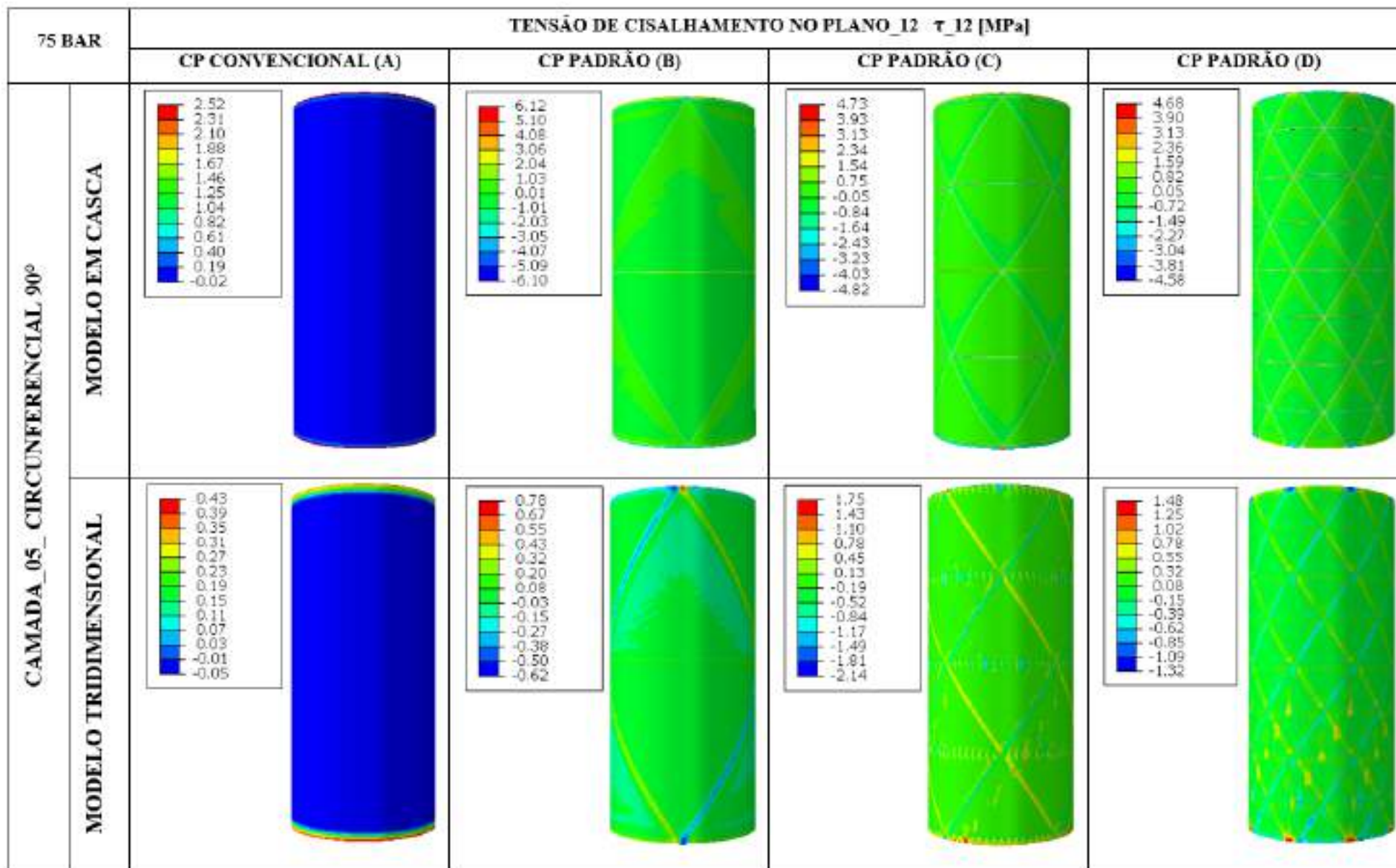


Figura 67 – Tensão de Cisalhamento τ_{12} , camada 05.

