



Universidade Federal do Rio Grande do Sul

Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais

**EFEITO DO PADRÃO DE ENROLAMENTO EM CILINDROS DE  
COMPÓSITOS SOB COMPRESSÃO AXIAL**

Cristiano Baierle de Azevedo

Dissertação para obtenção do título de Mestre em Engenharia

Orientador: Prof. Dr. Sandro Campos Amico

Porto Alegre, 2019

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL

Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e Materiais

## **EFEITO DO PADRÃO DE ENROLAMENTO EM CILINDROS DE COMPÓSITOS SOB COMPRESSÃO AXIAL**

Cristiano Baierle de Azevedo

Engenheiro Mecânico

Trabalho realizado no Departamento de Materiais da Escola de Engenharia da UFRGS, dentro do programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais, PPGE3M, como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia.

Área de Concentração: Ciência e Tecnologia dos Materiais

Dissertação de Mestrado

Orientador: Prof. Dr. Sandro Campos Amico (PPGE3M/UFRGS)

Co-orientador: Dr. José Humberto Santos Almeida Júnior (Leibniz-Institut für Polymerforschung Dresden, Alemanha)

Porto Alegre, 2019

Cristiano Baierle de Azevedo

Engenheiro Mecânico

## **EFEITO DO PADRÃO DE ENROLAMENTO EM CILINDROS DE COMPÓSITOS SOB COMPRESSÃO AXIAL**

Esta dissertação foi julgada adequada para a obtenção do Título de Mestre em Engenharia, na Área de concentração de Ciência e Tecnologia dos Materiais e aprovada pelo Orientador e pela Banca Examinadora do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais.

Orientador: Prof. Dr. Sandro Campos Amico (PPGE3M/UFRGS)

Co-orientador: Dr. José Humberto Santos Almeida Júnior (Leibniz-Institut für Polymerforschung Dresden)

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Maikson Luiz Passaia Tonatto (UFSC-CC)

Prof. Dr. Branca Freitas de Oliveira (PGDESIGN/UFRGS)

Prof. Dr. Jakson Manfredini Vassoler (PROMEC/UFRGS)

---

Prof. Dr. Afonso Reguly

Coordenador PPGE3M

Dedico este trabalho aos meus pais: Ecléia Lourdes Baierle de Azevedo (*in memoriam*) e José Francelino Machado de Azevedo, com todo o meu amor e gratidão.

## AGRADECIMENTOS

Agradeço à UFRGS e aos professores do PPGE3M, pelo ensino gratuito e de alta qualidade.

Ao meu orientador, Prof. Dr. Sandro Campos Amico, pelos ensinamentos, dedicação, disponibilidade e paciência durante a orientação e por me desafiar a ser um estudante, pesquisador e profissional melhor.

Ao meu coorientador, Dr. José Humberto Santos Almeida Jr., pelas valiosas contribuições e conhecimentos compartilhados, paciência e dedicação ao longo do trabalho.

Aos colegas e amigos do LAPOL – Centro de Tecnologia: Frederico Eggers, pela amizade e apoio ao longo do mestrado, Heitor Flores, pelo comprometimento e por ter sido meu braço direito durante o desenvolvimento deste trabalho, Ingo Dalibor, por todo o conhecimento compartilhado, Otávio Almeida e Artur Pollet.

Aos colegas e amigos do Grupo de Materiais Compósitos e Nanocompósitos (GCOMP), pela amizade, companheirismo, colaboração e apoio mútuo.

Aos amigos Diego Neves, Alex Pereira, Matheus Mello (GMs), Luís G. Reichwald, Pedro H. Gogliano, Affonso Ribeiro, Cármen Heckler, Angélica Lima, Rafael Schio, Marcéu Heinzmann e a todos que, de alguma forma, estiveram presentes neste período.

E, principalmente, agradeço à minha família, minha base, pelo apoio e incentivo de sempre, em especial aos meus heróis: minha mãe, Ecléia Lourdes Baierle de Azevedo (*in memoriam*), e meu pai, José Francelino Machado de Azevedo, pelo apoio, amor incondicional e por sempre acreditarem em mim.

À CAPES, pela bolsa de estudos concedida.

*“If you can’t fly, then **run**. If you can’t run, then **walk**. If you can’t walk, then **crawl**, but by all means, **keep moving**.”*

Martin Luther King Jr.

## RESUMO

Estruturas cilíndricas em compósitos possuem diversas aplicações em estruturas aeroespaciais e marítimas, devido a propriedades como elevada resistência e rigidez, baixo peso e baixa susceptibilidade à corrosão. Dentre as técnicas de fabricação de compósitos, o enrolamento filamentar (EF) é dos mais adequados para estruturas cilíndricas de paredes finas. Devido ao enrolamento helicoidal, o *layout* final apresenta um padrão de enrolamento regular e repetitivo, onde a superfície é dividida em regiões triangulares com camadas alternadas  $[\pm\phi]$  e  $[\mp\phi]$ . Este padrão não é usualmente considerado em análises numéricas e sua influência na resposta mecânica dessas estruturas delgadas ainda não é compreendida. Assim, o foco desta dissertação é avaliar, através de abordagens experimental, analítica e numérica, a influência do padrão de enrolamento em estruturas cilíndricas em compósito submetidas à compressão axial, incluindo no estudo o efeito do condicionamento higrotérmico na resistência. Foram fabricados cilindros de carbono/epóxi por EF com diferentes padrões de enrolamento, ângulo de enrolamento e dimensões, e ensaiados em compressão axial. Análises por elementos finitos de flambagem foram realizadas. Os resultados mostraram que a resposta dos cilindros frente ao carregamento em compressão axial é sensível ao padrão de enrolamento. Dentre os cilindros analisados, os que possuíam relação diâmetro/espessura maior apresentaram falha por compressão e, neste cenário, padrões com unidades triangulares maiores apresentaram maior resistência à compressão. Por outro lado, cilindros com relação diâmetro/espessura menor apresentaram falha por flambagem e, neste caso, padrões com unidades triangulares menores apresentaram maior resistência à compressão visto que as zonas de entrelaçamento atuaram como barreiras para a propagação das regiões flambadas. Resultados numéricos mostraram boas previsões a respeito da carga crítica de flambagem, comparados à análise experimental. Também foram avaliadas estimativas de amplitude de imperfeição geométrica dos cilindros, implementando-as na análise de flambagem não-linear com base nos primeiros modos de flambagem linear de cada cilindro. Os resultados mostraram boa correlação entre numérico e experimental. Por último, o condicionamento higrotérmico diminuiu em até 14,6% a resistência à compressão nas diferentes configurações de padrão de enrolamento avaliadas.

**Palavras-chave:** Padrão de enrolamento; cilindros; condicionamento higrotérmico; flambagem.

## ABSTRACT

Cylindrical composite structures have many applications in aerospace and marine structures due to properties such as high strength and stiffness, low weight and low susceptibility to corrosion. Among the manufacturing techniques for composites, filament winding (FW) is one of the most suitable for thin-walled cylindrical structures. Due to the helical winding, the final layout shows a regular and repetitive winding pattern where the surface is divided into triangular regions with alternate  $[\pm\phi]$  and  $[\mp\phi]$  layers. The winding pattern is not usually considered in numerical analyses, and its influence on the mechanical response of thin structures is not yet fully understood. Thus, the focus of this work is to evaluate, through experimental, analytical and numerical approaches, the influence of the winding pattern on cylindrical composite structures subjected to axial compression, including the effect of hygrothermal conditioning on axial compressive strength. Carbon/epoxy cylinders were manufactured by FW with variable winding pattern, winding angle and dimensions and tested under axial compression. Finite element analyses of buckling were implemented, where the winding pattern was modeled using an algorithm developed in Python language. In this context, the focus of the work is to evaluate, through experimental, analytical and numerical approaches, the influence of the winding pattern on cylindrical composite structures subjected to axial compression loads. In addition, considering that such structures can work in an aggressive environment during their useful life (as in submarine applications, for example), the effect of hygrothermal conditioning on axial compressive strength was also evaluated. Carbon / epoxy cylinders were manufactured by FW with different winding pattern, winding angle and dimensions, were tested in axial compression. Finite element buckling analyzes were performed. The results showed that the response of the cylinders to the load in axial compression is sensitive to the winding pattern. Among the analyzed cylinders, those with high diameter / thicker relation showed compression failure, and in this scenario, patterns with larger triangular units presented higher compressive strength. On the other hand, cylinders with smaller diameter/thickness ratio showed buckling failure and smaller triangular units presented higher compressive strength since the interlocking zones acted as barriers for the propagation of buckled regions. Numerical results showed good agreement on the critical buckling load. Estimates of geometric imperfection amplitude of the cylinders were also done by implementing them in the non-linear buckling analysis based on the first linear buckling modes of each cylinder. The results showed good correlation between numerical and experimental results. Lastly, hygrothermal conditioning decreased compressive strength by up to 14.6% in the various winding configurations evaluated.

**Keywords:** filament winding pattern; cylinders; hygrothermal conditioning; buckling.

## SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO.....	16
2. OBJETIVOS .....	18
2.1 Objetivo geral .....	18
2.2 Objetivos específicos.....	18
3. REVISÃO DA LITERATURA.....	19
3.1 Compósitos poliméricos e estruturas cilíndricas .....	19
3.2 Fabricação de estruturas em compósito por enrolamento filamentar .....	20
3.3 Formação do padrão de enrolamento e efeito nas propriedades .....	23
3.4 Flambagem em estruturas cilíndricas de paredes finas.....	27
3.5 Efeito do condicionamento higrotérmico .....	30
3.6 Soluções analíticas.....	31
4. MATERIAIS E MÉTODOS .....	35
4.1 Análise experimental .....	35
4.1.1 Materiais.....	35
4.1.2 Fabricação dos cilindros .....	35
4.1.3 Caracterização do material.....	40
4.1.4 Ensaio de absorção de água .....	42
4.1.5 Ensaio de compressão axial dos cilindros .....	43
4.2 Análise numérica .....	44
4.2.1 Modelagem do cilindro considerando o padrão de enrolamento .....	44
4.2.2 Análise linear de flambagem Análise de flambagem por autovalores e autovetores.....	49
4.2.3 Análise não linear de flambagem.....	51
5. RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	53
5.1 Resultados experimentais.....	53
5.1.1 Propriedades de engenharia do material .....	53

5.1.2	Efeito do condicionamento higrotérmico e do padrão de enrolamento em cilindros de $d_i = 136$ mm .....	55
5.1.3	Efeito do padrão de enrolamento em cilindros com $d_i = 50,8$ mm .....	62
5.2	Resultados numéricos .....	66
5.2.1	Análise de convergência de malha .....	66
5.2.2	Análise de flambagem linear.....	66
5.2.3	Análise de flambagem não-linear.....	69
6.	CONCLUSÕES.....	72
7.	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....	74
8.	REFERÊNCIAS .....	75

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1. Esquema do processo de enrolamento filamentar seco (EGGERS, 2019).....	21
Figura 2. Enrolamento helicoidal (a), circunferencial (b) e polar (c) (QUANJIN <i>et al.</i> , 2018)	22
Figura 3. Processo de enrolamento (ROUSSEAU <i>et al.</i> , 1998).....	23
Figura 4. Arquitetura do padrão de enrolamento (HERNÁNDEZ-MORENO <i>et al.</i> , 2008).....	24
Figura 5. Flambagem de bifurcação (a) e flambagem de salto instantâneo (b) (ESLAMI, 2016). .....	28
Figura 6. Macroestrutura do cilindro compósito (a) detalhando a configuração da sequência de empilhamento (b), a decomposição dos componentes da célula unitária (c) e o equilíbrio de forças agindo na casca (d) (ALMEIDA JR. <i>et al.</i> , 2018). .....	34
Figura 7. Imagens dos cilindros de compósito utilizados no estudo. ....	37
Figura 8. Etapas de fabricação dos cilindros.....	38
Figura 9. Projeto e simulação dos enrolamentos realizados no software CadWind para os cilindros de $d_i = 50,8$ mm (a) e $d_i = 136$ mm (b).....	40
Figura 10. Produção de laminado plano unidirecional.....	41
Figura 11. Ensaio de tração longitudinal (a), de tração transversal (b) e cisalhamento (c). ..	42
Figura 12. Ensaio de compressão axial em cilindros com $d_i = 136$ mm. ....	44
Figura 13. Arquitetura do padrão de enrolamento detalhada em um cilindro fabricado. ....	45
Figura 14. Modelo convencional (a), modelagem do padrão pela Abordagem I (b) e pela Abordagem II (c). .....	46
Figura 15. Modelo com padrão de enrolamento segundo a abordagem I.....	47
Figura 16. Modelo com padrão de enrolamento segundo a Abordagem II. ....	49
Figura 17. Condições de contorno utilizadas no modelo linear. ....	50
Figura 18. Malhas típicas utilizadas na modelagem dos cilindros de $d_i = 136$ mm: modelo convencional (a), padrão 1/1 (b), padrão 3/1 (c) e padrão 5/1 (d). ....	51
Figura 19. Montagem do modelo de flambagem não-linear com condições de contorno (a) e exemplo de uma malha típica (b). .....	52
Figura 20. Curvas de tensão x deformação em tração nas direções $0^\circ$ (a) e $90^\circ$ (b). ....	53
Figura 21. Deformações longitudinal x transversal utilizadas para determinar o coeficiente de Poisson maior $\nu_{12}$ . ....	54
Figura 22. Curvas do ensaio de cisalhamento: força vs. deslocamento (a) e tensão de cisalhamento vs. deformação cisalhante (b). .....	54
Figura 23. Dados de absorção de água obtidos experimentalmente e previsão pelo modelo de difusão de Fick para os padrões de enrolamento 1/1 (a), 3/1 (b) e 5/1 (c). ....	56

Figura 24. Curvas típicas carga x deslocamento para cilindros com $d_i = 136$ mm com os seguintes padrões de enrolamento: 1/1 (a), 3/1 (b) e 5/1 (c).....	58
Figura 25. Aspecto pós-ensaio das amostras com padrão de enrolamento 1/1 (a-c), 3/1 (d-f) e 5/1 (g-i).....	60
Figura 26. Micrografias digitais dos cilindros fraturados com padrão de enrolamento 1/1 (a-c), 3/1 (d-f) e 5/1 (g-i).....	61
Figura 27. Micrografias de amostras com pattern 1/1: (a) não condicionada; (b) condicionada em água destilada, e (c) condicionada em água do mar artificial.....	61
Figura 28. Análise dos efeitos do padrão de enrolamento e do condicionamento na resistência à compressão dos cilindros de $d_i = 136$ mm.....	62
Figura 29. Resultados de compressão axial em cilindros de $d_i = 50,8$ mm com diferentes ângulos de enrolamento: (a) $[\pm 30]$ , (b) $[\pm 50]$ e (c) $[\pm 70]$ . ....	63
Figura 30. Resistência à compressão dos cilindros de $d_i = 50,8$ mm com ângulos de enrolamento: (a) $[\pm 30]$ , (b) $[\pm 50]$ e (c) $[\pm 70]$ .....	64
Figura 31. Fotografias dos cilindros fraturados. ....	65
Figura 32. Estudo de convergência de malha para cilindros $d_i = 136$ mm. ....	66
Figura 33. Formas flambadas dos cilindros: (a) modelo convencional; (b) padrão 1/1; (c) padrão 3/1; (d) padrão 5/1 .....	68
Figura 34. Aspecto final das amostras flambadas: experimental (a-c) e numérico (d-f) segundo o modelo de flambagem não-linear .....	69
Figura 35 . Carga crítica de flambagem não-linear em função do teor de imperfeições para cilindros com $d_i = 136$ mm, ângulo de $[\pm 50]$ e padrões de 1/1 (a), 3/1 (b) e 5/1 (c). ....	70

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 . Tensões obtidas analítica e numericamente por MOROZOV, 2006. ....	25
Tabela 2. Tensões obtidas analítica e numericamente por MIAN e RAHMAN, 2011.....	26
Tabela 3. Resumo dos trabalhos avaliados. ....	27
Tabela 4. Propriedades nominais dos materiais (Fonte: Toray Composite Materials America Inc e TCR™ Composites). ....	35
Tabela 5. Características geométricas e de fabricação das famílias de amostras.....	36
Tabela 6. Parâmetros dos materiais inseridos no software CadWind.....	39
Tabela 7. Propriedades de engenharia dos laminados planos. ....	55
Tabela 8. Resistência à compressão dos cilindros em estudo. ....	59
Tabela 9. Carga crítica de flambagem obtida analítica e numericamente com o modelo de flambagem linear para os cilindros de $d_i = 50,8$ mm. ....	67
Tabela 10. Teor de imperfeições nos cilindros. ....	71

## LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

$d$	diâmetro
$d_i$	diâmetro interno
$E_{1,f}, E_{1,m}$	Módulo de elasticidade longitudinal nas fibras e na matriz, respectivamente
$E_{2,f}, E_{2,m}$	Módulo de elasticidade transversal nas fibras e na matriz, respectivamente
$EF$	enrolamento filamentar
$F$	força
$FW$	<i>filament winding</i>
$D$	difusividade aparente de água
$d$	diâmetro
$d_i$	diâmetro interno
$G_{12}$	módulo de cisalhamento no plano
$h$	espessura
$h_{média}$	espessura média
$L$	comprimento
$L_{útil}$	comprimento útil
$m$	meia onda de flambagem longitudinal
$M$	absorção de água
$M_{\infty}$	concentração de água saturada
$M_x, M_y, M_{xy}$	momentos resultantes por unidade de área
$n$	onda de flambagem circunferencial
$N_x, N_y, N_{xy}$	forças atuantes no plano por unidade de comprimento
$\bar{N}_x, \bar{N}_y$	força axial e circunferencial aplicada por unidade de área
$P$	padrão de enrolamento
$p$	(ou valor-p) nível descritivo ou probabilidade de significância
$R$	raio interno

$r, \theta, z$	direções nas coordenadas radial, circunferencial e axial
$t$	tempo
$T_g$	temperatura de transição vítrea
$u, v, w$	deslocamentos axiais, circunferenciais e radiais
$\bar{u}_{mn}, \bar{v}_{mn}, \bar{w}_{mn}$	coeficientes de amplitude de deslocamento de flambagem

### Letras gregas

$\Delta M$	variação de massa
$\varepsilon$	deformação
$\varepsilon_1, \varepsilon_2$	deformação na direção paralela e perpendicular às fibras, respectivamente
$\kappa$	curvatura no plano médio
$\lambda$	carga crítica de flambagem ou autovalor
$\nu_{12}$	coeficiente de Poisson maior
$\nu_{21}$	coeficiente de Poisson menor
$\sigma_1, \sigma_2$	tensão na direção paralela e perpendicular às fibras, respectivamente
$\sigma_{1,f}, \sigma_{1,m}$	resistência à tração longitudinal nas fibras e na matriz, respectivamente
$\tau_{12}$	tensão de cisalhamento no plano
$\Phi$	autovetor (modo de flambagem)
$\phi$	ângulo de enrolamento
$\pm\phi$	camada angle-ply

### Operadores

$[A_{mn}]$	elementos da matriz de rigidez extensional
$[B_{mn}]$	elementos da matriz de acoplamento
$[D_{mn}]$	elementos da matriz de rigidez à flexão e torção
$[K]$	matriz de rigidez linear
$[K_d]$	matriz de rigidez diferencial

## 1. INTRODUÇÃO

Materiais compósitos consistem de dois ou mais materiais combinados para produzir um material com propriedades superiores às dos seus constituintes isolados (REDDY, 2003). Estruturas cilíndricas de paredes finas em compósito possuem inúmeras aplicações em estruturas aeroespaciais, aeronáuticas e marinhas, como em tanques de combustíveis, fuselagens e estruturas *offshore*.

Dentre os processos de fabricação de estruturas cilíndricas em compósito, o método de enrolamento filamentar (EF) ou *filament winding* (FW) destaca-se devido ao elevado controle de posicionamento das fibras, elevada fração volumétrica de fibras, baixo teor de vazios e alta capacidade de automação de processos (ALMEIDA JR. *et al.*, 2016). As estruturas fabricadas por EF possuem uma característica intrínseca relacionada à forma em que o feixe de fibras (conhecido como *roving*) é depositado no mandril, a qual resulta na formação de um padrão de enrolamento, onde a estrutura é composta por regiões triangulares que apresentam sequências de empilhamento de camadas alternadas entre  $[\pm\phi]$  e  $[\mp\phi]$ , formando laminados antissimétricos *angle-ply*, ou seja, uma camada  $\pm\phi$  é composta por duas camadas entrelaçadas  $+\phi$  e  $-\phi$ . Tal efeito pode alterar significativamente os campos de tensão e deformação da estrutura (MOROZOV, 2006) e, portanto, afetar a resposta da estrutura frente a solicitações mecânicas.

Materiais compósitos apresentam elevadas resistência e rigidez específicas (razão entre propriedade e massa), no entanto, possuem elevado custo comparados a materiais convencionais (metálicos, por exemplo), existindo a motivação de projetar componentes estruturais empregando o menor volume possível de material, conseqüentemente, gerando estruturas delgadas. No entanto, estruturas de parede fina estão sujeitas à flambagem. (BARBERO, 2007).

A flambagem consiste na perda de estabilidade estrutural quando submetidos a carregamentos predominantemente compressivos que ocorrem abaixo da resistência mecânica do material. Este fenômeno é mais complexo de ser compreendido em materiais compósitos do que em estruturas metálicas, uma vez que parâmetros de fabricação, bem como ângulo de enrolamento, número de camadas e padrão de enrolamento podem influenciá-lo, tornando-se necessário utilizar abordagens experimentais e numéricas para melhor compreender a resposta da estrutura frente às solicitações mecânicas. Além disso, a flambagem é altamente sensível às imperfeições geométricas provenientes do processo de fabricação da estrutura (ALMEIDA JR. *et al.*, 2018).

Apesar das excelentes propriedades mecânicas específicas, os materiais compósitos poliméricos são frequentemente sujeitos a alterações em comportamento devido às condições ambientais às quais são expostos durante sua vida útil (GUERMAZI *et al.*, 2016). No setor marítimo, em particular, tem-se substituindo gradualmente estruturas metálicas por estruturas em compósito, especialmente devido à sua elevada resistência à corrosão. No entanto, ao ficar exposto a meios agressivos durante a vida em serviço, o comportamento mecânico destas estruturas pode ser afetado, particularmente quando a matriz possui maior contribuição no comportamento mecânico, ou seja, com lâminas orientadas fora do eixo principal.

Existem diversos trabalhos na literatura que avaliam o efeito dos parâmetros de fabricação de estruturas produzidas por EF, tais como ângulo de enrolamento, quantidade de camadas e sequência de empilhamento de camadas sob diferentes solicitações mecânicas. No entanto, são poucos os trabalhos que levam em consideração e avaliam o efeito do padrão de enrolamento na resposta mecânica de tais estruturas, de modo que este efeito ainda não é bem compreendido. Alguns autores (como ROUSSEAU *et al.*, 1998; MOROZOV, 2006; HERNANDEZ-MORENO *et al.*, 2008; MIAN *et al.*, 2011; e UDDIN *et al.*, 2011) avaliaram o efeito do padrão de enrolamento em estruturas (como cilindros e vasos de pressão) submetidas a diferentes tipos de carregamentos (i.e., pressão interna e externa), através de abordagens numéricas e experimentais. No entanto, não foram localizados estudos que avaliam o efeito do padrão de enrolamento em estruturas cilíndricas submetidas à compressão axial. Também não foram localizadas referências que associem o efeito do condicionamento higrotérmico e do padrão de enrolamento dessas estruturas.

## **2. OBJETIVOS**

### **2.1 Objetivo geral**

Avaliar o efeito do padrão de enrolamento e do condicionamento higrotérmico na resposta mecânica de cilindros de carbono/epóxi produzidos por enrolamento filamentar submetidos à compressão axial e determinar os modos de falha associados.

### **2.2 Objetivos específicos**

Os objetivos específicos desta pesquisa são:

- Propor uma metodologia para modelar as estruturas cilíndricas em software de elementos finitos levando em consideração a arquitetura do padrão de enrolamento;
- Desenvolver modelos numéricos para prever a resposta de cilindros submetidos à compressão axial considerando o efeito do padrão de enrolamento;
- Avaliar o efeito das imperfeições geométricas na resistência à compressão axial; e
- Avaliar o efeito do condicionamento higrotérmico na resistência à compressão axial.

### 3. REVISÃO DA LITERATURA

#### 3.1 Compósitos poliméricos e estruturas cilíndricas

Materiais compósitos são obtidos pela combinação de dois ou mais materiais, insolúveis entre si, apresentando uma combinação de propriedades de ambos. Para materiais compósitos poliméricos reforçados com fibras, os principais componentes são a fase dispersa, no formato de fibras, e a fase matriz polimérica, que envolve a fase dispersa. O reforço possui propriedades mecânicas superiores, especialmente na forma de fibras, já que exibem menos defeitos que no material volumoso, e estas fibras podem ser facilmente depositadas na direção do carregamento, dando maior liberdade de projeto. Assim, as fibras contribuem mais para a rigidez e a resistência do material compósito (BUNSELL *et al.*, 2005). A matriz atua principalmente na transferência e distribuição da carga aplicada ao material para as fibras, realizando o controle das tensões cisalhantes no material através da região de interface fibra/matriz (BARBERO, 2010).

O comportamento mecânico de compósitos poliméricos reforçados com fibras não depende somente das propriedades de seus constituintes, mas também de parâmetros do método de processamento empregado, como ângulo de deposição das fibras e quantidade de camadas. (ALMEIDA JR. *et al.*, 2016).

Estruturas cilíndricas em compósito são encontradas em estruturas aeroespaciais (como em propulsores de foguetes de combustível sólido), marítimas (como vasos de pressão, dutos, mangotes e *risers*) e de energia (como tanques de armazenamento de combustível) (WHITE *et al.*, 2015). No setor aeroespacial, estruturas cilíndricas em compósitos podem ser usadas na forma não-enrijecida (*unstiffened cylinders*) ou na forma enrijecida, contendo nervuras internas (mais conhecidas como *stiffeners*).

Dutos e tubos fabricados por EF vêm sendo cada vez mais empregados como substitutos de materiais metálicos em setores industriais onde a abrasão e a corrosão são críticas (COLOMBO *et al.*, 2018). Além de estruturas retilíneas, é possível fabricar cilindros com eixos não-retilíneos para atuação como conexão entre tubos com seções axialmente não-coincidentes (ZHANG *et al.*, 2018). Eixos de transmissão fabricados por enrolamento filamentar produzem melhor amortecimento de vibrações, desempenho em torção e resistência à corrosão em comparação a eixos metálicos, além do coeficiente de expansão térmica ser menor. Algumas aplicações incluem componentes de automóveis de alto desempenho, bombas e torres de resfriamento, veículos militares e turbinas eólicas (TATAROĞLU *et al.*, 2016).

### 3.2 Fabricação de estruturas em compósito por enrolamento filamentar

O processo de fabricação por EF consiste no enrolamento de feixes contínuos de fibras em torno de um mandril giratório, até que a superfície seja adequadamente coberta.

O EF surgiu na década de 1940 a partir da necessidade de fabricar carcaças leves e reforçadas para motores de foguete (HENRIQUEZ *et al.*, 2017). Sistemas de fabricação em série surgiram no final da década de 1950 motivados pelo advento dos programas espaciais. Avanços nos sistemas de produção ocorreram nas décadas de 1970 e 1980 para atender o desenvolvimento de *risers* e estruturas tubulares para indústria de petróleo e de produtos químicos (PETERS, 2011). Nos anos 1990, houve grandes avanços em equipamentos de controle e automação e na análise estrutural de compósitos, o que permitiu o uso do EF para estruturas complexas, incluindo rotores de alta velocidade, vasos de pressão e componentes não-cilíndricos. A partir dos anos 2000, o foco passou a ser na automação, integração e maior rendimento em sistemas de produção, especialmente para a fabricação de estruturas cilíndricas de menor custo (ABDALLA *et al.*, 2007).

A Figura 1 ilustra os pontos fundamentais de um processo de EF genérico. Feixes contínuos de fibras (*rovings*) são tensionados e depositados na superfície de um mandril giratório. A impregnação da resina na fibra pode ocorrer durante o enrolamento, variante conhecida como enrolamento filamentar “molhado”, onde é aplicado um banho de resina às fibras imediatamente antes do enrolamento; ou pode-se utilizar fibras pré-impregnadas com resina (*towpregs*), popularmente conhecido como enrolamento filamentar “seco”, apresentado na Figura 1.

Para o processo de enrolamento filamentar seco, um número de *rovings* é tensionado através de tensionadores que controlam a tensão no cabo. O uso de *towpregs* permite uma fabricação mais rápida e sua utilização trouxe alguns avanços, como maior controle do teor de resina, eliminação da etapa de preparação da resina e cura mais simples, mas o custo é maior.

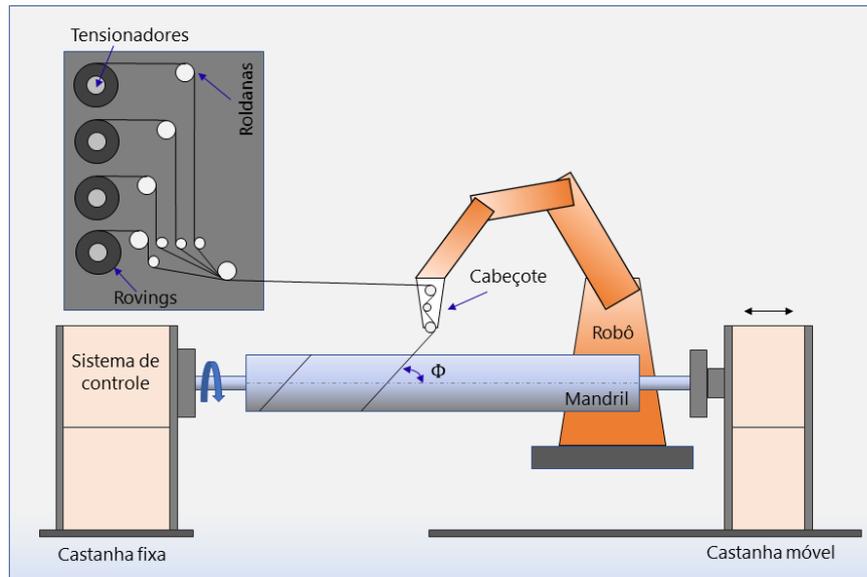


Figura 1. Esquema do processo de enrolamento filamental seco (EGGERS, 2019).

Há três tipos de enrolamento dos *rovings* em torno do mandril (ALMEIDA JR., 2016):

- a) Enrolamento helicoidal (Figura 2a): as fibras não ficam adjacentes, sendo necessárias várias passagens para o total recobrimento da peça. Obtém-se ângulos de enrolamento entre  $5^\circ$  e  $85^\circ$ . Os feixes são depositados sobre a superfície do mandril em orientações alternadas  $+\phi$  e  $-\phi$ , resultando em uma camada  $\pm\phi$ . Deste modo, forma-se um padrão de enrolamento.
- b) Enrolamento circunferencial ou *hoop* (Figura 2b): as fibras são depositadas na posição quase-normal ao eixo de rotação do mandril. Obtém-se ângulos de enrolamento próximos à  $90^\circ$  ( $\approx 89,6^\circ$ ). Normalmente é combinado com os enrolamentos helicoidal ou polar. Nesta variante, não se forma um padrão de enrolamento.
- c) Enrolamento polar (Figura 2c): utilizado quando se requer alta resistência na direção axial, como em vasos de pressão. Para este enrolamento, o mandril gira em baixa rotação enquanto o alimentador gira no ângulo desejado.

A deposição das fibras pode ser feita em mandris removíveis ou permanentes. Estruturas abertas, como cilindros, são geralmente fabricadas com mandris removíveis, enquanto estruturas fechadas, como vasos de pressão, costumam ser fabricadas com mandris permanentes, que podem servir como revestimento interno e tornar-se um elemento estrutural.

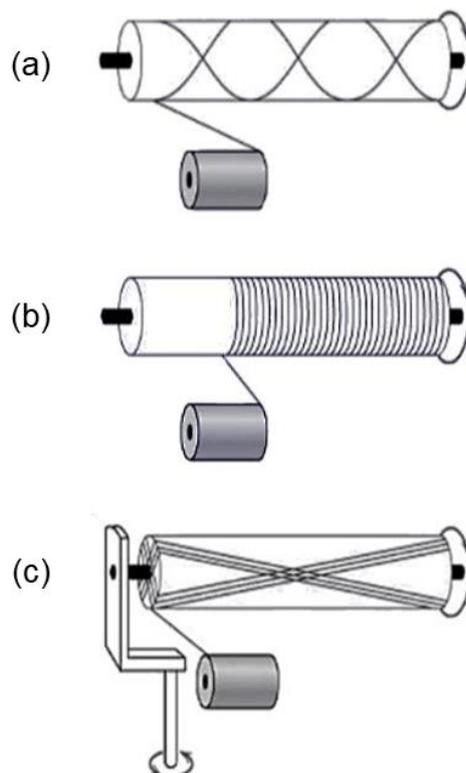


Figura 2. Enrolamento helicoidal (a), circunferencial (b) e polar (c) (QUANJIN *et al.*, 2018)

A deposição dos feixes no mandril pode seguir uma trajetória geodésica ou não-geodésica (ZU *et al.*, 2018). As trajetórias geodésicas descrevem a menor distância entre dois pontos na superfície do mandril, o que geralmente facilita a deposição da fibra e o controle de tensão durante o processo de enrolamento. Neste caso, o atrito entre o *roving* e o mandril não é importante. Trajetórias não-geodésicas são utilizadas na fabricação de vasos de pressão pequenos e com ângulo de enrolamento baixo, e só são viáveis se houver atrito suficiente entre o feixe e a superfície do mandril, uma vez que sem atrito o feixe tenderá a seguir o caminho geodésico (VASILIEV *et al.*, 2001). Ressalta-se que o coeficiente de atrito desempenha um papel fundamental em trajetórias não-geodésicas.

Após o enrolamento, o sistema (mandril coberto com feixes de fibras) é levado para cura. O processo de cura geralmente requer a aplicação de calor para propiciar a reticulação da matriz polimérica. A cura de sistemas com resina termofixa é exotérmica, e requer controle preciso da temperatura para evitar danos induzidos termicamente e para atenuar tensões residuais do compósito (HENRIQUEZ *et al.*, 2017). Após a cura, o sistema é resfriado lentamente e, se for o caso, o mandril é removido.

### 3.3 Formação do padrão de enrolamento e efeito nas propriedades

Estruturas cilíndricas em compósito são normalmente produzidas por enrolamento helicoidal (Figura 2a). O *towpreg* é inicialmente depositado em uma extremidade do mandril e enrolado até a outra extremidade (Figura 3a), consistindo na primeira passagem do *towpreg*. Ao final desta passagem, o ângulo de deposição do *towpreg* é invertido e o enrolamento é feito até retornar à extremidade inicial (Figura 3b). A combinação destas duas passagens é chamada de circuito. Ao final de cada circuito, o cabeçote inicia a deposição do segundo ciclo a uma determinada distância do primeiro ciclo (Figura 3c), que é determinada pela largura da banda (largura do *towpreg*). A formação de sucessivos circuitos é feita até que ocorra o recobrimento completo do mandril (Figura 3d).

É possível observar na Figura 3d que o processo de enrolamento helicoidal resulta em um padrão repetitivo, na forma de losangos, que cobre a superfície cilíndrica. Cada losango constitui uma estrutura periódica, e dentro de cada uma destas células pode-se distinguir duas seções, cada uma compreendendo metade do losango e tendo feixes unidirecionais orientados para fora do eixo, divididas por uma região de zig-zag e limitadas externamente por regiões de entrelaçamento helicoidais, como apresentado na Figura 4.

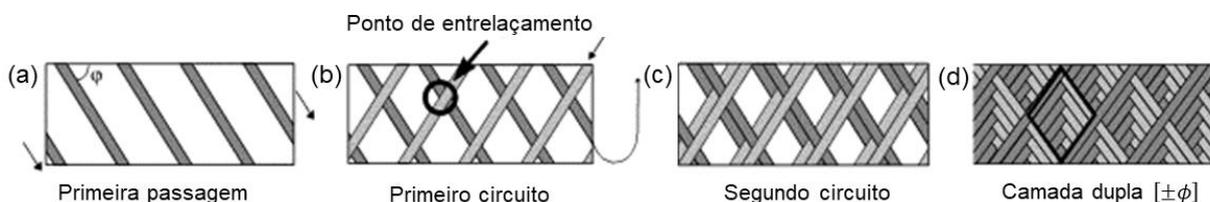


Figura 3. Processo de enrolamento (ROUSSEAU *et al.*, 1998).

Um laminado típico fabricado por EF é antissimétrico, pois cada camada é composta de um sub-laminado que consiste de subcamadas *angle-ply* de ângulo  $+\phi$  e  $-\phi$ . Assim, uma camada de enrolamento filamental é composta por duas camadas, com orientações de fibra  $[\pm\phi]$  e  $[\mp\phi]$  em cada região triangular. Em contraste aos laminados simétricos, que contém coeficientes de rigidez máximos para deflexão e sem acoplamento, laminados antissimétricos podem demonstrar acoplamento pronunciado (termos de cisalhamento da matriz de acoplamento extensão-flexão  $[B]$ ,  $B_{16}$  e  $B_{26}$ , são não-nulos) (JONES, 1998). Este efeito em tais laminados diminui com o aumento do número de camadas empilhadas (STAAB, 2015).

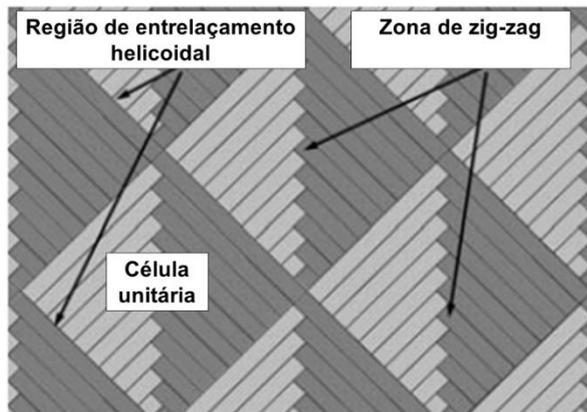


Figura 4. Arquitetura do padrão de enrolamento (HERNÁNDEZ-MORENO *et al.*, 2008).

O tamanho e disposição das células unitárias constituem o chamado padrão de enrolamento (ou *winding pattern*), que pode ser visualmente identificado como uma relação de dois valores, “ $X/Y$ ”, que significa que existem  $X$  losangos ao redor de  $Y$  circunferências. Alguns autores, citados a seguir, avaliaram o efeito do padrão de enrolamento na resposta mecânica em diferentes tipos de estruturas produzidas por EF submetidas a diferentes tipos de solicitações mecânicas através de abordagens numéricas e experimentais.