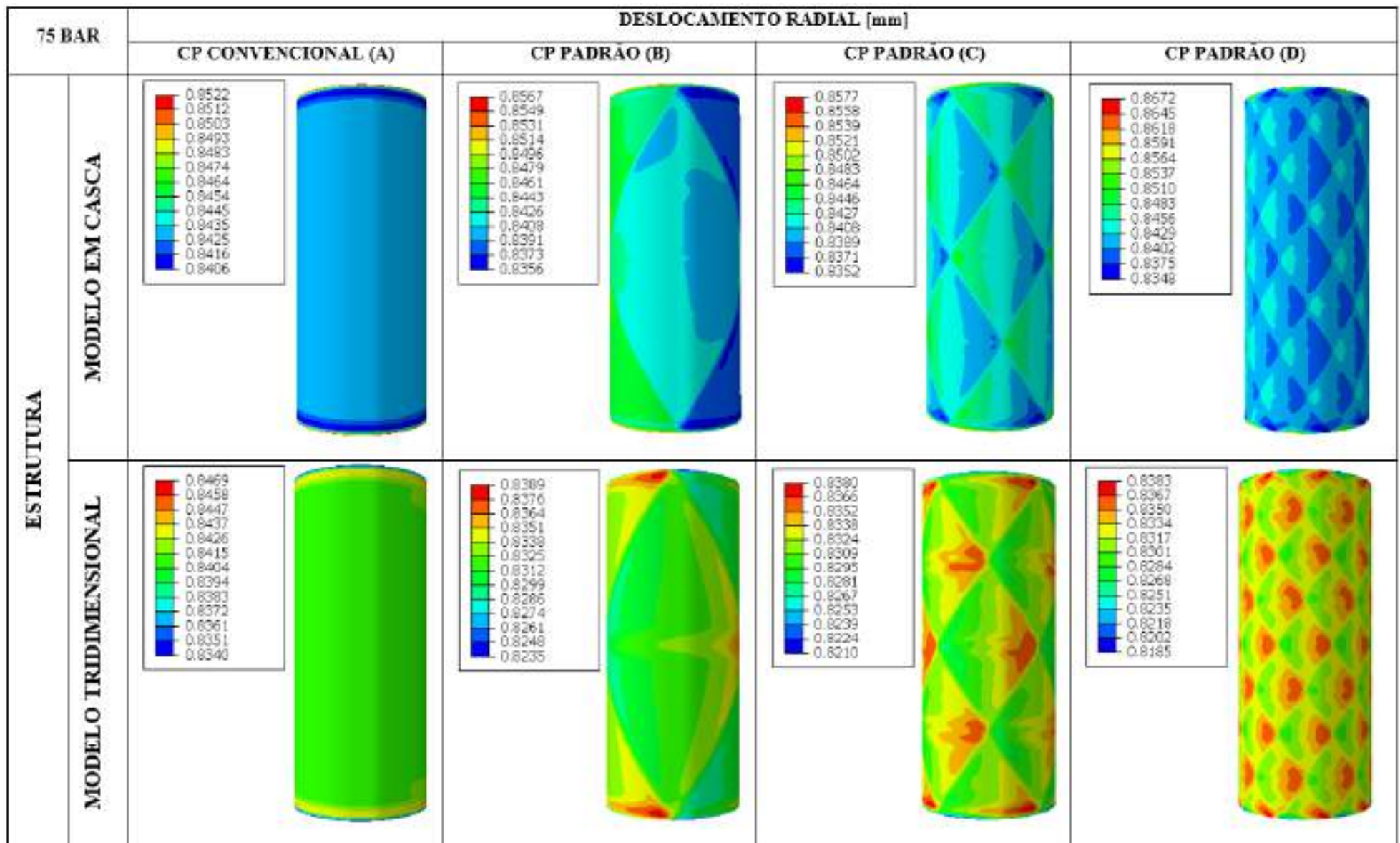


Figura 68 – Deslocamento radial.

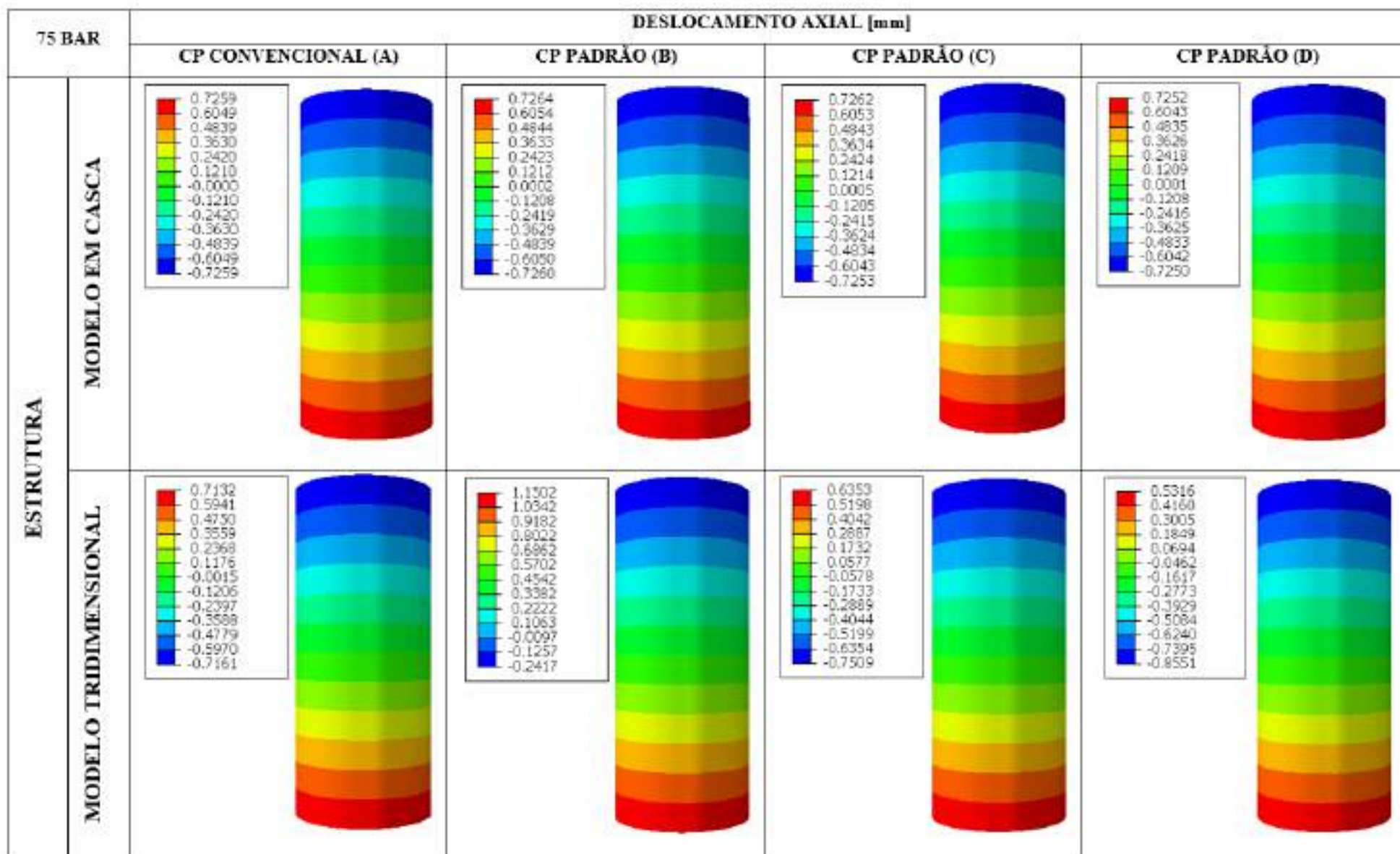


Figura 69 – Deslocamento axial.

Tabela 13 – Tabela de Tensão/Deformação.