Rousseau *et al.* (1998) avaliaram experimentalmente o efeito do padrão de enrolamento na resposta mecânica de cilindros de vidro/epóxi com sequência de empilhamento  $[\pm 55]_6$  submetidos à diferentes tipos de carregamentos. Os cilindros foram fabricados com dimensões  $R_i = 30$  mm e  $L = 280$  mm e com três padrões de enrolamento: 2/1, 4/1 e 16/1. Ensaio de tração axial e de pressão interna não mostraram diferença significativa na evolução do dano para os diferentes padrões enquanto ensaios de pressão interna *closed-ended* (que levaram a uma tensão de tração longitudinal igual à metade da tensão circunferencial) mostraram uma forte dependência entre o nível de dano e o grau de entrelaçamento (alcançando 40% para cilindros 16/1 e menos de 30% para cilindros 2/1), com concentrações de trincas próximo às regiões de entrelaçamento de fibras. Micrografias mostraram que as falhas iniciaram junto às regiões de entrelaçamento circunferenciais e que longe destas zonas a estrutura mantém sua integridade, o crescimento dos danos pareceu aumentar pela presença de regiões de entrelaçamento de fibras. O autor infere que as regiões de entrelaçamento representam defeitos onde trincas podem ocorrer facilmente.

Morozov (2006) investigou o efeito do padrão de enrolamento em cilindros submetidas à pressão interna através de um modelo em elementos finitos. Os cilindros, com dimensões  $L = 140$  mm,  $d = 60$  mm e  $h = 0,7$  mm, tiveram a superfície particionada em regiões triangulares, com orientações alternadas de  $[\pm 60]$  e  $[\mp 60]$ . Foram modelados

padrões de enrolamento 1/1, 2/1 e 4/1. Um cilindro de referência foi avaliado utilizando abordagens analítica (através da teoria de membranas) e numérica (através de um modelo convencional, isto é, que não leva em conta a arquitetura do padrão de enrolamento). O autor observou que as deformações desenvolvidas refletem a arquitetura do padrão de enrolamento. A Tabela 1 mostra os valores de  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$ , e  $\tau_{21}$  obtidos. Observa-se uma proximidade dos resultados das abordagens analítica e numérica no modelo convencional, mas os modelos com padrão de enrolamento mostraram distribuição de tensões substancialmente diferentes e não-uniformes ao longo do comprimento e da circunferência dos cilindros. As tensões máximas diminuem com a diminuição de tamanho (e aumento do número) das áreas triangulares e tendem a se aproximar dos valores analíticos. O autor concluiu que o comportamento de estruturas cilíndricas frente à uma solicitação de pressão interna é sensível ao padrão de enrolamento, que promove uma variação das distribuições de tensão e deformação.

Tabela 1 . Tensões obtidas analiticamente e numericamente por Morozov, 2006.

Padrão de enrolamento	$\sigma_1$ [MPa]	$\sigma_2$ [MPa]	$\tau_{21}$ [MPa]
Modelo convencional – solução analítica	25,57	3,43	1,6
Modelo convencional – solução numérica	24,9 (referência)	3,79 (referência)	1,98 (referência)
Padrão 1/1	10,0 – 40,99 (até ↑64%)	13,9 – 17,7 (até ↑367%)	1,66 – 4,82 (até ↑143%)
Padrão 2/1	11,6 – 33,2 (até ↑33,3%)	12,7 – 20,3 (até ↑435%)	2,47 – 5,33 (até ↑169%)
Padrão 4/1	14,84 – 27,30 (até ↑9,6%)	13,6 – 18,2 (até ↑380%)	3,17 – 4,94 (até ↑149%)

Mian *et al.* (2011) estudaram numericamente o efeito do padrão de enrolamento em cilindros e em vasos de pressão. Foram modelados cilindros com  $d = 60$  mm,  $L = 140$  mm e  $h = 1,4$  mm e vasos de pressão com o corpo cilíndrico de mesmas dimensões acrescidos de domos esféricos com abertura de 20 mm nas extremidades. Ambos os formatos tiveram a superfície particionada em regiões triangulares, nas quais foram atribuídas orientações alternadas de  $[\pm 60]$  e  $[\mp 60]$ . Os cilindros foram modelados com padrões de enrolamento 1/1, 2/1 e 4/1 e os vasos de pressão com 6/1, 10/1 e 14/1. Um cilindro e um vaso de pressão de referência foram avaliados utilizando abordagens analítica (através da teoria de membranas) e numérica (através de um modelo numérico convencional, isto é, desprezando o padrão de enrolamento). A Tabela 2 mostra os valores de  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$ , e  $\tau_{21}$  obtidos analítica e

numericamente e comparações com o modelo de referência. Assim como Morozov (2006), os autores observaram que as deformações desenvolvidas refletem a arquitetura do padrão de enrolamento e que ocorre uma aproximação entre os resultados analíticos e numéricos no modelo convencional. No entanto, os modelos com padrão de enrolamento mostraram distribuições de tensões substancialmente diferentes e não-uniformes ao longo do comprimento e da circunferência dos cilindros.

Tabela 2. Tensões obtidas analítica e numericamente por Mian *et al.*, 2011.

Formato	Padrão de enrolamento	$\sigma_1$ [MPa]	$\sigma_2$ [MPa]	$\tau_{21}$ [MPa]
Cilindro	Solução analítica	23,5	14,5	2,2
	Modelo convencional – solução numérica (referência)	25,4	13,3	2,8
	Padrão 1/1	14,2 – 43,3 (até ↑64%)	12 – 25 (até ↑367%)	0,5 – 11 (até ↑143%)
	Padrão 2/1	12,5 – 36,4 (até ↑33,3%)	10 – 20 (até ↑435%)	2 – 9,5 (até ↑169%)
	Padrão 4/1	10,6 – 28,2 (até ↑9,6%)	9 – 15,4 (até ↑380%)	2,6 – 4,8 (até ↑149%)
Vasos de pressão	Modelo convencional – solução numérica (referência)	21,5	11,8	3,4
	Padrão 6/1	11,35 – 35,8 (até ↑66,5%)	14 – 28 (até ↑137%)	1,8 – 15 (até ↑341%)
	Padrão 10/1	10,3 – 29,5 (até ↑37,2%)	11 – 25 (até ↑111%)	2,8 – 13,8 (até ↑305%)
	Padrão 14/1	14,84 – 27,30 (até ↑27,0%)	13,6 – 18,2 (até ↑54,2%)	3,17 – 4,94 (até ↑45,3%)

Hernández-Moreno, *et al.* (2008) avaliaram experimentalmente o efeito do padrão de enrolamento em cilindros de vidro/epóxi submetidos à pressão externa. Foram utilizados corpos de prova com  $d = 125$  mm,  $L = 350$  mm (50 mm de reforço hoop em cada extremidade e 250 mm de comprimento útil), ângulo de enrolamento  $[\pm 55]$ , diferentes espessuras (4,4 e 12,6 mm) e padrões de enrolamento (1/1 e 5/1). O comportamento em pressão externa não pareceu ser sensível aos padrões de enrolamento avaliados.

Uddin, *et al.* (2014) estudaram numericamente (modelo numérico convencional) o efeito do padrão de enrolamento (4/1, 8/1 e 16/1) em discos volantes (dispositivo na forma de disco giratório projetado para armazenar energia cinética para liberá-la quando necessário) com 04, 08 e 16 camadas. Os resultados mostraram que o campo de tensões desenvolvido é sensível ao padrão de enrolamento, e que as magnitudes de  $\sigma_1$  e  $\sigma_2$  decaem

com o aumento do número de regiões triangulares. Além disso, observou-se que o efeito do padrão de enrolamento diminui com o aumento do número de camadas. O autor conclui que os níveis de tensão em discos volantes podem ser subestimados se a análise estrutural for realizada sem a consideração do padrão de enrolamento.

A Tabela 3 apresenta uma compilação dos trabalhos apresentados nesta seção. Verifica-se que os autores que avaliaram o efeito do padrão de enrolamento via análise por elementos finitos concordaram que esta característica influencia significativamente a resposta mecânica da estrutura. No entanto, os trabalhos com abordagem experimental indicaram, para alguns tipos de carregamento, que o padrão de enrolamento não influenciou (ou influenciou de maneira pouco significativa) a resposta mecânica. Ressalta-se que não foram encontrados na literatura trabalhos que avaliam o efeito do padrão de enrolamento em cilindros submetidos à compressão axial, que é o tema de estudo do presente trabalho.

Tabela 3. Resumo dos trabalhos avaliados.

Autor(es)	Abordagem	Formato	Tipo de solicitação	Padrão de enrolamento influencia o resultado?
Rousseau <i>et al.</i> (1998)	Experimental	Cilindro	Tração axial	Não*
			Pressão interna	Não*
			Pressão interna <i>closed-ended</i>	Sim
Morozov (2006)	Numérica	Cilindro	Pressão interna	Sim
Hernández-Moreno <i>et al.</i> (2008)	Experimental	Cilindro	Pressão externa	Não*
Mian <i>et al.</i> (2011)	Numérica	Cilindro	Pressão interna	Sim
		Vaso de pressão	Pressão interna	Sim
Uddin <i>et al.</i> (2014)	Numérica	Disco volante	Tensões radiais	Sim

\*ou pouco significante

### 3.4 Flambagem em estruturas cilíndricas de paredes finas

Estruturas cilíndricas de paredes finas possuem capacidade de transportar altos níveis de tensão, sendo usadas em muitas aplicações onde a maior parte da estrutura é carregada em um estado de membrana pura sendo sua eficiência atribuída à ausência de gradientes de tensão ao longo da espessura (WHITE *et al.*, 2015). Quando uma estrutura elástica de paredes finas está sob carregamento externo quase-estático que produz tensões de compressão, deforma-se proporcionalmente até alcançar um valor limite, a partir do qual,

passa a se comportar de maneira não proporcional. Quando tal condição ocorre, diz-se que ocorreu o fenômeno de flambagem.

Há dois tipos de flambagem, de bifurcação e de ponto limite. Na primeira (Figura 5a), uma estrutura elástica segue um caminho primário de deformação antes da flambagem. A primeira parte (do ponto O até o ponto de bifurcação) é chamada de caminho estável e a segunda parte, após o ponto de bifurcação, segue um caminho de pós-flambagem secundário estável ou um caminho primário instável. A flambagem de salto instantâneo (ou *snap-through*) é caracterizada por um salto repentino de um caminho de equilíbrio para outro (Figura 5b). Este salto é um fenômeno inerentemente dinâmico, já que o caminho de equilíbrio estático é interrompido por uma região instável, conforme a carga é aumentada, e o sistema deve saltar dinamicamente para além da região instável, podendo atingir uma nova região estável capaz de suportar a carga (ESLAMI, 2016).

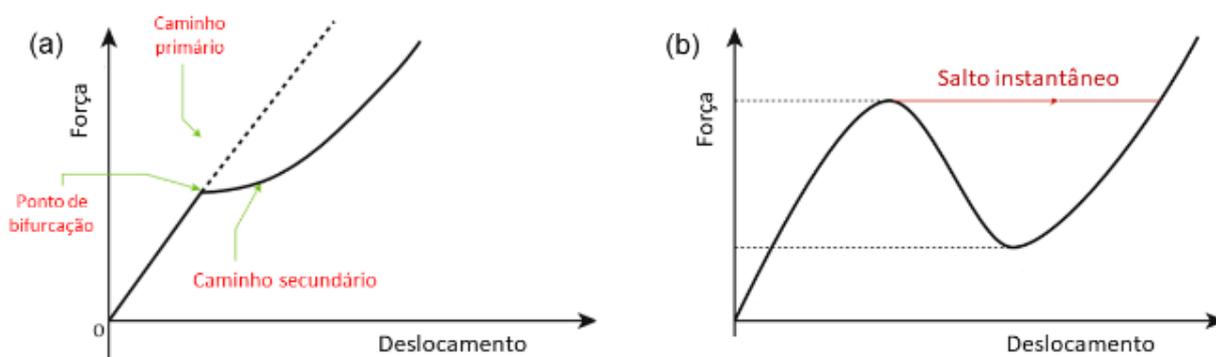


Figura 5. Flambagem de bifurcação (a) e flambagem de salto instantâneo (b) (ESLAMI, 2016).

A flambagem de estruturas compósitas de paredes finas depende de um grande número de parâmetros, como propriedades das lâmina e orientações das fibras, além de imperfeições consequentes do processo de manufatura, como variações de espessura, ou causadas durante a operação, como delaminações (BISAGNI, 2015). A presença de delaminações leva à redução da resistência à flambagem da estrutura. Além disso, as delaminações tendem a crescer rapidamente sob cargas de pós-flambagem, causando uma redução ainda maior de resistência e levando, em última instância, à falha estrutural (TAFRESHI, 2004). Sob o ponto de vista de projeto, instabilidade global ou local devido a carregamentos compressivos frequentemente representam a condição limite de carregamento (KUBIAK *et al.*, 2016).

A previsão de flambagem em estruturas de parede fina em compósito é complexa e ainda não totalmente compreendida. Tafreshi (2004) desenvolveu um modelo numérico para

prever flambagem e pós-flambagem em cilindros imperfeitos sujeitos à pressão externa e à compressão axial. White *et al.* (2015) realizaram análise de pós-flambagem em cilindros de rigidez variável sob compressão axial através de análises linear e não-linear, onde o último previu melhor o comportamento pós-flambagem final. Harte *et al.* (2000) previram satisfatoriamente diferentes modos de falha usando modelos para prever a resposta de cilindros sob compressão axial e torção.

Modelos numéricos foram gradativamente desenvolvidos para substituir parcialmente campanhas experimentais caras ou demoradas (BISAGNI *et al.*, 2006). Para flambagem linear, a estabilidade da estrutura é determinada pelo cálculo da sua carga crítica de deformação, ou seja, uma perturbação do estado de deformação que não perturbe o equilíbrio entre forças externas e internas. Esta carga crítica geralmente é um autovalor, e o modo de flambagem é determinado através dos respectivos autovetores. A análise não-linear pode prever o comportamento pós-flambagem, complementando a análise linear. Problemas de estabilidade geometricamente não-lineares podem envolver o comportamento de flambagem ou de colapso, uma vez que a resposta mecânica tem rigidez negativa e a estrutura deve liberar energia de tensão para permanecer em equilíbrio.

O método Riks (RIKS, 1979) considera as grandezas de carga como incógnitas adicionais, resolvendo simultaneamente cargas e deslocamentos usando o método de iteração de Newton. Crisfield (1983) modificou esta abordagem e desenvolveu um modelo constitutivo não-linear para prever o comportamento de pós-flambagem baseado no método incremental do comprimento de arco. Almeida Jr. *et al.* (2016) seguiram este procedimento para prever o comportamento de flambagem de estruturas cilíndricas de carbono/epóxi (EF) sob pressão externa e sob compressão axial, e obtiveram um desvio inferior a 9% entre previsões numéricas e resultados experimentais.

Uma das razões que justificam que a previsão dos níveis de carga de flambagem em estruturas em compósito seja mais difícil de obter que para estruturas mais tradicionais, como vigas e placas em materiais isotrópicos está associada à sensibilidade às imperfeições geométricas presentes na estrutura. Em particular, estruturas fabricadas por EF apresentam imperfeições geométricas globais devido a variações de espessura causada pelo entrelaçamento e superposição dos feixes de fibras durante o enrolamento (MESSAGER, 2001). Ressalta-se aqui que o padrão de enrolamento, descrito detalhadamente na Seção 3.3, pode ser considerado como imperfeição, tendo em vista que afeta a distribuição de tensões e deformações (MOROZOV, 2006).

De acordo com Tennyson (1975), resultados teóricos e experimentais de análises de estabilidade podem apresentar divergências, e principais causas para tal são:

- i. Efeito das condições de contorno sobre o cilindro durante o regime de pré-instabilidade, tendo em vista que antes do ponto de bifurcação a estrutura já sofre deformações pela carga aplicada.
- ii. Hipótese de comportamento linear elástico do material, que pode não ser válida em todos os casos.
- iii. Diferença entre módulos elásticos sob compressão e tração, pois é comum assumir que o material possui os mesmos módulos, mas estas propriedades podem diferir em compósitos.
- iv. Presença de imperfeições geométricas.

### **3.5 Efeito do condicionamento higrotérmico**

Outro fator determinante no comportamento mecânico de estruturas em compósito é o ambiente de operação. Estas estruturas são frequentemente expostas a ambientes agressivos durante sua vida útil, que podem afetar seu comportamento mecânico. O setor marítimo, em particular, vem substituindo estruturas metálicas por compósitos, especialmente devido a sua baixa massa específica e alta resistência à corrosão (ALMEIDA JR. *et al.*, 2016). No entanto, as excelentes propriedades dos compósitos poliméricos reforçados com fibra de carbono (PRFC) podem se alterar pela exposição a ambientes adversos (GUERMAZI *et al.*, 2016).

Uma condição típica que pode desencadear fenômenos do envelhecimento é a exposição à umidade e à água. Um ambiente hostil pode alterar significativamente a estabilidade da estrutura sob cargas compressivas, condição na qual tanto a matriz quanto a interface fibra/matriz desempenham um papel importante na resposta da estrutura. As consequências são ainda mais pronunciadas quando a estrutura é composta por camadas *off-axis*, onde a importância da matriz na resposta do material é aumentada.

Há vários mecanismos de penetração de umidade em materiais compósitos: difusão envolvendo transporte de moléculas de água na matriz, difusão ao longo da interface fibra/matriz, capilaridade, taxa de absorção de umidade, penetração de água por microtrincas na matriz (ZHANG *et al.*, 2014). A absorção de umidade aumenta o volume livre das moléculas poliméricas, o que pode diminuir a temperatura de transição vítrea da matriz (OPELT *et al.*, 2017). Este processo tem um efeito plastificante que induz uma diminuição na rigidez. A absorção de umidade pode, de fato, promover mudanças nas características mecânicas, termomecânicas e termo físicas da matriz por plasticização, inchamento,

fissuração e degradação da interface fibra/matriz, sendo muito dependente da temperatura do meio.

### 3.6 Soluções analíticas

A análise de tensões e deformações em materiais compósitos exige a adoção de algumas hipóteses. Baseando-se na Teoria Clássica dos Laminados, Jones (1998) apresenta algumas simplificações para o estudo de um laminado:

- i. Cada lâmina é ortotrópica e homogênea, possui espessura constante e comportamento linear elástico;
- ii. O laminado é considerado fino, ou seja, sua espessura é pequena comparada ao seu comprimento e sua largura;
- iii. Adota-se o estado plano de tensões. Desse modo, somente as tensões que atuam no plano  $x - y$  (plano da lâmina) são consideradas na análise. Portanto, as tensões  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  e  $\tau_{xy}$  são consideradas não-nulas, enquanto que  $\sigma_z$ ,  $\tau_{yz}$  e  $\tau_{xz}$  são nulas;
- iv. Uma linha normal à superfície média do laminado indeformado permanece reta e perpendicular à superfície média após a deformação. Desse modo, a deformação normal ( $\varepsilon_z$ ) é nula, bem como as deformações cisalhantes transversais ( $\gamma_{xz}$  e  $\gamma_{yz}$ ); e
- v. O efeito das forças de campo é desprezado.
- vi. Não há escorregamento entre as faces.
- vii. Os deslocamentos são contínuos e pequenos ao longo do laminado e muito menores que a espessura.

Baseado nessas hipóteses, as forças resultantes ( $N_x$ ,  $N_y$ ,  $N_{xy}$ ) e os momentos resultantes ( $M_x$ ,  $M_y$ ,  $M_{xy}$ ) são dados por:

$$\begin{bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} \\ A_{12} & A_{22} & A_{26} \\ A_{16} & A_{26} & A_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ B_{12} & B_{22} & B_{26} \\ B_{16} & B_{26} & B_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \kappa_x \\ \kappa_y \\ \kappa_{xy} \end{bmatrix} \quad (1)$$

$$\begin{bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ B_{12} & B_{22} & B_{26} \\ B_{16} & B_{26} & B_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ D_{12} & D_{22} & D_{26} \\ D_{16} & D_{26} & D_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \kappa_x \\ \kappa_y \\ \kappa_{xy} \end{bmatrix}$$

onde:  $N_x$  e  $N_y$  são forças normais,  $N_{xy}$  força cisalhante.  $M_x$  e  $M_y$  são momentos fletores e  $M_{xy}$  é o momento torsor, todos por unidade de comprimento,  $\varepsilon_x^0$ ,  $\varepsilon_y^0$  e  $\gamma_{xy}^0$  representam as

deformações no plano médio, enquanto que  $\kappa_x$ ,  $\kappa_y$ ,  $\kappa_{xy}$  correspondem às curvaturas de flexão e torção da superfície média.

A Equação (1), em forma compacta, pode ser escrita como:

$$\begin{Bmatrix} N \\ M \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B \\ B & D \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_0 \\ \kappa \end{Bmatrix} \quad (2)$$

onde as matrizes  $A$ ,  $B$  e  $D$  formam a matriz de rigidez do laminado.

O comportamento mecânico de cilindros fabricados por EF foi analisado através de um modelo analítico que leva em consideração o padrão de enrolamento por Hernández-Moreno *et al.* (2008), posteriormente aplicado por Almeida Jr. *et al.* (2018). Tal abordagem foi utilizada por camada, onde cada uma é composta por duas lâminas balanceadas, orientadas em  $+\phi$  e  $-\phi$  (Figura 6).

O procedimento para prever o comportamento de flambagem em estruturas cilíndricas ortotrópicas foi desenvolvido por Jones (1968) e posteriormente modificado por Perry *et al.* (1992). As expressões são obtidas para as variações de tensão durante a flambagem na  $k$ -ésima camada de uma casca multicamadas e são integradas para toda a casca para obter variações de forças e momentos. Estas variações são, então, substituídas em equações diferenciais na forma de Donnell e resolvidas para produzir um critério de estabilidade de forma fechada em termos de propriedades geométricas e materiais da casca cilíndrica. Perry *et al.* (1992) derivaram uma solução clássica para cascas ortotrópicas multicamadas, onde tanto a força como o momento resultantes da LPT foram inseridas, incluindo equações diferenciais de estabilidade para cascas cilíndricas sob compressão axial ( $N_x$ ) e carregamento circunferencial ( $N_y$ ), conforme Equações 2 a 4.

$$\delta N_{x,x} + \delta N_{xy,y} = 0 \quad (2)$$

$$\delta N_{xy,x} + \delta N_{y,y} = 0 \quad (3)$$

$$\frac{\delta N_y}{R} - \delta M_{x,xx} + \delta M_{xy,xy} - \delta M_{xy,xy} - \delta M_{y,yy} + \delta \bar{N}_x w_{,xx} + \delta \bar{N}_{xy} w_{,yy} = 0 \quad (4)$$

As equações resultantes são, então, resolvidas aplicando as seguintes funções de deslocamento e flambagem, que satisfazem as condições de contorno estabelecidas no estudo. Embora os experimentos não sigam estritamente uma condição *free clamped* idealizada no modelo analítico, eles podem ser usados para fins de comparação. Assim, da Equação (4), as seguintes suposições podem ser feitas:

$$\delta N_x = v = w = \delta M_x = 0 \quad (5)$$

onde:

$$v = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \bar{v}_{mn} \sin\left(\frac{m\pi x}{L}\right) \sin\left(\frac{ny}{R}\right) \quad (6)$$

$$w = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \bar{w}_{mn} \sin\left(\frac{m\pi x}{L}\right) \cos\left(\frac{ny}{R}\right) \quad (7)$$

e os deslocamentos axiais podem ser obtidos por:

$$u = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \bar{w}_{mn} \cos\left(\frac{m\pi x}{L}\right) \sin\left(\frac{ny}{R}\right) \quad (8)$$

onde:  $\bar{u}_{mn}$ ,  $\bar{v}_{mn}$  e  $\bar{w}_{mn}$  são os coeficientes de amplitude de deslocamento de flambagem. Jones (1968) tratou estas funções de deslocamento de forma independente como modos puros para um particular  $m$  (meias-ondas longitudinais de flambagem) e  $n$  (ondas de flambagem circunferenciais), removendo os sinais de somatório e ignorando as formas acopladas.

Uma vez que a flambagem ocorra, os deslocamentos são arbitrários e uma solução não-trivial requer que o determinante da equação típica seja igual a zero. A seguinte solução derivada para um cilindro compósito sob compressão axial e submetido a condições de contorno simétricas pode ser determinada através da relação:

$$\lambda = \frac{1}{k_1 \left(\frac{n}{R}\right)^2 + k_2 \left(\frac{m\pi}{L}\right)^2} - \frac{\begin{vmatrix} F_{11} & F_{12} & F_{16} \\ F_{21} & F_{22} & F_{26} \\ F_{61} & F_{62} & F_{66} \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} F_{11} & F_{12} \\ F_{21} & F_{22} \end{vmatrix}} \quad (9)$$

onde:

$$\bar{N}_y = k_1 \lambda \quad (10)$$

$$\bar{N}_x = k_2 \lambda \quad (11)$$

$$F_{11} = A_{11} \left(\frac{m\pi}{L}\right)^2 + A_{66} \left(\frac{n}{R}\right)^2 \quad (12)$$

$$F_{12} = F_{21} = (A_{12} + A_{66}) \left(\frac{m\pi}{L}\right) \left(\frac{n}{R}\right) \quad (13)$$

$$F_{16} = F_{61} = \frac{A_{12} m\pi}{R} + B_{11} \left(\frac{m\pi}{L}\right)^3 \left(\frac{n}{R}\right)^2 \quad (14)$$

$$F_{22} = A_{22} \left(\frac{n}{R}\right)^2 + A_{66} \left(\frac{m\pi}{L}\right)^2 \quad (15)$$

$$F_{26} = F_{62} = A_{22} \left(\frac{n}{R^2}\right) + (B_{12} + 2B_{66}) \left(\frac{m\pi}{L}\right)^2 \left(\frac{n}{R}\right) + B_{22} \left(\frac{n}{R}\right)^3 \quad (16)$$

$$F_{66} = D_{11} \left(\frac{m\pi}{L}\right)^4 + 2(D_{12} + 2D_{66}) \left(\frac{m\pi}{L}\right)^2 \left(\frac{n}{R}\right)^2 + D_{22} \left(\frac{n}{R}\right)^4 + \frac{A_{22}}{R^2} + \frac{2B_{22}}{R} \left(\frac{n}{R}\right)^2 + \frac{2B_{12}}{R} \left(\frac{m\pi}{L}\right)^2 \quad (17)$$

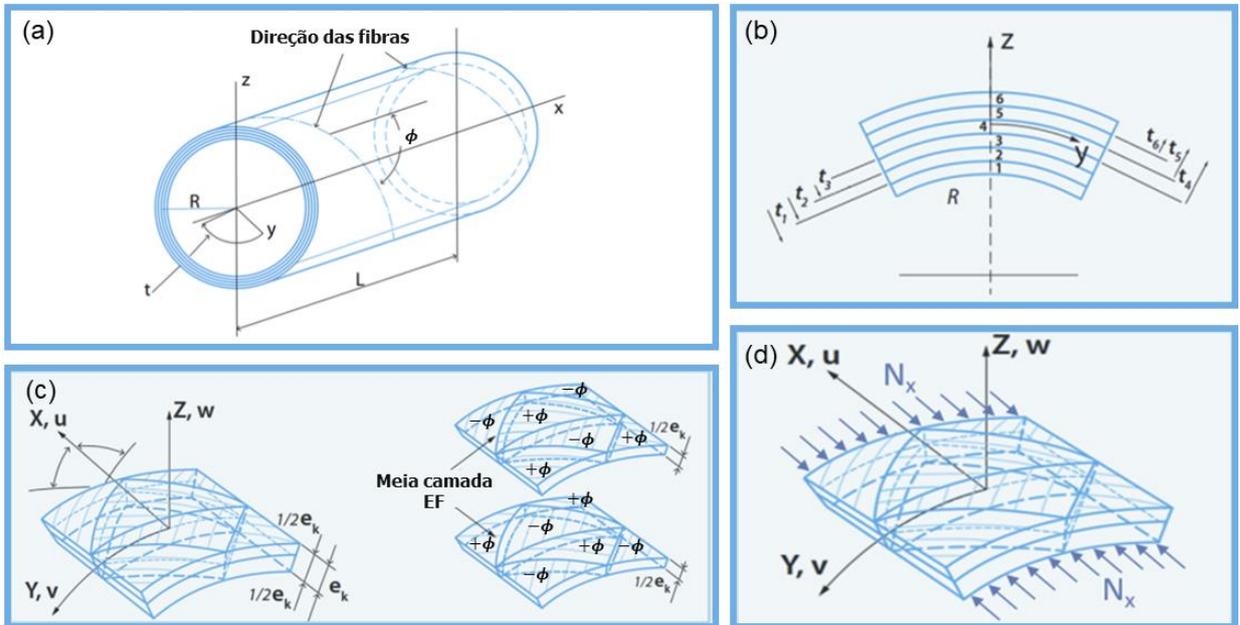


Figura 6. Macroestrutura do cilindro composto (a) detalhando a configuração da sequência de empilhamento (b), a decomposição dos componentes da célula unitária (c) e o equilíbrio de forças agindo na casca (d) (ALMEIDA JR. *et al.*, 2018).

A carga de flambagem para um cilindro sob compressão axial pode ser obtida pela Equação (9), onde  $k_1$  é mantido nulo e, portanto,  $N_y$  é igual a zero, negligenciando o efeito da pressão lateral e resolvendo apenas  $N_x$ . Analogamente, se o problema exigir a carga de flambagem para cilindros submetidos à pressão lateral,  $N_x$  deve ser igualado a zero e  $N_y$  é solucionado.

## 4. MATERIAIS E MÉTODOS

### 4.1 Análise experimental

#### 4.1.1 Materiais

Cilindros foram fabricados a partir de fibras unidirecionais contínuas de carbono (Toray, T700SC-12K-50C) pré-impregnadas com resina epóxi (UF3369-100), na forma de towpregs, fabricados pela TCR Composites. Os feixes apresentam largura de 3,6 mm com 12.000 filamentos de 7  $\mu\text{m}$  de diâmetro. As propriedades nominais dos materiais, fornecidas pelo fabricante, estão apresentadas na Tabela 4.

Foram utilizados mandris cilíndricos em aço inoxidável com diâmetros de 50,8 mm e 136 mm e agente desmoldante Loctite® Frekote 770-NC para propiciar a remoção do compósito do mandril após a cura.

Tabela 4. Propriedades nominais dos materiais (Fonte: Toray Composite Materials America Inc e TCR™ Composites).

	Descrição	Valor	Unidade
Propriedades da fibra	Resistência à tração longitudinal ( $\sigma_{1,f}$ )	4900	MPa
	Módulo de elasticidade longitudinal ( $E_{1,f}$ )	230	GPa
	Deformação máxima longitudinal ( $\epsilon$ )	2,1	%
	Massa específica	1,8	$\text{g/cm}^3$
Propriedades da matriz	Resistência à tração longitudinal ( $\sigma_{1,m}$ )	92,4	MPa
	Módulo de elasticidade longitudinal ( $E_{1,m}$ )	3,1	GPa
	Alongamento na ruptura	3,6	%
	Massa específica	1,18	$\text{g/cm}^3$
	Temperatura de Transição vítrea ( $T_g$ )	117	$^{\circ}\text{C}$

#### 4.1.2 Fabricação dos cilindros

Foram fabricadas 12 famílias de cilindros (Figura 7), todos com duas camadas [ $\pm\phi$ ] e com duas variações de diâmetro interno. A Tabela 5 mostra as configurações geométricas e de fabricação e a quantidade de cilindros em cada família. Foram fabricados três cilindros de cada família para ensaio de condicionamento higrotérmico devido à limitação dimensional dos tanques utilizados. Os cilindros apresentaram relações d/h variando entre 46,61 e 61,95 (cilindros com  $d_i = 50,8$  mm) e entre 140,21 e 165,85 (cilindros com  $d_i = 136$  mm).

O comprimento total dos cilindros  $d_i = 50,8$  mm foi de 140 mm, e nestes foram inseridos reforços (quatro camadas com ângulo de enrolamento  $[\pm 89,6]$  - circunferencial) de 20 mm comprimento em cada extremidade, restando 100 mm de comprimento útil. A aplicação destas camadas teve por objetivo evitar a falha material (*brooming*) das extremidades dos corpos de prova durante a compressão axial. O comprimento dos cilindros  $d_i = 136$  mm foi de 300 mm e nestes não foram utilizadas camadas hoop pois causariam interferência nas medições de absorção de água (não é de interesse avaliar a absorção de água da região de reforço). Para evitar o amassamento das extremidades durante o ensaio de compressão axial, utilizou-se flanges metálicas internas nas extremidades durante o ensaio.

Tabela 5. Características geométricas e de fabricação das famílias de amostras

$d_i$ (mm)	$L_{\text{útil}}$ (mm)	Laminado	Padrão de enrolamento			$h_{\text{média}}$ (mm)	Quantidade de amostras			Razão d/h	Razão l/d
			1/1	3/1	5/1		CA	AD	AM		
50,8	100	[±30]	X			0,82	5	-	-	61,95	1,97
				X		1,09	5	-	-	46,61	
					X	0,96	5	-	-	52,92	
		[±50]	X			0,88	5	-	-	57,73	
				X		0,88	5	-	-	57,73	
					X	0,97	5	-	-	52,37	
		[±70]	X			1,01	5	-	-	50,30	
				X		0,82	5	-	-	61,95	
					X	0,89	5	-	-	57,08	
136	300	[±50]	X			0,96	5	3	3	141,67	2,21
				X		0,97	5	3	3	140,21	
					X	0,82	5	3	3	165,85	

CA = ensaio de compressão axial

AD = condicionamento em água destilada + ensaio de compressão axial

AM = condicionamento em água do mar artificial + ensaio de compressão axial

Os ângulos de enrolamento utilizados para os cilindros  $d_i = 50,8$  mm foram selecionados de modo a abranger toda a faixa operacional prática. Embora o EF helicoidal seja aplicável para ângulos entre  $5^\circ$  e  $85^\circ$  (ALMEIDA JR., 2016), ângulos muito baixos podem ser de difícil controle de posicionamento, com possibilidade de escorregamentos, e geram regiões de retorno expressivas (HERNÁNDEZ-MORENO *et al.*, 2008), enquanto ângulos muito elevados resultam em baixa resistência axial.

Para os cilindros  $d_i = 136$  mm foi utilizado apenas o ângulo de enrolamento  $[\pm 50]$  devido à limitação de comprimento do mandril disponível (um ângulo menor resultaria em uma região de retorno muito extensa e um ângulo menor diminuiria a resistência à compressão axial). Além disso, os cilindros foram fabricados com apenas uma camada de enrolamento,  $[\pm \phi]$ , pois o efeito do padrão de enrolamento é mais pronunciado em cilindros de paredes finas (MOROZOV, 2006).

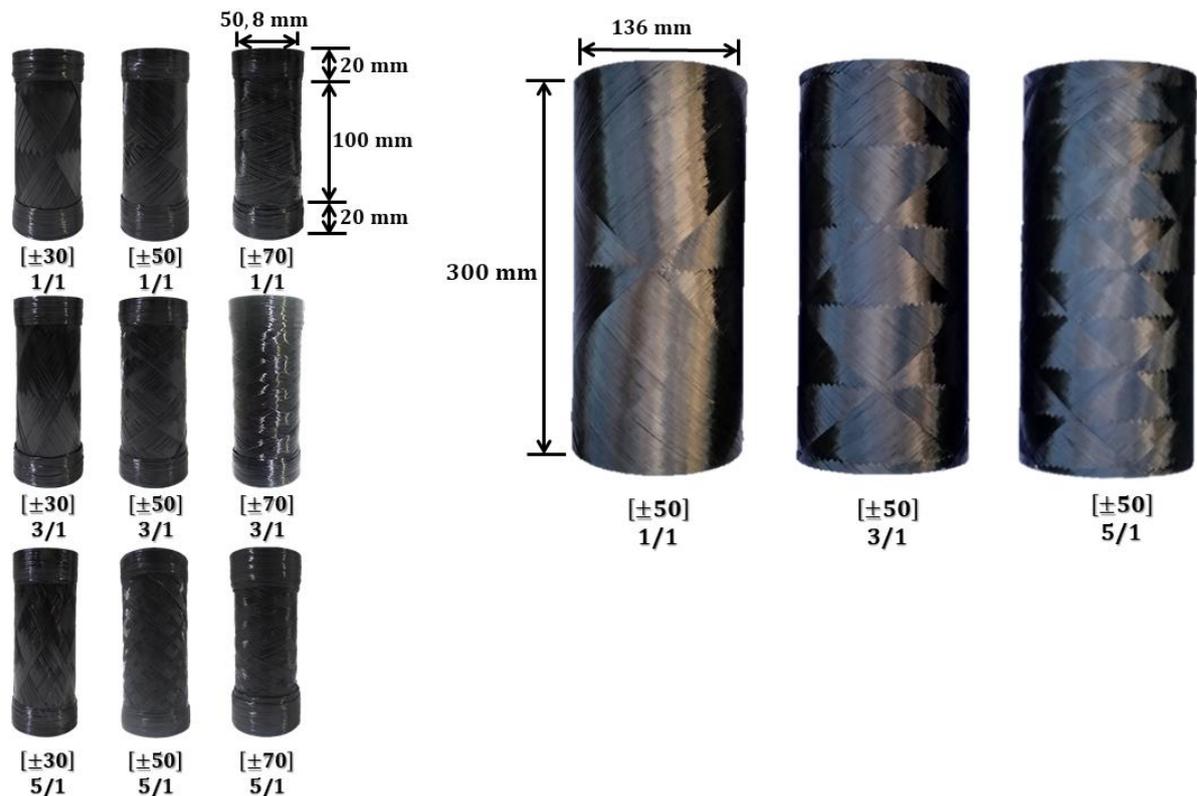


Figura 7. Imagens dos cilindros de compósito utilizados no estudo.

Os padrões de enrolamento utilizados foram de 1/1 até 5/1. Padrões maiores (ou seja, com unidades triangulares menores e em maior quantidade) teriam células unitárias muito pequenas e regiões de entrelaçamento de fibras mais extensas, o que poderia comprometer a avaliação do comportamento de flambagem, tendo em vista que o fenômeno de flambagem localizada tende a ocorrer dentro das células unitárias.

A Figura 8 apresenta as etapas de fabricação dos cilindros. O projeto dos cilindros (Figura 8a) foi realizado no *CadWind 2007*, versão 8271, que é um software CAD/CAM dedicado para projeto de estruturas e simulação do processo de enrolamento filamentar. A sequência de projeto e simulação do enrolamento consiste nas seguintes etapas: (i) geração do mandril; (ii) entrada dos parâmetros do material, (iii), escolha da técnica de enrolamento,

(iv) determinação do ângulo de enrolamento (v), definição da trajetória através do ajuste de ângulo e padrão de enrolamento e (vi) simulação do enrolamento.

Foram gerados dois mandris, um com  $d = 50,8$  mm e  $L = 3000$  mm e outro com  $d = 136$  mm e  $L = 300$  mm, simulando as dimensões dos mandris disponíveis. Os parâmetros do material inseridos estão compilados na Tabela 6. O número de *rovings* refere-se ao número de *rovings* utilizados simultaneamente no enrolamento e os demais dados foram inseridos conforme informado pelo fabricante. O tipo de enrolamento selecionado foi o helicoidal geodésico, e os ângulos e padrões de enrolamento gerados estão apresentados na Figura 9. Observa-se que os corpos de prova com  $d_i = 50,8$  mm obtidos a partir de um cilindro longo seccionado em várias amostras, enquanto que os cilindros com  $d_i = 136$  mm foram fabricados individualmente.