PRESSÃO 75 Bar	MODELO CONVENCIONAL (A)		MODELO (B)		MODELO (C)		MODELO (D)		
	CASCA	3D	CASCA	3D	CASCA	3D	CASCA	3D	
	TENSÃO LONGITUDINAL σ_{11} [MPa]								
CAMADA_01_CIRCUNF.	1288,70 1274,99	1284,89 1275,98	1303,71 1266,99	1271,19 1255,62	1314,12 1263,64	1293,98 1233,46	1316,68 1260,51	1282,95 1241,97	
CAMADA_02/03_HELIC. ± 0	76,51 68,76	81,19 71,81	81,27 60,07	(188,80 -371,41)*	82,35 60,99	(245,13 -166,96)*	81,16 63,65	(250,45 -317,52)*	
CAMADA_04_CIRCUNF.	1290,20 1275,32	1276,85 1268,56	1298,24 1273,50	1258,13 1274,81	1304,13 1272,07	1273,61 1229,68	1301,10 1273,43	1273,11 1237,72	
CAMADA_05_CIRCUNF.	1290,67 1275,41	1274,93 1266,65	1304,47 1269,06	1256,96 1244,25	1316,27 1262,21	1263,56 1234,63	1313,85 1265,80	1260,71 1237,90	
	TENSÃO TRANSVERSAL σ_{22} [MPa]								
CAMADA_01_CIRCUNF.	-9,88 -12,58	-10,94 -14,68	-6,28 -14,82	-9,97 -13,33	-5,93 -14,99	-7,90 -16,07	-5,93 -15,16	-9,70 -14,69	
CAMADA_02/03_HELIC. ± 0	51,26 48,90	48,49 47,33	51,80 48,79	54,30 36,94	52,03 48,51	58,23 23,36	51,97 48,93	55,52 24,25	
CAMADA_04_CIRCUNF.	-7,35 -10,09	-7,54 -11,40	-4,28 -11,73	-7,54 -10,89	-4,75 -11,95	-4,57 -11,14	-3,82 -11,78	-6,32 -11,36	
CAMADA_05_CIRCUNF.	-5,80 -10,16	-5,38 -10,61	-1,07 -13,44	-6,06 10,44	-1,56 -13,84	-2,48 -10,28	-0,26 -13,62	-4,61 -10,77	
	CISALHAMENTO NO PLANO 12 τ_{12} [MPa]								
CAMADA_01_CIRCUNF.	0,74 -1,05	(0,20 -0,07)*	3,78 -3,78	(0,5 -0,75)*	2,94 -2,87	2,78 -3,21	2,78 -2,79	2,22 -1,49	
CAMADA_02/03_HELIC. ± 0	57,00 -57,83	-57,39 56,89	58,21 -58,23	58,67 -56,90	58,19 -58,21	60,91 -61,00	58,36 -58,32	57,62 -57,78	
CAMADA_04_CIRCUNF.	1,67 -0,02	(0,39 -0,05)*	3,75 -3,74	(0,57 -0,54)*	2,95 -2,99	2,05 -2,33	3,06 -3,01	1,32 -0,97	
CAMADA_05_CIRCUNF.	2,52 -0,02	(0,43 -0,05)*	6,12 -6,10	(0,78 -0,62)*	4,73 -4,82	1,75 -2,14	4,68 -4,58	1,48 -1,32	
	DESLOCAMENTO [mm]								
RADIAL	0,8552 0,8406	0,8469 0,8340	0,8567 0,8356	0,8389 0,8235	0,8577 0,8352	0,8380 0,8210	0,8672 0,8348	0,8383 0,8185	
AXIAL	1,4515	1,4293	1,4524	1,3919	1,4515	1,3862	1,4502	1,3867	

Fonte: Autor.

*Valores de tensão dos modelos tridimensionais que destoaram de maneira significativa dos modelos em casca.

6.5 Análise Modal

6.5.1 Análise numérica

Na análise modal realizada de modo experimental por *bump test* foi notado que os cilindros possuíam muitos modos de casca, gerando sinais de baixa qualidade, em virtude disso, foi adicionado em cada uma das extremidades dos cilindros tampas metálicas feitas em alumínio.

Essas tampas permitiram obter os modos e suas respectivas frequências com um sinal limpo e bem coerente, além da diminuição dos modos de casca que são predominantes nesses tipos de estruturas. As tampas também serviram de apoio para a fixação do acelerômetro para obtenção dos modos axiais de vibração.

No ensaio experimental notou-se que as frequências de interesse ficavam dentro de uma faixa de frequência de (1000 a 2000)Hz, desse modo, foi atribuído esse range para executar o cálculo a fim de diminuir o custo computacional. Os Fatores de amortecimento de massa e de rigidez relacionados aos materiais foram extraídos e adicionados aos modelos numéricos por meio do ensaio de *bump test*. O ensaio consiste em colocar um acelerômetro nas peças a serem ensaiadas e em seguida uma excitação externa é provocada por um martelo, essa excitação geram picos de ressonância onde é possível obter uma frequência e um ξ_i equivalente para cada ponto modo encontrado. A Tabela 14 mostra os valores de ω_i e ξ_i obtidos em cada componente.

Tabela 14 – Coeficiente de amortecimento do material.

	ω [Hz]	ξ [-]	α	β
Cilindro em Compósito	1520	0,00138	7,44E-07	1,82E-07
	1604	0,00341		
Tampa metálica em alumínio	2102	0,00177	4,2532	7,21E-07
	3890	0,00195		

Fonte: Autor.

Para a obtenção dos coeficientes α e β , basta substituir os valores de ω_i e ξ_i de seus respectivos modos na equação 6.1, (SIMULIA, 2018).

$$\xi_i = \frac{\alpha}{2\omega_i} + \frac{\beta\omega_i}{2} \quad (6.1)$$

Os valores dos coeficientes α e β encontrados nos ensaios experimentais de cada material analisado foram adicionados na entrada de dados dos respectivos materiais que está disponível no *software* de elementos finitos. A análise de frequên-

cia só foi realizada nos modelos em casca, pois os modelos tridimensionais por apresentarem maior número de elementos, o custo computacional ficou elevado. Esse aumento de demanda computacional ocorre devido a análise modal contemplar o cálculo da matriz de massa e da matriz de autovalores, demanda essa que não ocorre no cálculo de carregamento por pressão. Os modelos numéricos em casca foram adicionados tampas metálicas em alumínio em suas extremidades para que o sistema numérico ficasse equivalente ao sistema experimental. Essas tampas foram fixadas de modo a permanecerem sem movimento relativo ao cilindro.

A simulação foi realizada no módulo de análise de frequência do *software Abaqus* utilizando o método de autovalores de *Lanczos*, varrendo uma faixa de frequência de (1000 a 2000)Hz conforme mencionado anteriormente.

Os modos de frequência de interesse foram o primeiro modo de flexão e o modo axial. A Figura 70 ilustra como ficou o arranjo do modelo D com as tampas e as respectivas regiões de fixação.

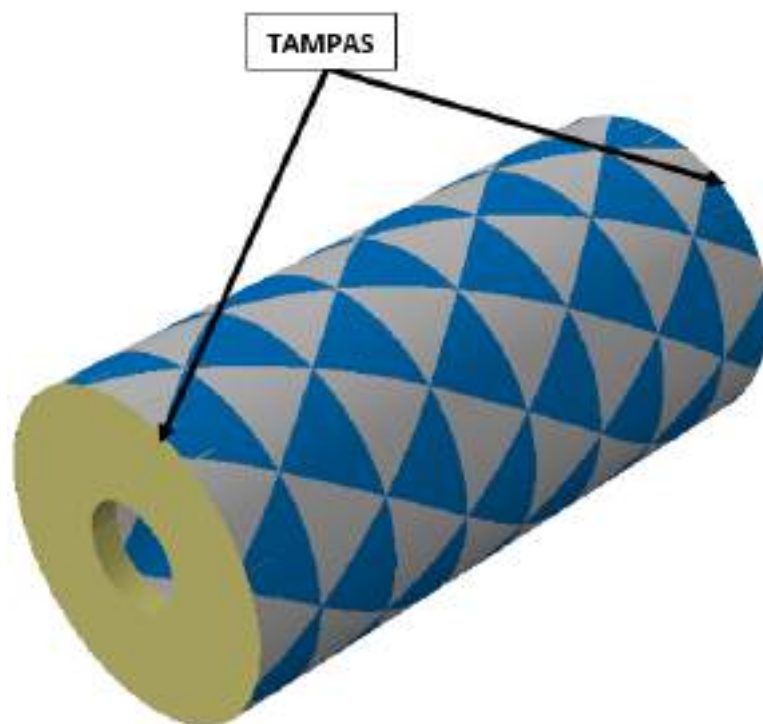


Figura 70 – Disposição do sistema para análise modal, modelo D.