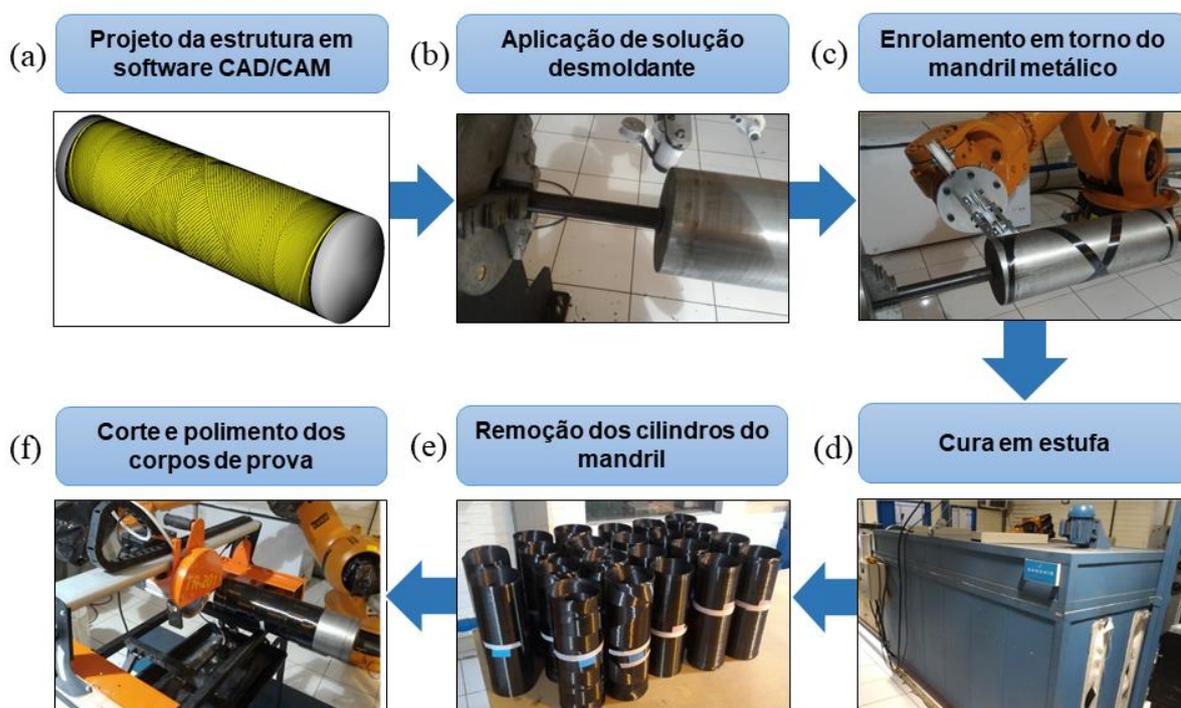


Figura 8. Etapas de fabricação dos cilindros.

A partir do projeto em ambiente CAD (Figura 8a), o software realiza simulações do enrolamento e gera o código de enrolamento em linguagem KRL (*Kuka Robot language*). Este código é inserido no robô para permitir a fabricação do componente projetado. O mandril desejado foi acoplado às castanhas do robô (sendo uma fixa e uma móvel, para acomodar diferentes comprimentos de mandril). Os rolos dos *towpregs* são posicionados em suportes com tensionadores.

Tabela 6. Parâmetros dos materiais inseridos no software CadWind.

Parâmetros dos materiais	Valor
Número de <i>rovings</i>	1
Largura do <i>roving</i>	3,6 mm
Fração volumétrica de fibra	60%
Densidade linear	800 g/km
Massa específica de fibra	1,8 g/cm <sup>3</sup>
Massa específica de resina	1,18 g/cm <sup>3</sup>

Foi aplicada solução desmoldante no mandril (Figura 8b) e o enrolamento das fibras foi feito utilizando um robô modelo KR 140 L100-2 do fabricante alemão Kuka, com sete graus de liberdade – seis do robô (três de translação e três de rotação) e um do mandril (rotação) – com dispositivos de controle e periféricos da fabricante MFTech (Figura 8c). O cabeçote do robô se move ao redor do mandril posicionando os towpregs enquanto o mandril gira, efetuando o enrolamento.

Após o enrolamento, o material, ainda envolto no mandril, é levado para cura em uma estufa horizontal com circulação de ar do fabricante Sanchis Fornos Industriais, por 4 h a 120 °C (Figura 8d). Após a cura, o sistema é resfriado até a temperatura ambiente e os cilindros são removidos do mandril (Figura 8e). Os cilindros são então cortados nas dimensões finais utilizando uma serra de bancada com disco de corte diamantado, com utilização de jato d'água para resfriamento do disco (Figura 8f). Por último, os cilindros foram lixados para remoção de rebarbas e ajustes finais de comprimento e paralelismo.

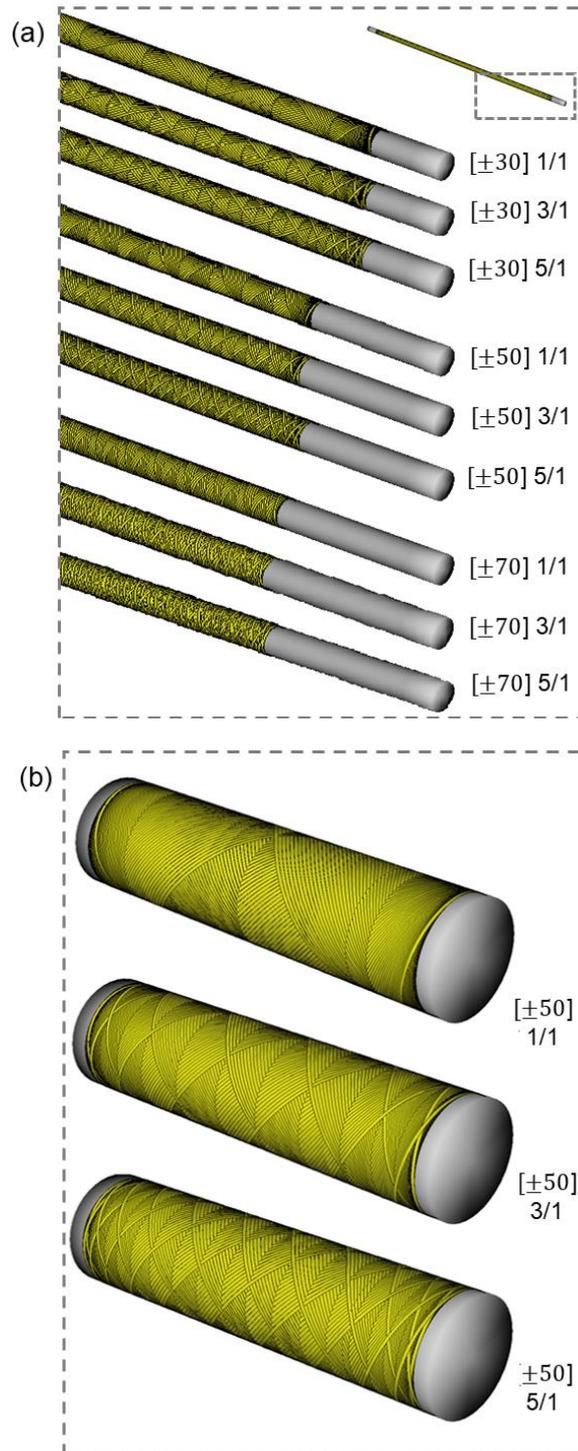


Figura 9. Projeto e simulação dos enrolamentos realizados no software CadWind para os cilindros de  $d_i = 50,8$  mm (a) e  $d_i = 136$  mm (b).

#### 4.1.3 Caracterização do material

As propriedades de engenharia do compósito carbono/epóxi utilizado na fabricação dos cilindros foram determinadas através de ensaios realizados em laminados planos,

segundo normas ASTM tradicionais para materiais compósitos. Foram fabricados laminados planos a partir de um mandril retangular de aço inoxidável com dimensões 327 × 228 × 12 mm (Figura 10).

Após o enrolamento de três camadas unidirecionais, o conjunto matriz + laminado é envelopado com papel manteiga (para minimizar a perda da resina durante a cura) e levado a uma prensa hidráulica com aquecimento modelo MA 098/A 3030 do fabricante Marconi. A cura foi realizada a 120°C por 4 h com 6 toneladas de carga. Após o resfriamento da placa até a temperatura ambiente, os laminados foram removidos e usinados em uma fresadora CNC, obtendo-se corpos de prova com fibras nas direções longitudinal (0°) e transversal (90°).



Figura 10. Produção de laminado plano unidirecional.

Foram realizados ensaios mecânicos de tração longitudinal, tração transversal e cisalhamento no plano de duplo entalhe em V. O primeiro foi realizado em uma máquina hidráulica MTS, modelo 647.10A, com célula de carga de 100 kN e os demais em uma máquina universal Instron, modelo 3382, com célula de carga de 100 kN.

Os ensaios de tração nos sentidos longitudinal (Figura 11a) e transversal (Figura 11b) às fibras foram realizados de acordo com a norma ASTM D3039-17 a uma velocidade constante de 2 mm/min. Foram ensaiadas sete amostras em cada caso, com dois extensômetros mecânicos, um longitudinal e um transversal, para determinação do comportamento elástico do material, retirados antes da ruptura do corpo de prova. O ensaio

de cisalhamento (Figura 11c) foi realizado segundo a norma ASTM D7078-12, onde quatro amostras com dimensões de 76 x 56 x 2,1 mm e centralmente entalhadas com ângulo de 90° e raio de 1,3 mm foram ensaiadas a uma velocidade de 2 mm/min. Utilizou-se um *strain gauge* do tipo roseta, modelo KFG-5-120-D17-11 do fabricante KYOWA, alinhado a  $\pm 45^\circ$  na seção média do corpo de prova.

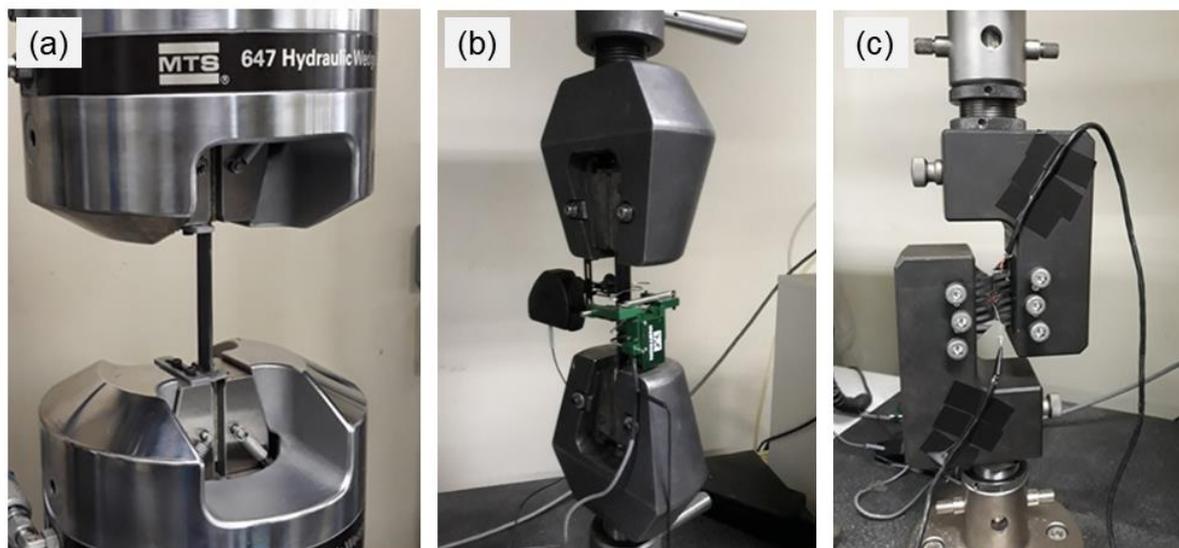


Figura 11. Ensaios de tração longitudinal (a), de tração transversal (b) e cisalhamento (c).

#### 4.1.4 Ensaio de absorção de água

Alguns cilindros de  $d_i = 136$  mm foram expostos a condicionamento por: i) imersão em água destilada, ou ii) imersão em solução de água do mar artificial, ambas à temperatura ambiente (entre  $23 \pm 2^\circ\text{C}$ ). A solução de água do mar artificial foi preparada segundo as recomendações da norma ASTM D1141-98 (2013), com um teor de sais de 3,5% (sendo 3,0% de cloreto de sódio e 0,5% de outros sais), sem metais pesados, e pH ajustado em  $\approx 8,2$ .

Os cilindros foram secos antes do condicionamento para remoção de umidade inicial. Para isso, as amostras foram inicialmente pesadas, colocadas em estufa a  $110^\circ\text{C}$  por 24 h, novamente pesadas e recolocadas em estufa a  $110^\circ\text{C}$  por 3 h. Estes passos foram repetidos até que as amostras atingissem o equilíbrio de massa.

Após a secagem e pesagem inicial, os cilindros foram imersos em água destilada ou salina por 400 h. A massa das amostras foi monitorada diariamente e a variação de massa  $\Delta M$  foi determinada através da Equação (18).

$$\Delta M(\%) = \frac{\text{Massa final (g)} - \text{Massa inicial (g)}}{\text{Massa inicial (g)}} \times 100 \quad (18)$$

A absorção de água para chapas delgadas foi analiticamente ajustada pela Equação (19) (SUN *et al.*, 2011).

$$M = M_{\infty} \left[ 1 - \exp \left( -7,3 \left( \frac{D \cdot t}{h^2} \right)^{0,75} \right) \right] \quad (19)$$

onde:  $M_{\infty}$  é a concentração de água saturada,  $D$  é a difusividade aparente de água,  $h$  é a espessura e  $t$  é o tempo. A difusividade aparente pode ser calculada nos estágios iniciais da difusão, na qual  $M$  é proporcional à raiz quadrada do tempo, conforme a Equação (20).

$$D = \pi \left( \frac{h}{4M_{\infty}} \right)^2 \left( \frac{M_2 - M_1}{\sqrt{t_2} - \sqrt{t_1}} \right)^2 \quad (20)$$

#### 4.1.5 Ensaio de compressão axial dos cilindros

Foram realizados ensaios de compressão quase-estáticos nos cilindros produzidos utilizando uma máquina de ensaios universal modelo 3382 da fabricante Instron a uma velocidade de 2,0 mm/min. Os cilindros com  $d_i = 136$  mm foram ensaiados utilizando duas flanges metálicas nas extremidades, como mostra a Figura 12, para evitar amassamento nas extremidades.

Análise fractográfica dos modos de falha foi realizada por microscopia digital (MD), com equipamento Dino-Lite, microscopia ótica (MO) com equipamento Carl Zeiss, Axio Scope e microscopia eletrônica de varredura (MEV) com microscópio de bancada Phenon ProX. As análises foram realizadas na seção transversal do eixo longitudinal dos cilindros de diâmetro interno de 136 mm.

Os dados experimentais foram submetidos à análise estatística através de análise de variância multivariável (*multi-way* ANOVA) utilizando o *software* comercial Statgraphics Centurion 18. Foi avaliado como o padrão de enrolamento e o condicionamento higrótico são estatisticamente significativos na resistência à compressão axial e na absorção de água. O valor  $P < 0,05$  significa que o fator avaliado é estatisticamente significativo com um nível de confiança de 95%.

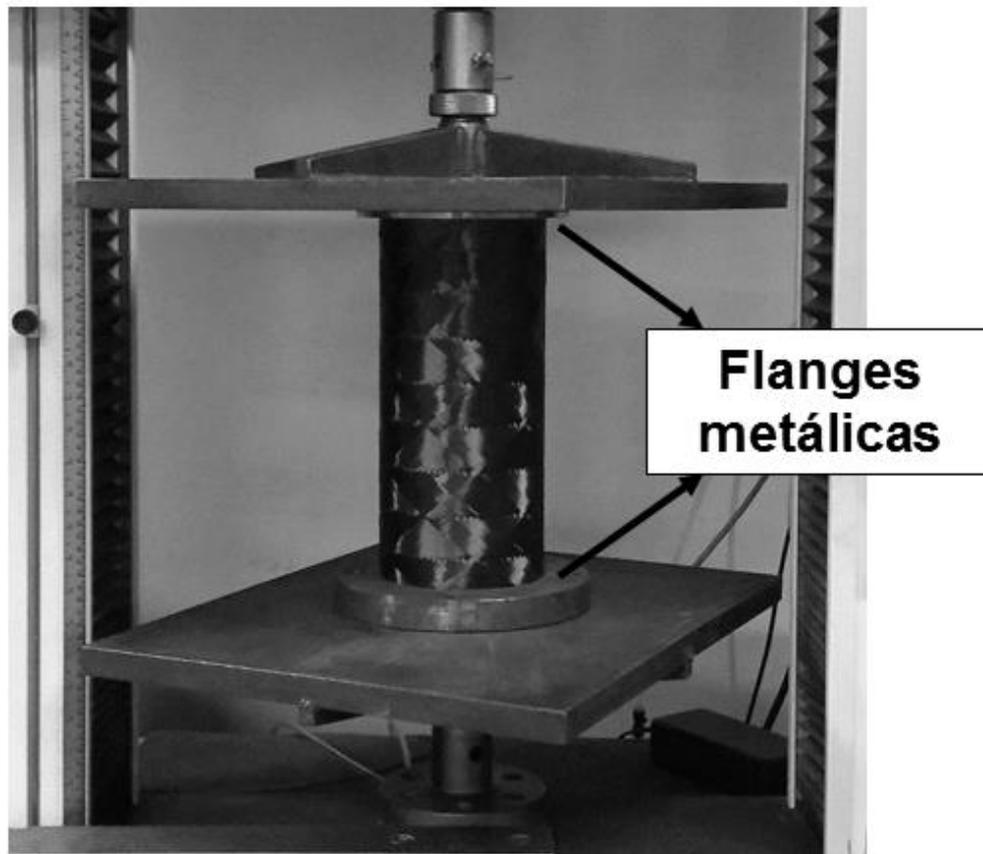


Figura 12. Ensaio de compressão axial em cilindros com  $d_i = 136\text{mm}$ .

## 4.2 Análise numérica

A modelagem dos cilindros com  $d_i = 136\text{ mm}$  e as análises de flambagem linear (através do método de autovalores e autovetores) e não-linear (através do Método de Riks) foram realizadas no software ABAQUS 2017.

### 4.2.1 Modelagem do cilindro considerando o padrão de enrolamento

A modelagem dos cilindros leva em consideração a arquitetura do padrão de enrolamento. Observa-se na Figura 13 que a superfície de um cilindro produzido por EF é composto de células unitárias delimitadas por regiões de entrelaçamento helicoidal, e, dentro de cada célula, uma região de zig-zag divide o laminado em duas regiões, com ângulos de enrolamento em  $[\pm\phi]$  e  $[\mp\phi]$ . Para reproduzir numericamente esta arquitetura, as diferentes regiões devem ser incluídas na superfície do modelo de cilindro.

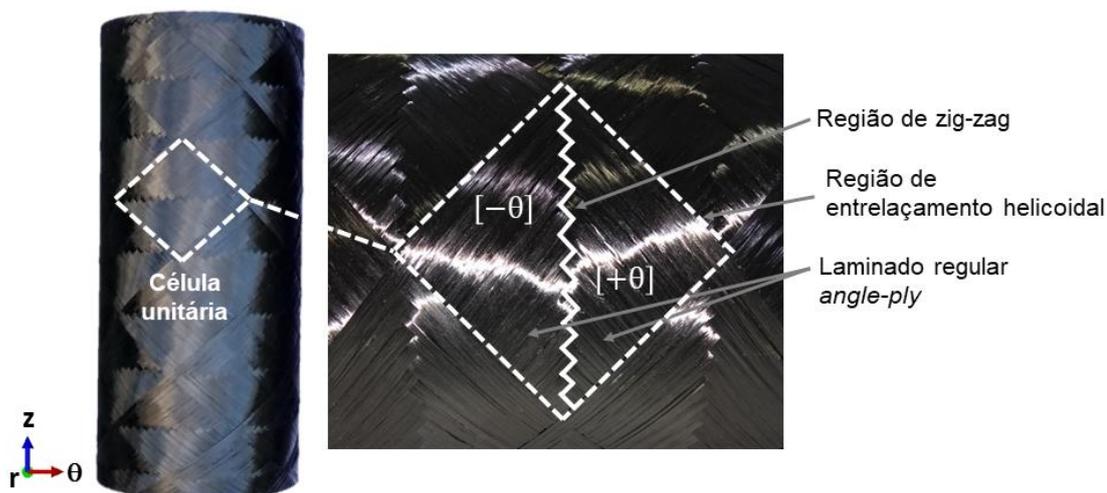


Figura 13. Arquitetura do padrão de enrolamento detalhada em um cilindro fabricado.

Neste trabalho, foram utilizadas três abordagens para o modelamento dos cilindros:

- a) Modelagem convencional: cilindros modelados sem considerar a arquitetura do padrão de enrolamento, utilizando o conceito de laminado *angle-ply* ortotrópico homogêneo (Figura 14a), onde à toda a área da superfície do cilindro foi atribuída um mesmo ângulo de enrolamento de  $[\pm\phi]$ .
- b) Modelagem com padrão de enrolamento - Abordagem I: cilindros particionados em regiões triangulares, delimitadas através de linhas simples (Figura 14b) previamente traçadas em planos de referência e projetadas na superfície do cilindro, segundo o método proposto por Azevedo *et al.* (2018), utilizando script escrito em linguagem Python. Após a implementação do script, foram atribuídos os ângulos de enrolamento em cada região triangular da estrutura particionada de forma alternada como  $[\pm\phi]$  ou  $[\mp\phi]$  e foram atribuídas propriedades do material de acordo com os resultados obtidos nos ensaios de caracterização do material.
- c) Modelo com padrão de enrolamento - Abordagem II: consiste em uma variação da Abordagem I, onde o particionamento da superfície do cilindro em regiões triangulares é feito utilizando-se linhas duplas (Figura 14c). As duas últimas abordagens estão descritas em mais detalhes a seguir.

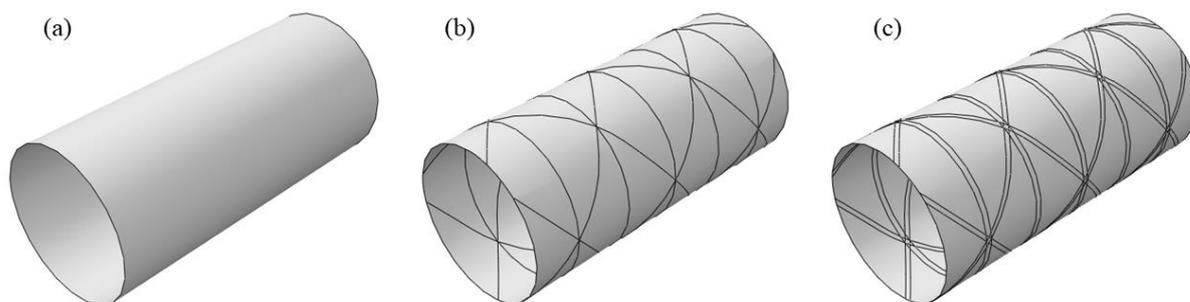


Figura 14. Modelo convencional (a), modelagem do padrão pela Abordagem I (b) e pela Abordagem II (c).

#### 4.2.1.1 Modelo com padrão de enrolamento - Abordagem I

A modelagem de cilindros considerando a arquitetura do padrão de enrolamento foi desenvolvida com base no método proposto por Azevedo *et al.* (2018), utilizando-se macros escritas em linguagem de programação *Python* para modelar o cilindro e particionar sua superfície em um padrão triangular repetitivo para reproduzir o efeito do padrão de enrolamento. A utilização de macros mostra-se uma alternativa prática pois permite ao usuário criar cilindros com diferentes configurações de diâmetro, comprimento, ângulo e padrão de enrolamento apenas alterando os dados de entrada na própria estrutura do código. São inseridas nessas macros equações que definem o tamanho e a posição das linhas, como função do ângulo e do padrão de enrolamento.

A primeira etapa é a criação de um cilindro com raio  $R$  e comprimento  $l$  e um plano de referência paralelo ao eixo axial do cilindro. Cria-se neste plano de referência uma linha com coordenadas  $[(x_0, y_0), (x_1, y_1)]$  (Figura 15a), definidas através das Equações 21 a 24.

$$y_0 = -R \cos 45^\circ \quad (21)$$

$$x_0 = -y_0 / \tan \phi \quad (22)$$

$$y_1 = +R \cos 45^\circ \quad (23)$$

$$x_1 = +y_0 / \tan \phi \quad (24)$$

A linha é repetida ao longo da extensão axial do cilindro, a uma determinada distância *offset* (Figura 15b) definida pela Equação (25), onde  $P$  é o numerador do padrão de enrolamento. Em seguida, as linhas são espelhadas em torno do eixo  $x$  do plano de referência (Figura 15c) repetindo os procedimentos das Figura 15a e Figura 15b, porém invertendo o sinal dos pontos  $y_0$  e  $y_1$ .

$$Offset = 4(x_1 - x_0)/P \quad (25)$$

O mosaico obtido pelo primeiro plano de referência projetado na superfície do cilindro é mostrado na Figura 15d. O processo é repetido para os outros planos de referência (Figura 15e-g) mas, para que as linhas tenham continuidade e formem helicoides em torno do cilindro, o ponto  $(x_0, y_0)$  do novo plano de referência deve ser coincidente com o ponto  $(x_1, y_1)$  do plano de referência anterior. Observa-se que após a projeção do quarto plano de referência (Figura 15g) o resultado é um padrão na forma de losangos. Para dividir estas regiões em áreas triangulares, linhas verticais que representam a região de entrelaçamento de fibras são inseridas.

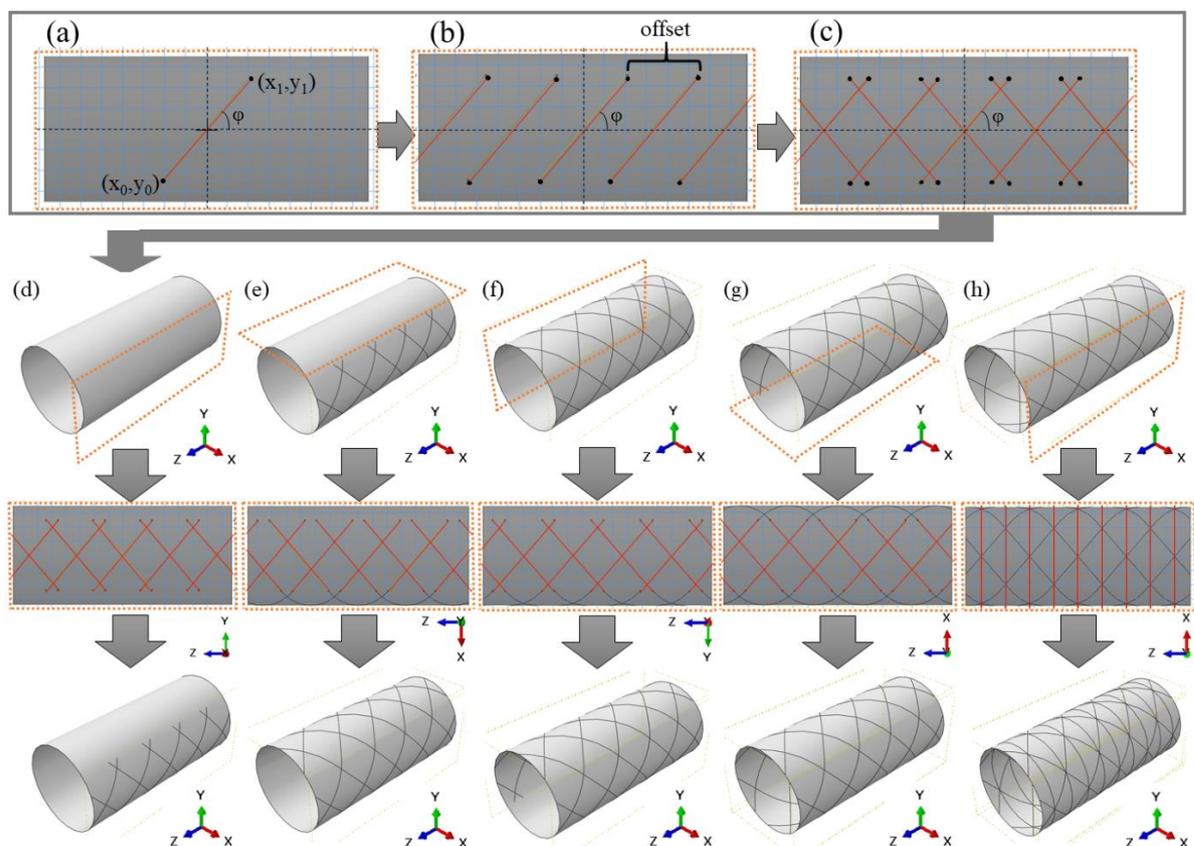


Figura 15. Modelo com padrão de enrolamento segundo a abordagem I.

#### 4.2.1.2 Modelo com padrão de enrolamento – Abordagem II

A modelagem do padrão de enrolamento através da Abordagem II, difere-se da Abordagem I pela utilização de linhas duplas para compor o padrão de enrolamento na superfície do cilindro. A motivação para o desenvolvimento da Abordagem II originou-se do relato de Morozov (2006) que observou que as deformações desenvolvidas em estruturas cilíndricas refletem a estrutura do padrão de enrolamento. De fato, as regiões de zig-zag e

de entrelaçamento helicoidal (como ilustrado na Figura 2a) representam uma barreira à continuidade das deformações que ocorrem dentro das regiões triangulares, embora tal efeito não tenha sido observado por Azevedo *et al.* (2018) para cilindros sob compressão axial.

O objetivo da Abordagem II é modelar o padrão de enrolamento como fitas (ou linhas duplas) utilizando dentro destas regiões um incremento de espessura como estratégia para restringir as deformações nas regiões triangulares. De fato, como observado experimentalmente, as zonas helicoidais cruzadas e em zig-zag são em torno de 15% mais espessas que as zonas laminadas regulares, e esta variação de espessura foi considerada.

O procedimento de modelagem é semelhante à Abordagem I, diferindo-se pela quantidade de linhas modeladas: um cilindro de raio  $r$  e comprimento  $l$  e um plano de referência paralelo ao eixo axial do cilindro são considerados. Neste plano de referência, criam-se duas linhas com as coordenadas  $[(x_a, y_a), (x_b, y_b)]$  e  $[(x_c, y_c), (x_d, y_d)]$  (Figura 16a), definidas pelas Equações 26 a 33.

$$y_a = -R \cdot \cos 45^\circ \quad 26$$

$$x_a = (y_a / \tan \phi) - 2,5 \quad 27$$

$$y_b = R \cdot \cos 45^\circ \quad 28$$

$$x_b = (y_b / \tan \phi) + 2,5 \quad 29$$

$$y_c = -R \cdot \cos 45^\circ \quad 30$$

$$x_c = (y_c / \tan \phi) - 2,5 \quad 31$$

$$y_d = R \cdot \cos 45^\circ \quad 32$$

$$x_d = (y_d / \tan \phi) + 2,5 \quad 33$$

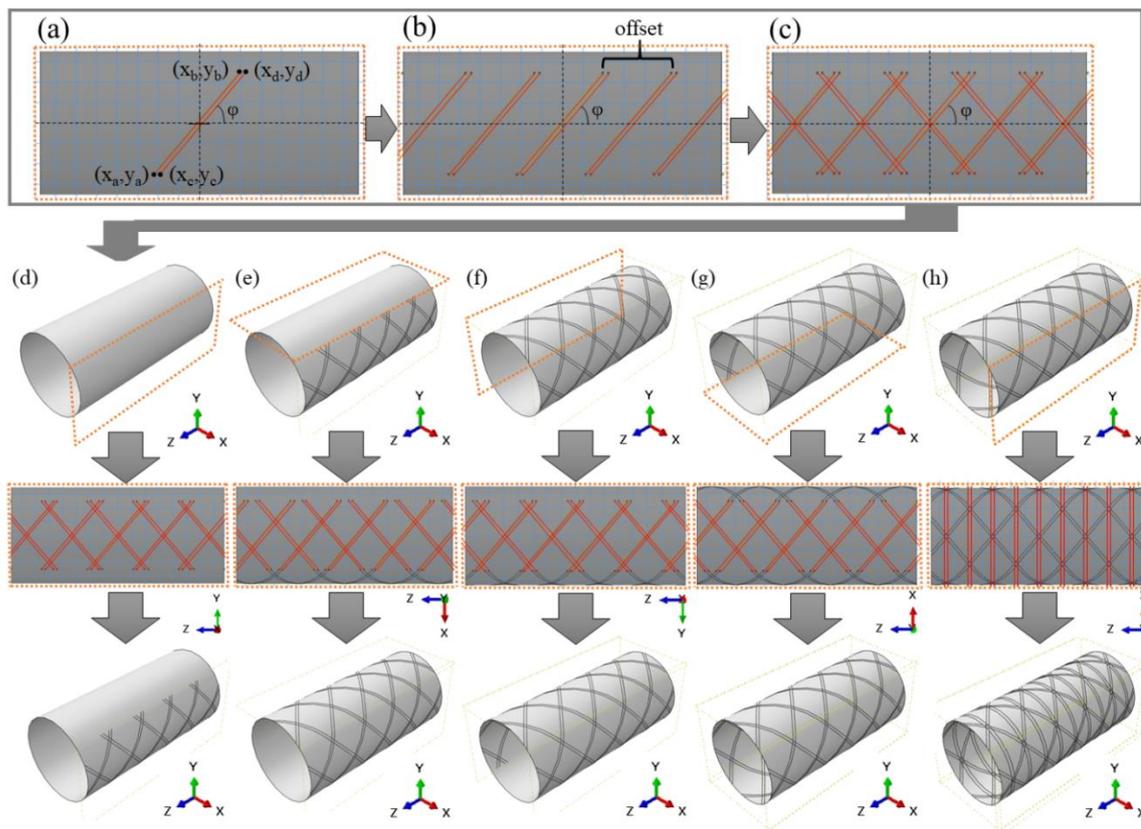


Figura 16. Modelo com padrão de enrolamento segundo a Abordagem II.

A partir deste ponto, os procedimentos são semelhantes aos da Abordagem II: as linhas são repetidas ao longo da extensão axial do cilindro, a uma distância *offset* (Figura 16b) definida pela Equação (25). Em seguida, as linhas são espelhadas em torno do eixo *x* do plano de referência (Figura 16c). O mosaico do primeiro plano de referência (Figura 16d) é obtido, o processo é repetido nos demais planos de referência (Figura 16e-g), e, por fim, as linhas verticais são inseridas para se obter as áreas triangulares.

#### 4.2.2 Análise de flambagem por autovalores e autovetores

Foi desenvolvido um modelo em elementos finitos de flambagem linear baseado na análise de autovalores e autovetores. Esta abordagem demanda baixo custo computacional e gera cargas e modos críticos de flambagem que podem ser utilizados em uma análise posterior de flambagem não-linear. Neste tipo de análise, a distribuição das forças internas permanece constante e o efeito de força resultante não é incluído na rigidez diferencial (BISAGNI, 2005). O problema inclui o efeito da rigidez diferencial na matriz de rigidez linear, que é uma função do tipo de elemento, geometria e cargas aplicadas.

Matematicamente, a análise de flambagem linear requer a solução de um problema de autovalor (Equação 34). Nesse caso, o autovetor  $\{\Phi\}$  representa os modos de flambagem e os autovalores associados ( $\lambda$ ) indicam o múltiplo da matriz de rigidez linear necessária para tornar singular a equação, causando flambagem.

$$([K] + \lambda[K_d])\{\Phi\} = \{0\} \quad 34$$

As condições de contorno utilizadas no modelo linear são mostradas na Figura 17. Uma análise de convergência de malha foi realizada pois a análise de autovalores é altamente dependente da malha (BISAGNI, 2000). Como será visto posteriormente, os resultados de carga crítica de flambagem convergiram para uma malha com 80.000 elementos para os cilindros com  $d_i = 136$  mm.

A Figura 18 apresenta malhas típicas utilizadas em cilindros com diferentes padrões de enrolamento. Os cilindros foram modelados utilizando elementos de casca com uma formulação de camada única equivalente (*equivalent single layer*, ESL) com integração reduzido de três nós (S4R) com controle *hourglass*, que é adequado para cascas delgadas.

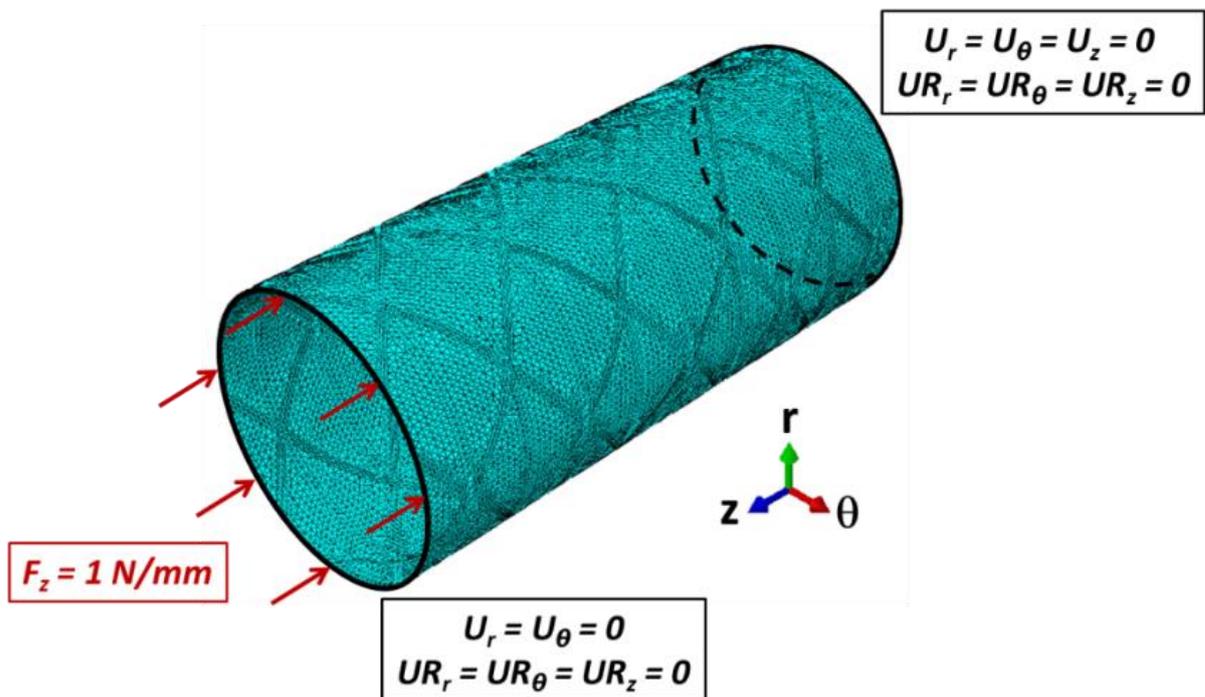


Figura 17. Condições de contorno utilizadas no modelo linear.