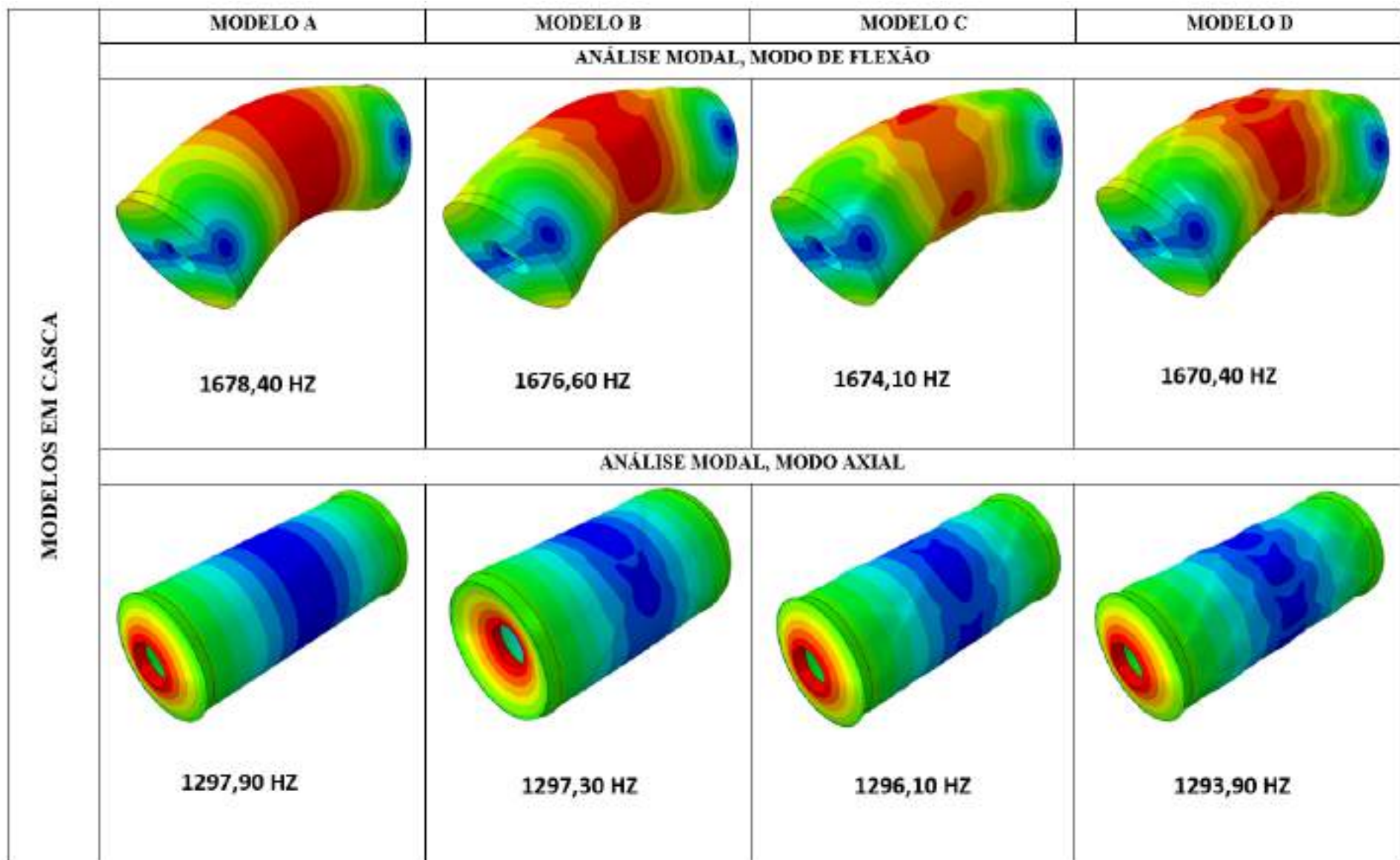


Figura 71 – Modos de flexão e axial dos modelos em casca.

6.5.2 Análise experimental, *bump test*

Os ensaios foram realizados nos 24 corpos de prova, sendo 6 para cada modelo analisado A, B, C e D. As tampas metálicas em alumínio foram fixadas por interferência com auxílio de fitas adesivas, esse procedimento permitiu que elas ficassem fixas impossibilitando o movimento relativo entre o cilindro.

O ensaio consiste em colocar o conjunto de tampas e cilindro em um dispositivo de modo que a estrutura fique suspensa ao ar por meio de orings, permitindo o seu movimento em qualquer direção após a excitação provocada pelo martelo de impacto munido com a célula de carga em sua extremidade.

Em cada cp foram atribuídos 5 impactos consecutivos, e mediante a cada impacto foi obtido uma curva de resposta em frequência. O comportamento de cada curva gerada é comparada com a anterior para verificar a coerência do ensaio, que deve alcançar valores mínimo de 80% entre as batidas, caso isso não ocorra, o ensaio deve ser refeito.

Após as 5 batidas uma curva média é gerada para cada cp, mediante as 6 curvas obtidas para cada modelo, é realizado uma média dessas curvas por meio de seus pontos gerados no ensaio, em seguida, é plotado a média dessas curvas para os respectivos modelos analisados.

Esse procedimento deve ser executado em etapas separadas para aquisição da resposta em frequência dos modos axial e de flexão, pois a posição do acelerômetro bem como a direção do martelo de impacto, são executadas em posição e direção diferentes para cada modo analisado.

As batidas devem ser executadas de forma moderada para não provocar *overload* e uma conseqüente ausência de sinal de resposta. Deve ser evitado também o repique (deslizamento do martelo) no momento da batida, pois isso acarretará em uma curva de baixa coerência. A especificação técnica do acelerômetro

- Modelo: Bruel Kjaer 4347
- Dimensões, diâmetro: 5 mm, altura: 6,7 mm
- Temperatura de trabalho: -74 até 250 °C
- Máxima aceleração de impacto: 250.000 ms^{-2} de pico
- Sensibilidade magnética: 30 ms^{-2}/T

- Sensibilidade acústica: $0,1 \text{ ms}^{-2}$ em 154 dB
- Sensibilidade a deformação: $0,005 \text{ ms}^{-2}/\mu\epsilon$

A bancada de ensaio é composta por um martelo de excitação, um acelerômetro piezoelétrico, um amplificador de sinal, um computador de aquisição de dados da *National Instrument* e um monitor.

- Análise do modo de flexão

Para análise do modo de flexão o acelerômetro foi posicionado no centro do cilindro com sua face dispostas radialmente ao cilindro.

A excitação provocada pelo martelo foi no sentido radial na extremidade do cilindro na região onde está localizada uma das tampas. A Figura 72 ilustra o croqui da bancada de teste para o ensaio do modo de flexão.

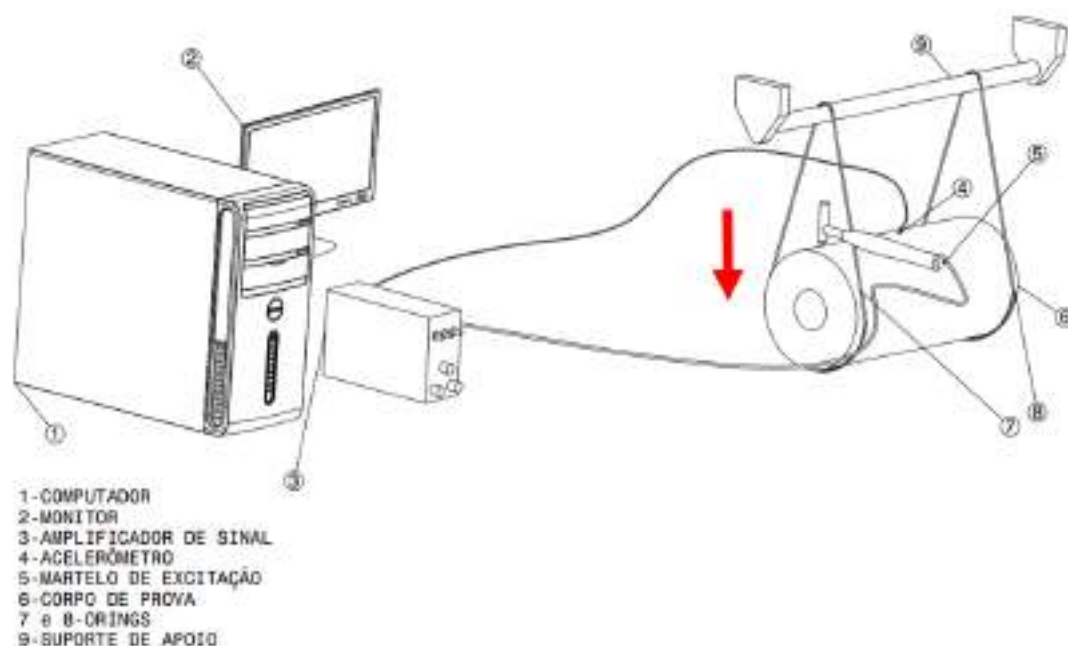


Figura 72 – *Bump test*, instrumentação para aquisição dos modos de flexão.

Fonte: Autor.

- Análise do modo axial

Para análise do modo axial o acelerômetro foi posicionado na face externa de uma das tampas, a face do acelerômetro ficou disposta na direção axial da tampa.

A excitação provocada pelo martelo foi no sentido axial, aproximadamente na metade do raio de uma das tampas. A Figura 73 ilustra o croqui da bancada de teste para o ensaio do modo axial.

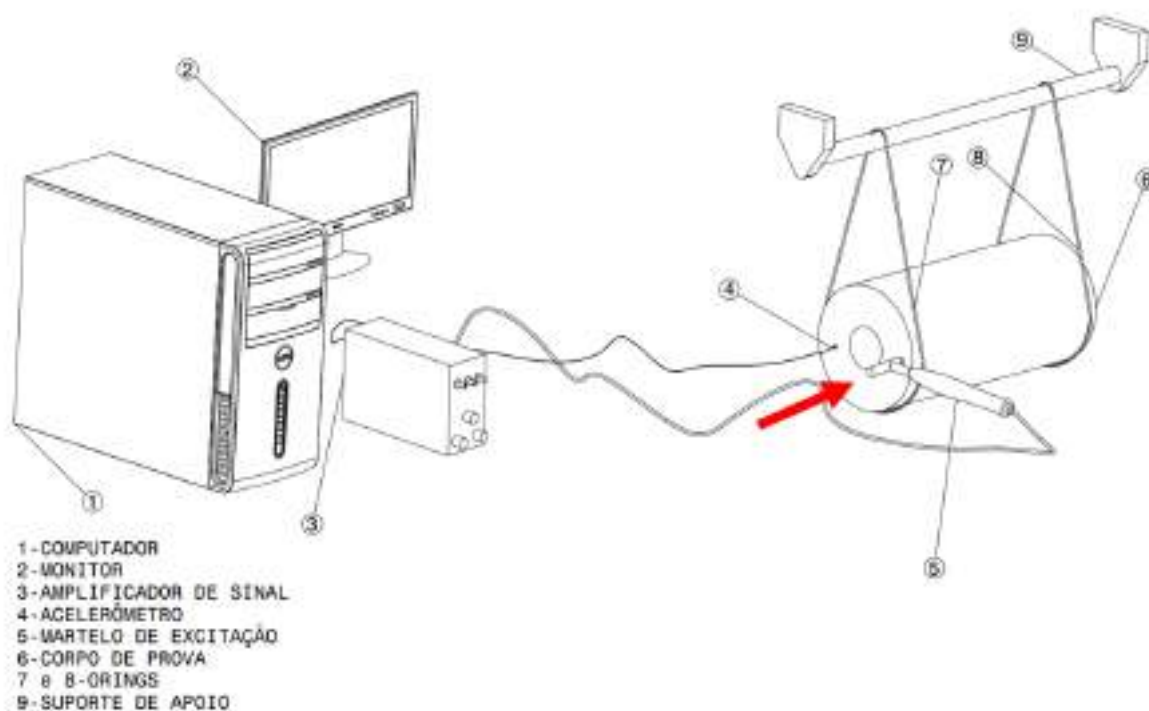


Figura 73 – *Bump test*, instrumentação para aquisição dos modos axiais.

Fonte: Autor.