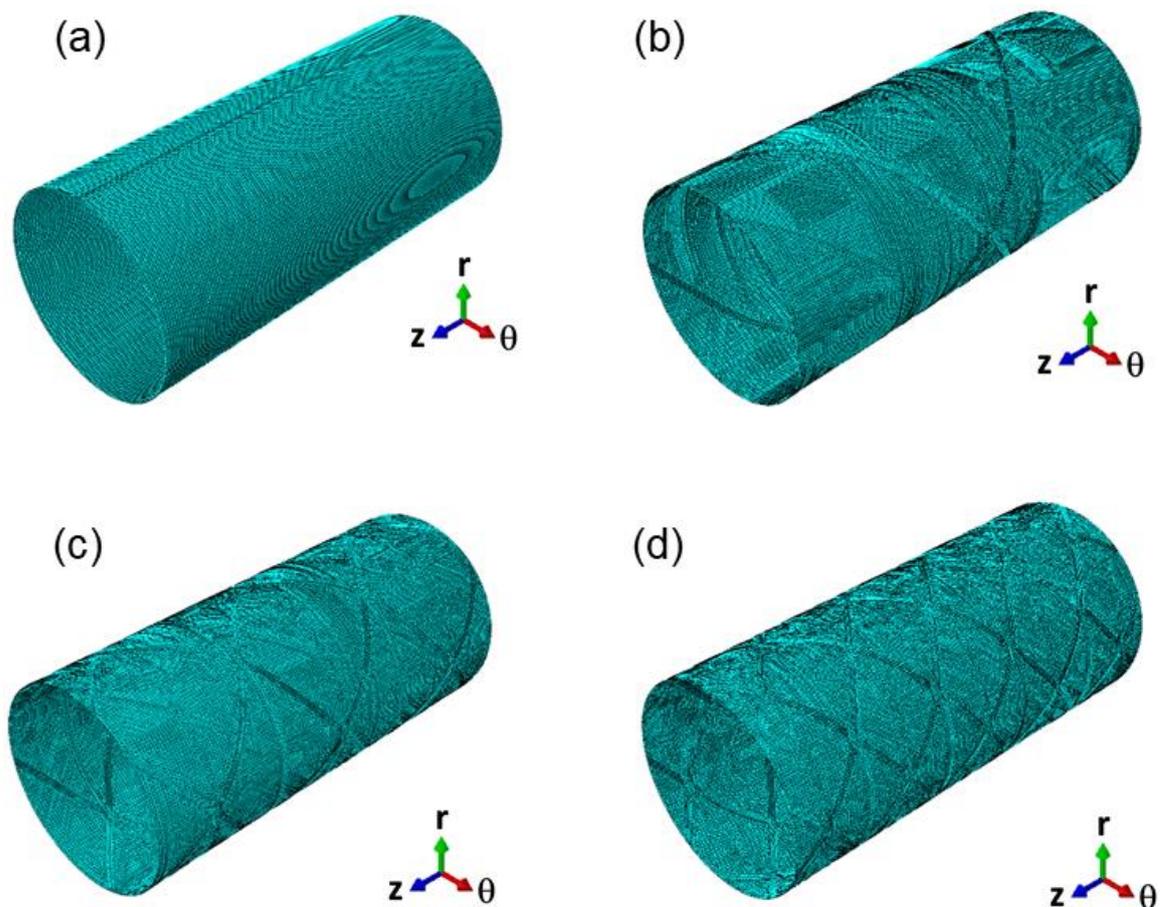


Figura 18. Malhas típicas utilizadas na modelagem dos cilindros de  $d_i = 136$  mm: modelo convencional (a), padrão 1/1 (b), padrão 3/1 (c) e padrão 5/1 (d).

#### 4.2.3 Análise não linear de flambagem

Durante a flambagem, a estrutura sofre grandes deformações, passando a comportar-se de maneira não-linear, portanto, uma análise não-linear torna-se mais adequada. O comportamento em flambagem dos cilindros foi analisado empregando o método de Riks (CRISFIELD, 1983), disponível no software Abaqus. O cálculo de trajetórias de equilíbrio não-linear, com continuação através dos pontos limites e pontos de bifurcação, é definido por variáveis nodais e pelo carregamento. O procedimento é aplicado em combinação com o método de Newton-Raphson modificado nas formas original e acelerada. A técnica resultante permite que os pontos limite sejam superados e melhora as características de convergência de métodos iterativos. A carga crítica é determinada aumentando a carga para alcançar o ponto limite, no qual a força vs. deslocamento atinge um máximo. Um incremento fino de carga é aplicado próximo ao ponto limite, e as funções de escalonamento de carga e bissecção são ativadas. (BISAGNI, 2000).

O método de Riks foi utilizado com a implementação de imperfeições geométricas baseadas em percentuais do primeiro modo de flambagem obtido na análise linear. O deslocamento máximo de cada modo é igual a um e os demais são normalizados com relação a este. Desta forma, a imperfeição implementada é proporcional ao primeiro modo de instabilidade.

Para uma simulação mais realística, as placas utilizadas para permitir a compressão axial também foram incluídas no modelo (Figura 19a). Essas placas foram modeladas usando elementos quadrilaterais lineares do tipo R3D4. A malha utilizada no cilindro é a mesma utilizada na análise linear (exemplificado na Figura 19b). Os cilindros foram submetidos à compressão pelo contato com as placas, que foram simuladas como corpos rígidos, utilizando um coeficiente de atrito de 0,01 entre as placas e o cilindro. Foram então feitas estimativas de amplitude de imperfeição geométrica a partir dos primeiros modos de flambagem obtidos na análise de autovalores e autovetores.

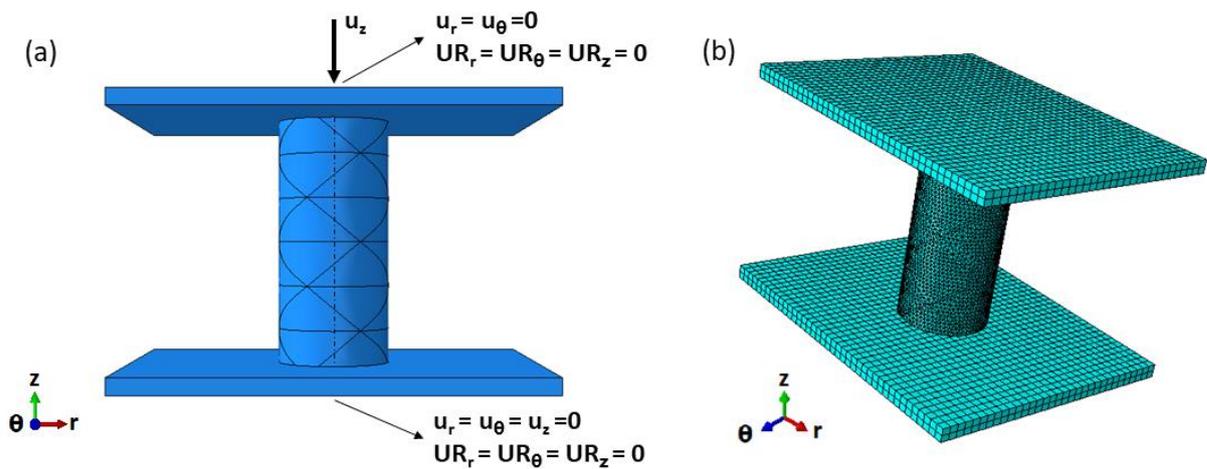


Figura 19. Montagem do modelo de flambagem não-linear com condições de contorno (a) e exemplo de uma malha típica (b).

## 5. RESULTADOS E DISCUSSÕES

### 5.1 Resultados experimentais

Esta seção apresenta os resultados experimentais de caracterização mecânica do material de carbono/epóxi utilizado na fabricação dos cilindros e que serviram como dados de entrada do modelo analítico e dos modelos numéricos no presente trabalho. Em seguida, apresenta-se os resultados experimentais dos ensaios de compressão axial, sem e com condicionamento higrotérmico, dos cilindros de  $d_i = 136$  mm e dos cilindros de  $d_i = 50,8$  mm.

#### 5.1.1 Propriedades de engenharia do material

A Figura 20 apresenta as curvas de tensão x deformação dos corpos de prova ensaiados longitudinalmente ( $0^\circ$ ) e transversalmente ( $90^\circ$ ) à direção das fibras. Observou-se um comportamento linear no intervalo de interesse, onde foram obtidos os módulos elásticos de  $E_{1,t} = 139,19 \pm 13,43$  GPa e  $E_{2,t} = 8,52 \pm 0,67$  GPa. As resistências obtidas nas direções  $0^\circ$  e  $90^\circ$  foram de  $\sigma_{1,t} = 1503,0 \pm 39,4$  MPa e  $\sigma_{2,t} = 33,4 \pm 3,0$ , respectivamente.

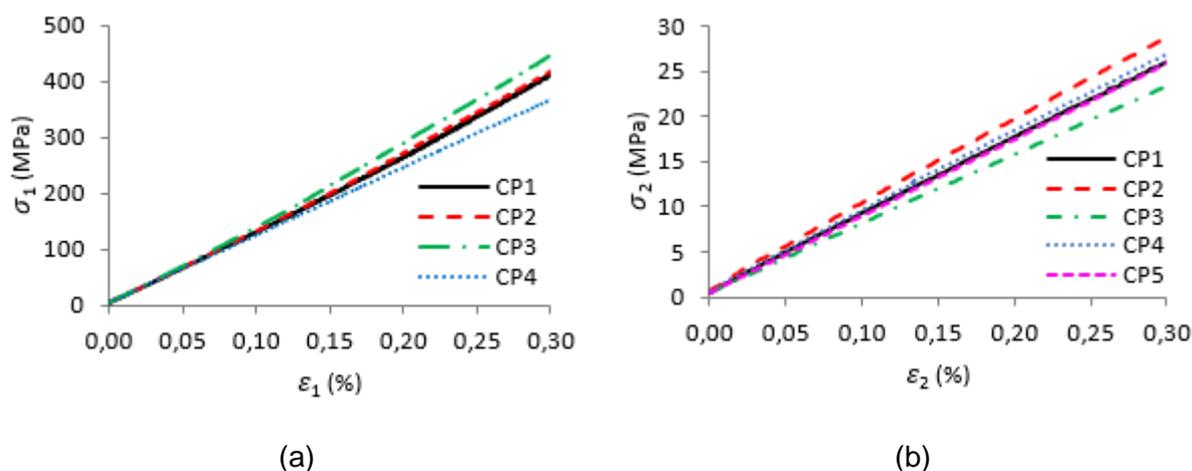


Figura 20. Curvas de tensão x deformação em tração nas direções  $0^\circ$  (a) e  $90^\circ$  (b).

A Figura 21 mostra as deformações longitudinais ( $\epsilon_1$ ) e transversais ( $\epsilon_2$ ) obtidas pelo ensaio de tração, com orientação dos feixes de fibra no sentido da aplicação de carga. O coeficiente de Poisson ( $\nu_{12}$ ) foi obtido no intervalo de deformação ( $\epsilon_1$ ) entre 0,1 e 0,3%, sendo de  $\nu_{12} = 0,26 \pm 0,05$  (média de quatro amostras).

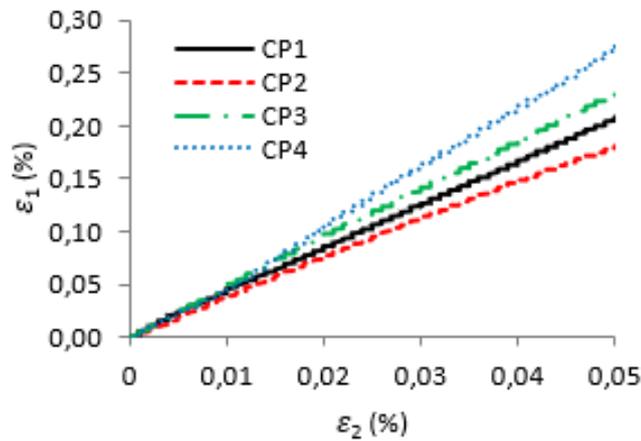


Figura 21. Deformações longitudinal x transversal utilizadas para determinar o coeficiente de Poisson maior  $\nu_{12}$ .

Os resultados para o ensaio de cisalhamento no plano são apresentados na Figura 22, onde se vê curvas de força x deslocamento, com força máxima média de  $\approx 5,85$  kN e resistência cisalhamento média de 91,5 MPa, e curvas de tensão de cisalhamento ( $\tau_{12}$ ) x deformação cisalhante ( $\gamma$ ) para as duas amostras que apresentaram falhas de cisalhamento típicas na região útil. O módulo de cisalhamento ( $G_{12}$ ), determinado pela razão ( $\Delta\tau/\Delta\gamma$ ) em uma faixa de deformação cisalhante entre 0,15% e 0,45%, resultou em 4,26 GPa.

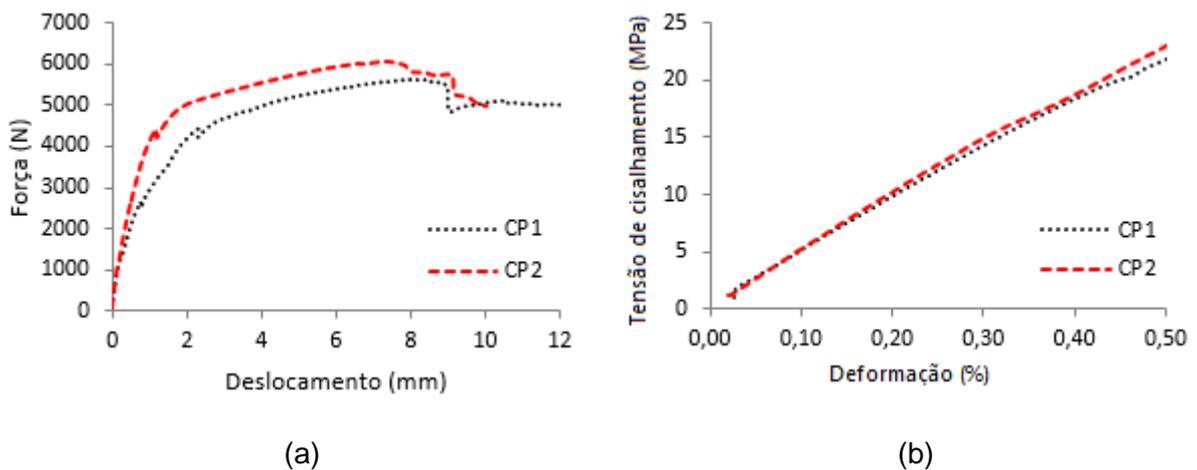


Figura 22. Curvas do ensaio de cisalhamento: força vs. deslocamento (a) e tensão de cisalhamento vs. deformação cisalhante (b).

As propriedades de engenharia resultantes dos ensaios mecânicos estão compiladas na Tabela 7. Os resultados obtidos são considerados baixos em relação a alguns valores

fornecidos nas especificações do fabricante, o que foi atribuído à condição do material pré-impregnado, que já estava próximo ao final de sua vida útil.

Tabela 7. Propriedades de engenharia dos laminados planos.

Propriedades	Dados experimentais			Dados do fabricante
	Média	Desvio Padrão	Coefficiente de variação (%)	
$E_1$ (GPa)	139,19	13,43	9,7	135,0
$E_2$ (GPa)	8,52	0,67	7,9	-
$G_{12}$ (GPa)	4,26	0,16	3,7	-
$\nu_{12}$	0,26	0,02	7,7	-
$\sigma_1$ (MPa)	1503,0	39,4	2,6	2550,0
$\sigma_2$ (MPa)	33,4	3,0	9,0	69
$\tau_{12}$ (MPa)	91,5	4,9	5,4	-

### 5.1.2 Efeito do condicionamento higrotérmico e do padrão de enrolamento em cilindros de $d_i = 136$ mm

#### 5.1.2.1 Absorção de água

Cilindros de carbono/epóxi [ $\pm 50$ ] com  $d_i = 136$  mm,  $L = 300$  mm e padrões de enrolamento 1/1, 3/1 e 5/1 foram condicionados em água destilada e solução de água do mar artificial. A Figura 23 mostra a evolução da absorção de água em função do tempo de imersão para os diferentes casos avaliados e cada ponto representa a média obtida para três amostras e as barras verticais representam o desvio padrão dessa média. As curvas indicam que a absorção de água segue um comportamento de difusão de dois estágios, com um período inicial de alta absorção de água, controlado pela difusão, seguido da diminuição da taxa de absorção. Do estágio inicial até o estágio de pseudoequilíbrio, vê-se um comportamento típico Fickiano ativado termicamente, e, em períodos de imersão mais longos, a absorção aumenta a uma taxa menor devido ao relaxamento da rede epoxídica, à plastificação da matriz epóxi, e ao preenchimento de vazios, como relatado em (KARBHARI *et al.*, 2009).

O comportamento de difusão observado experimentalmente pode ser descrito então por um modelo Fickiano (SUN *et al.*, 2011), e os dois estágios são assumidos serem controlados por difusão e relaxamento, respectivamente. A absorção de água no segundo estágio está relacionada ao relaxamento estrutural melhorado pela água e, portanto, a absorção de água pode ser determinada via Equação (19).

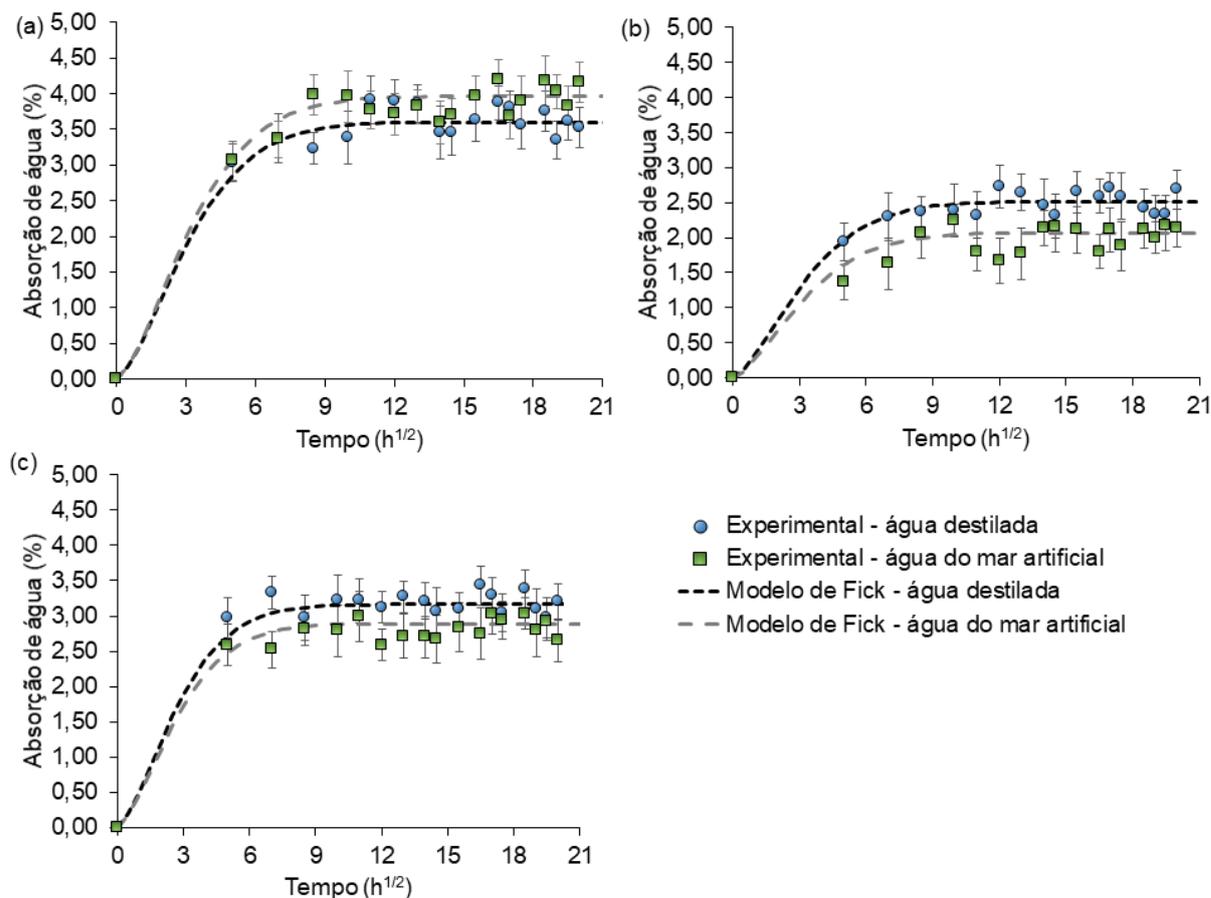


Figura 23. Dados de absorção de água obtidos experimentalmente e previsão pelo modelo de difusão de Fick para os padrões de enrolamento 1/1 (a), 3/1 (b) e 5/1 (c).