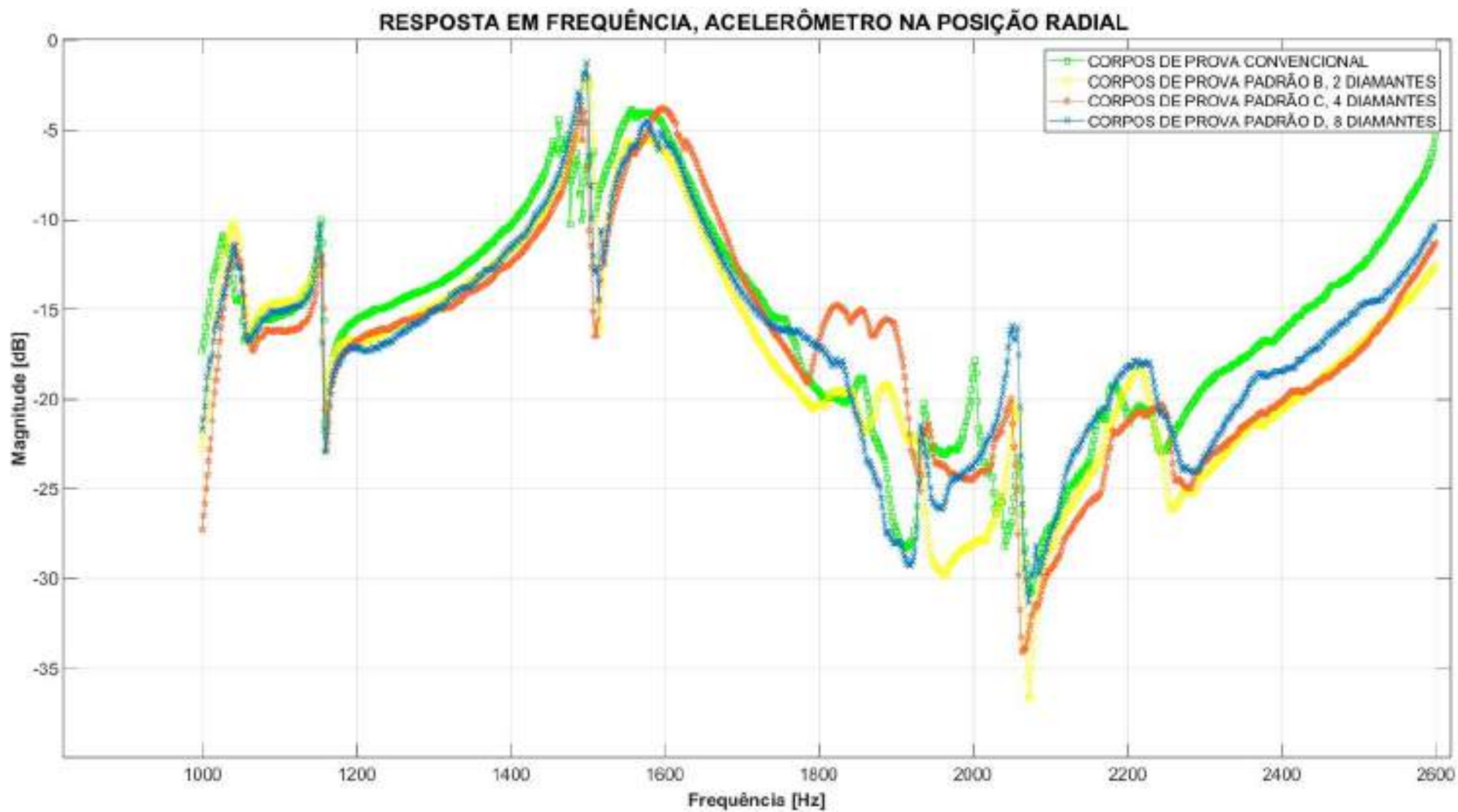


Figura 74 – Média das curvas de resposta em frequência dos corpos de provas analisados, acelerômetro na posição radial.

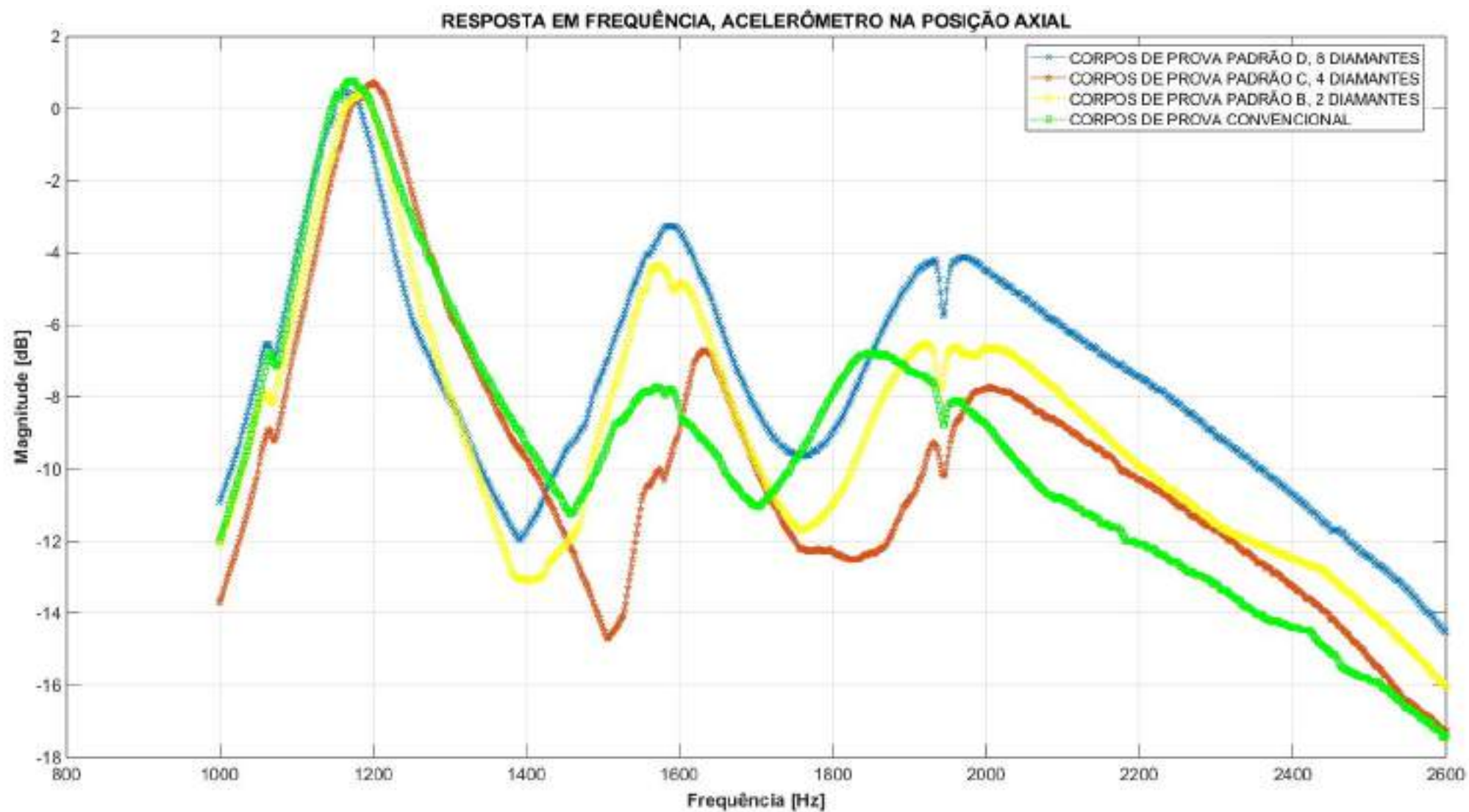


Figura 75 – Média das curvas de resposta em frequência dos corpos de provas analisados, acelerômetro na posição axial.

6.6 Resultados Numérico x Experimental

O comportamento da rigidez das estruturas não se alteraram de maneira significativa para os padrões de bobinagens analisados, tanto para as análises experimentais como para as análises numéricas. Isso pôde ser observado nas curvas de respostas em frequência para ambos os modos analisados, axiais e de flexão. Os valores das frequências dos modelos numéricos ficaram sensivelmente superiores aos da análise experimental. Isso pode ser explicado pela somatória de erros tais como: anisotropia do material, adição de tampas metálicas que não são perfeitamente fixas junto a estrutura e erros de instrumentação. A Tabela 15 mostra os valores dessas frequências das respectivas análises numéricas e experimentais.

Tabela 15 – Erro experimental x numérico.

	MODELO A	MODELO B	MODELO C	MODELO D
MODO DE FLEXÃO, NUMÉRICO [Hz]	1678,40	1676,60	1674,10	1670,40
MÉDIA DOS MODO DE FLEXÃO EXPERIMENTAL [Hz]	1560,22	1576,23	1596,18	1573,17
ERRO, MODO FLEXÃO [%]	7,57	6,37	4,88	6,18
MODO AXIAL, NUMÉRICO [Hz]	1297,90	1297,30	1296,10	1293,90
MÉDIA DOS MODO AXIAL EXPERIMENTAL [Hz]	1173,40	1183,37	1203,67	1165,43
ERRO, MODO AXIAL [%]	10,61	8,78	7,68	11,02

Fonte: Autor.

7 CONCLUSÕES

A partir das comparações entre os modelos convencionais que não consideram a arquitetura e os padrões de bobinagem B, C e D, foi possível observar uma distribuição não uniforme das tensões e deformações nos modelos com padrão de bobinamento. Esse comportamento ocorreu tanto nas estruturas em casca como nas tridimensionais, sendo que nos modelos convencionais essa não uniformidade não foi observada. Estudos anteriores conduzidos por (MOROZOV, 2006) e (MIAN; RAHMAN, 2011) também relataram essa não uniformidade nas tensões e deformações em modelos em que levam em consideração os padrões de bobinamento.

Essas constatações reforçam a validade dos resultados obtidos neste estudo e indicam que a influência dos padrões de bobinagem na distribuição das tensões e deformações é um aspecto relevante a ser considerado na análise estrutural.

Uma diferença significativa foi observada nas tensões na direção longitudinal das camadas helicoidais nos modelos em casca e tridimensionais, especialmente nas regiões de entrelaces circunferenciais e helicoidais. Nos modelos tridimensionais, as tensões de tração longitudinal foram até três vezes superiores em relação aos modelos em casca. Também foi observado o surgimento de tensões de compressão nessas regiões, tensões essas que não estiveram presentes nos modelos em casca e nos estudos numéricos realizados por (MOROZOV, 2006) e (MIAN; RAHMAN, 2011).

O aparecimento dessas tensões em valores mais elevados nessas regiões indica uma possível região de início de falha caso a estrutura venha ser solicitada até sua ruptura. Essas regiões de maior solicitação foram mencionadas nos trabalhos experimentais realizados por (ROUSSEAU *et al.*, 1998), (HERNANDEZ-MORENO *et al.*, 2008) e (LISBÔA *et al.*, 2022).

Com base na análise experimental das curvas de resposta em frequência dos modelos A, B, C e D para o acelerômetro nas posições radial e axial, constatou-se que o primeiro modo de flexão e o modo axial puro obtiveram valores de frequências próximos para os respectivos modos em todos os modelos analisados. Essa observação indica que os padrões de bobinagem não tiveram um impacto significativo nos valores de frequência de ressonância do primeiro modo de flexão e do modo axial.

Da mesma forma, na análise numérica modal foi verificado que os padrões de bobinagem não provocaram alterações relevantes na rigidez na direção axial

e no primeiro modo de flexão. Comparando os valores das análises numérica e experimental, foi observado um erro nos modelos numéricos na faixa (6,2 a 7,6)% para os modos de flexão e de (10,6 a 11,0)% para os modos axiais.

Os resultados numéricos de deformação nas abordagens por casca e tridimensional corroboraram com os resultados experimentais obtidos pelo ensaio de *bump test*, uma vez que este apresenta uma relação direta com a rigidez da estrutura. Ambas análises mostraram que os padrões de bobinagem não interferiram na rigidez das estruturas. Outro ponto a ser destacado nessas análises é que ambas não levam em consideração a falha na estrutura, ou seja, tratam-se de análises não destrutivas. Modelos numéricos que levam em consideração falhas em compósito ainda apresentam muitas limitações com relação ao verdadeiro comportamento de falha, dessa maneira, essas análises agregam uma excelente aderência dos resultados.

É possível concluir que a utilização da modelagem por casca, levando em consideração o padrão de bobinagem, é capaz de representar de forma satisfatória o comportamento global da rigidez e das deformações dessas estruturas. No entanto, é importante destacar que os valores das tensões nas regiões de cruzamentos não refletem adequadamente o comportamento real esperado. A elevação das tensões e o surgimento de tensões de compressão nessas regiões nos modelos tridimensionais indicam a necessidade de considerar as regiões de entrelaces durante o dimensionamento dessas estruturas.

REFERÊNCIAS

- AIR, A.; SHAMSUDDOHA, M.; PRUSTY, B. G. A review of type v composite pressure vessels and automated fibre placement based manufacturing. **Composites Part B: Engineering**, Elsevier, v. 253, p. 110573, 2023.
- AZEEM, M.; YA, H. H.; ALAM, M. A.; KUMAR, M.; STABLA, P.; SMOLNICKI, M.; GEMI, L.; KHAN, R.; AHMED, T.; MA, Q. *et al.* Application of filament winding technology in composite pressure vessels and challenges: a review. **Journal of Energy Storage**, Elsevier, v. 49, p. 103468, 2022.
- BRINK, W. Van den; VRIE, G. Van de; NAWIJN, M. Modelling and simulation of damage in woven fabric composites on meso-macro level using the independent mesh method. **International Journal of Materials Engineering Innovation**, Inderscience Publishers Ltd, v. 4, n. 2, p. 84–100, 2013.
- DVORAK, G. **Micromechanics of composite materials**. [S.l.]: Springer Science & Business Media, 2012. v. 186.
- GIDEON, R. K.; ZHOU, H.; WU, X.; SUN, B.; GU, B. Finite element analysis of 3d circular braided composites tube damage based on three unit cell models under axial compression loading. **International Journal of Damage Mechanics**, SAGE Publications Sage UK: London, England, v. 25, n. 4, p. 574–607, 2016.
- GUO, Z.; LI, Z.; CUI, J.; LI, Y.; LUAN, Y. The effect of winding patterns on the mechanical behavior of filament-wound cylinder shells. **Multidiscipline Modeling in Materials and Structures**, Emerald Publishing Limited, v. 16, n. 3, p. 508–518, 2020.
- HE, C.; YU, R.; SUN, H.; CHEN, Z. Lightweight multilayer composite structure for hydrogen storage tank. **International Journal of Hydrogen Energy**, v. 41, n. 35, p. 15812–15816, 2016. ISSN 0360-3199. 4th International Conference on Energy Engineering and Environment Engineering (ICEEEE2016), 15-16 April 2016, Hong Kong, China. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0360319916310771>>.
- HERNANDEZ-MORENO, H.; DOUCHIN, B.; COLLOMBET, F.; CHOQUEUSE, D.; DAVIES, P. Influence of winding pattern on the mechanical behavior of filament wound composite cylinders under external pressure. **Composites Science and Technology**, Elsevier, v. 68, n. 3-4, p. 1015–1024, 2008.
- JIN, Y.; WU, Z.; PAN, Z.; PENG, L.; HU, X. Numerical and experimental study on effect of braiding angle on low-velocity transverse punch response of braided composite tube. **International Journal of Damage Mechanics**, SAGE Publications Sage UK: London, England, v. 29, n. 4, p. 667–686, 2020.
- KARKKAINEN, R. L.; SANKAR, B. V.; TZENG, J. T. Strength prediction of multi-layer plain weave textile composites using the direct micromechanics method. **Composites Part B: Engineering**, Elsevier, v. 38, n. 7-8, p. 924–932, 2007.

LISBÔA, T. V.; JR, J. H. S. A.; SPICKENHEUER, A.; STOMMEL, M.; AMICO, S. C.; MARCZAK, R. J. Fem updating for damage modeling of composite cylinders under radial compression considering the winding pattern. **Thin-Walled Structures**, Elsevier, v. 173, p. 108954, 2022.

LIU, P. Chapter 16 - micromechanical damage modeling and multiscale progressive failure analysis of composite pressure vessel. In: LIU, P. (Ed.). **Damage Modeling of Composite Structures**. Elsevier, 2021. p. 357–375. ISBN 978-0-12-820963-9. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B978012820963900002X>>.

LOMOV, S. V.; HUYSMANS, G.; LUO, Y.; PARNAS, R.; PRODROMOU, A.; VERPOEST, I.; PHELAN, F. Textile composites: modelling strategies. **Composites Part A: applied science and manufacturing**, Elsevier, v. 32, n. 10, p. 1379–1394, 2001.

MATVEEVA, A.; ROMANOV, V.; LOMOV, S.; GORBATIKH, L. Application of the embedded element technique to the modelling of nano-engineered fiber-reinforced composites. In: **Proceedings of the ICCM International Conferences on Composite Materials, Copenhagen, Denmark**. [S.l.: s.n.], 2015. p. 19–24.

MEAD, D. Leonard meirovitch, elements of vibration analysis , mcgraw-hill book company, new york (1986). **Journal of Sound Vibration**, v. 117, n. 3, p. 603–604, 1987.

MIAN, H. H.; RAHMAN, H. Influence of mosaic patterns on the structural integrity of filament wound composite pressure vessels. **International Journal of Structural Integrity**, Emerald Group Publishing Limited, v. 2, n. 3, p. 345–356, 2011.

MOROZOV, E. The effect of filament-winding mosaic patterns on the strength of thin-walled composite shells. **Composite structures**, Elsevier, v. 76, n. 1-2, p. 123–129, 2006.

PETERS, S. T. **Composite filament winding**. [S.l.]: ASM International, 2011.

QUANJIN, M.; REJAB, M.; KAIGE, J.; IDRIS, M.; HARITH, M. Filament winding technique, experiment and simulation analysis on tubular structure. In: IOP PUBLISHING. **IOP conference series: materials science and engineering**. [S.l.], 2018. v. 342, n. 1, p. 012029.

ROUHI, M.; GHAYOOR, H.; FORTIN-SIMPSON, J.; ZACCHIA, T. T.; HOA, S. V.; HOJJATI, M. Design, manufacturing, and testing of a variable stiffness composite cylinder. **Composite Structures**, Elsevier, v. 184, p. 146–152, 2018.

ROUSSEAU, D. M.; SITKIN, S. B.; BURT, R. S.; CAMERER, C. Not so different after all: A cross-discipline view of trust. **Academy of management review**, Academy of Management Briarcliff Manor, NY 10510, v. 23, n. 3, p. 393–404, 1998.

SIMULIA, D. S. Abaqus 2018 user's manual. **Provid RI, USA DS SIMULIA Corp**, 2018.

SINAEI, H.; SHARIATI, M.; ABNA, A. H.; AGHAEI, M.; SHARIATI, A. Evaluation of reinforced concrete beam behaviour using finite element analysis by abaqus. **Scientific Research and Essays**, Academic Journals, v. 7, n. 21, p. 2002–2009, 2012.

SU, X.; YANG, Z.; LIU, G. Finite element modelling of complex 3d static and dynamic crack propagation by embedding cohesive elements in abaqus. **Acta Mechanica Solida Sinica**, Elsevier, v. 23, n. 3, p. 271–282, 2010.

TABATABAEI, S. A.; BEDOGNI, E.; IVANOV, D.; SV, L. Meso-scale damage modelling of textile composite using the embeddec element technique and contact algorithm. In: **16th European Conference on Composite Materials. Seville, Spain2014**. [S.l.: s.n.], 2014.

TIMOSHENKO, S. Strength of materials, part ii. **Advanced theory and problems**, D. Van. Nortrand. Co., v. 245, 1941.

UDDIN, M. S.; MOROZOV, E.; SHANKAR, K. Stress analysis of a filament wound composite flywheel disk. In: **ICCM International Conferences on Composite Materials**. [S.l.: s.n.], 2013. p. 3053–3063.

VASILIEV, V. V.; MOROZOV, E. V. **Mechanics and analysis of composite materials**. [S.l.]: Elsevier, 2001.

INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES
Diretoria de Pesquisa, Desenvolvimento e Ensino
Av. Prof. Lineu Prestes, 2242 – Cidade Universitária CEP: 05508-000
Fone/Fax(0XX11) 3133-8908
SÃO PAULO – São Paulo – Brasil
<http://www.ipen.br>

O IPEN é uma Autarquia vinculada à Secretaria de Desenvolvimento, associada à Universidade de São Paulo e gerida técnica e administrativamente pela Comissão Nacional de Energia Nuclear, órgão do Ministério da Ciência, Tecnologia, Inovações e Comunicações.