Observa-se que a absorção da água é dependente do padrão de enrolamento. A saturação foi alcançada em diferentes períodos para diferentes padrões. A absorção média de água para amostras condicionadas em água destilada e em água do mar artificial foi de, 3,55 e 3,90%, respectivamente, para o padrão 1/1; 2,47 e 2,04% para o padrão 3/1, respectivamente; e 3,15 e 2,88% para o padrão 5/1, respectivamente.

Como sugere o modelo de Fick e as observações experimentais, a maior absorção de água é alcançada pelo padrão de enrolamento 1/1. Uma justificativa para tal poderia ser uma maior quantidade de espaços vazios na estrutura provocado pelo menor grau de entrelaçamento entre feixes de fibra, o que levaria a uma maior susceptibilidade de absorver água.

Quanto ao meio de condicionamento, não há influência estatística significativa, uma vez que quase todas as medidas estão dentro do desvio padrão. No entanto, pode-se

sugerir que a água destilada seja levemente mais prejudicial (como se notou para dois dos padrões). Isto é normalmente explicado pelo baixo peso molecular da água, em comparação com o peso molecular dos sais presentes na água do mar artificial. Estes sais podem dificultar a difusão da água através da interface carbono/epóxi. As duas principais abordagens para a interação de moléculas de água com polímeros termofixos, como a resina epóxi, são: i) ligação a grupos polares ou pontes de hidrogênio e ii) *clustering*, abrigo da água em uma região de volume livre do polímero e em defeitos morfológicos (especialmente vazios). A presença de espécies iônicas afeta essa interação uma vez que a capacidade de uma espécie química entrar em um material polimérico é inversamente proporcional ao seu tamanho e peso atômico (KAR *et al.*, 2008).

### **5.1.2.2 Efeitos higrotérmicos e do padrão de enrolamento no ensaio de compressão axial**

A Figura 24 mostra curvas experimentais representativas de carga vs. deslocamento para cilindros com  $d_i = 136$  mm condicionados e não-condicionados submetidos à compressão axial. Para todos os padrões e condicionamentos, as curvas apresentaram formato similar, o que sugere que nem o padrão de enrolamento nem o condicionamento higrotérmico alteram o modo de falha dos cilindros. Nota-se também que a água do mar artificial parece ter uma maior influência no comportamento dos cilindros, sendo mais prejudicial para a interface fibra/matriz e, conseqüentemente, reduzindo a capacidade máxima de carregamento.

Os cilindros 1/1 suportaram menor carga, o que pode estar associado tanto à maior absorção de água quanto a um maior teor de imperfeições. Similarmente, os cilindros 3/1 apresentaram uma maior capacidade para suportar a carga de compressão, enquanto os cilindros 5/1 mostraram uma capacidade intermediária. Este cenário corrobora os resultados anteriores de absorção de água.

É possível observar na Figura 24 que o comportamento dos cilindros é sensível ao padrão de enrolamento. Morozov (2006) e Uddin *et al.* (2014) também verificaram que o padrão de enrolamento afeta o campo de tensão e deformação de estruturas EF, porém não há uma tendência clara quanto ao melhor padrão pois varia também com o tipo de carga e de estrutura considerada. Neste trabalho, para cilindros submetidos à compressão axial, o padrão de enrolamento 3/1 mostrou-se o melhor arranjo, no qual o tamanho das áreas laminadas regulares e a quantidade de áreas de zig-zag proporcionou um melhor equilíbrio, adiando o início e a propagação das trincas.

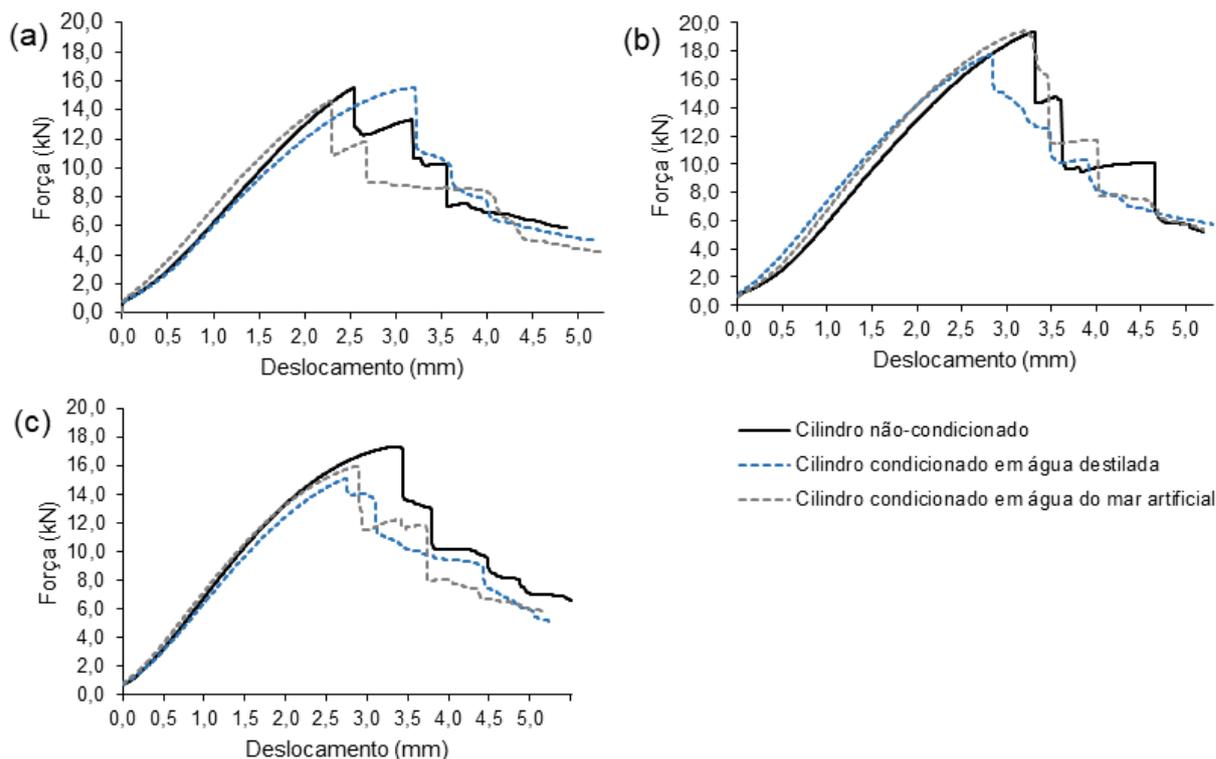


Figura 24. Curvas típicas carga x deslocamento para cilindros com  $d_i = 136$  mm com os seguintes padrões de enrolamento: 1/1 (a), 3/1 (b) e 5/1 (c).

A falha progressiva nas zonas de entrelaçamento circunferenciais (regiões de zig-zag na Figura 4) domina a região de falha dos cilindros. Esta falha também pode ser atribuída à flambagem por delaminação, desencadeada por flambagem local nas regiões de zig-zag, que pode ser caracterizada pelas múltiplas quedas após a carga compressiva máxima.

A Tabela 8 apresenta a resistência à compressão obtida para todos os cilindros ensaiados. Observa-se para todos os padrões de enrolamento que a resistência dos cilindros condicionados é menor que os não-condicionados. No entanto, o condicionamento da água destilada foi mais prejudicial para o padrão 5/1, reduzindo a resistência em 14,6%, enquanto o condicionamento da água do mar reduziu a resistência em 11,7% para o padrão de 1/1. A redução na resistência à compressão deve-se principalmente à plastificação da matriz e ao descolamento interfacial decorrentes da entrada de água na microestrutura.

Vê-se também que a resistência à compressão aumenta para padrões mais elevados. Cilindros com padrões de enrolamento maiores e mais densos possuem um maior entrelaçamento de fibras, o que pode aumentar a resistência à compressão da estrutura; Cilindros não-condicionados com padrão de enrolamento 3/1 e 5/1 apresentaram uma resistência à compressão 22 e 28% maior, respectivamente, que o padrão 1/1.

Tabela 8. Resistência à compressão dos cilindros em estudo.

Padrão de enrolamento	Condicionamento	Resistência à compressão (MPa)	Varição
1/1	Não condicionado	39,08 ± 1,56	Referência
	Água destilada	38,18 ± 1,54	↓2,27%
	Água do mar artificial	34,49 ± 1,65	↓11,74%
3/1	Não condicionado	47,91 ± 2,93	Referência
	Água destilada	43,01 ± 2,02	↓10,22%
	Água do mar artificial	44,29 ± 3,40	↓7,56%
5/1	Não condicionado	50,21 ± 0,57	Referência
	Água destilada	42,88 ± 0,51	↓14,61%
	Água do mar artificial	45,85 ± 2,64	↓8,68%

A Figura 25 mostra fotografias dos cilindros após o ensaio. Áreas de flambagem localizada foram identificadas em todos os cilindros. A estrutura começa a se dobrar dentro das regiões triangulares. Observa-se que o tamanho das áreas flambadas é proporcional ao tamanho das regiões triangulares, ou seja, o padrão de enrolamento 1/1 apresenta regiões flambadas de maior dimensão e em menor quantidade, enquanto que o padrão 5/1 apresenta regiões flambadas menores e em maior quantidade. Assim, a região de entrelaçamento de fibras regula as dimensões das áreas flambadas.

Imagens digitais das áreas flambadas dos cilindros são apresentadas na Figura 26. A presença de delaminações foi observada em todos os cilindros, causadas pela formação de áreas flambadas. O modo de falha verificado corrobora a característica das curvas força vs. deslocamento, com diversas quedas de carga após a carga máxima.

Também foram obtidas imagens através de microscopia eletrônica de varredura (MEV) em três amostras: uma não-condicionada, uma condicionada em água destilada e uma condicionada em água do mar artificial, ambas com padrão de enrolamento 3/1. A amostra não condicionada (Figura 27a) mostra delaminação no plano médio e maior integridade dentro das camadas em relação aos demais. Os cilindros condicionados em água destilada (Figura 27b) e em água do mar artificial (Figura 27c) mostram delaminação no plano médio, onde a falha se propaga através da remoção da matriz ao longo da espessura. É possível observar que as fibras permanecem intactas. Além disso, também se observa fissuras no interior das camadas. Este comportamento é consistente com o efeito plastificante induzido na matriz pelo condicionamento.

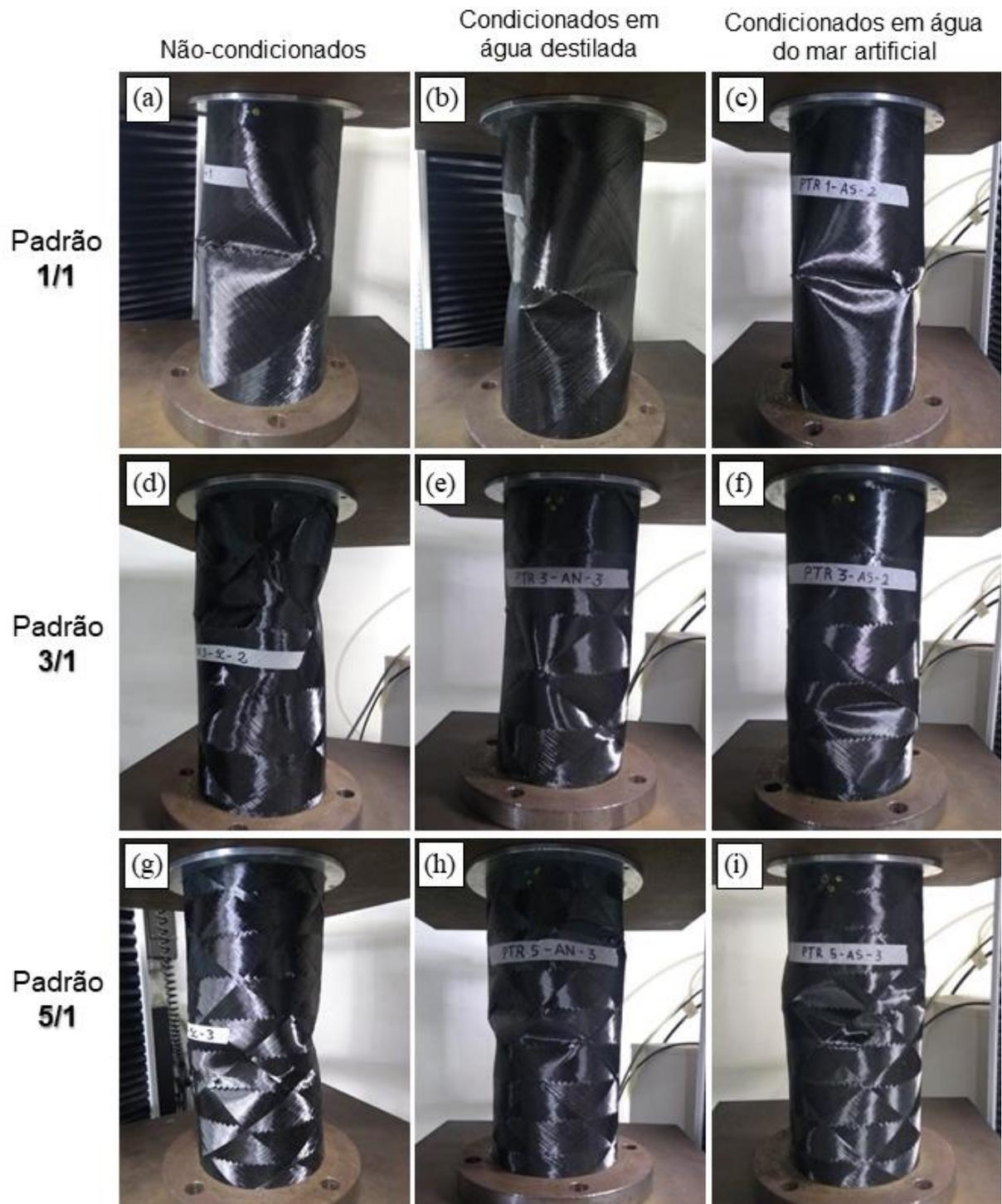


Figura 25. Aspecto pós-ensaio das amostras com padrão de enrolamento 1/1 (a-c), 3/1 (d-f) e 5/1 (g-i).

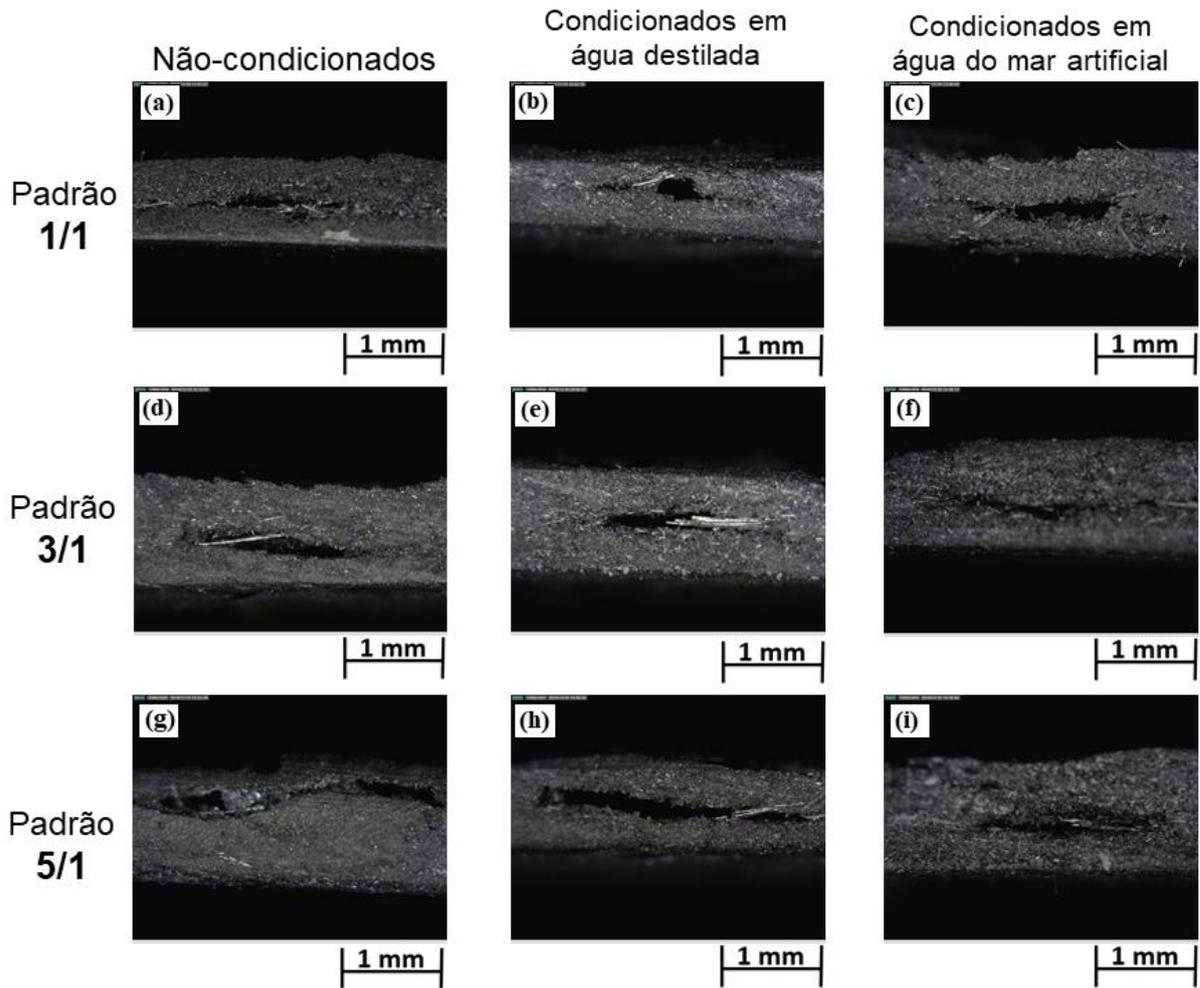


Figura 26. Micrografias digitais dos cilindros fraturados com padrão de enrolamento 1/1 (a-c), 3/1 (d-f) e 5/1 (g-i).

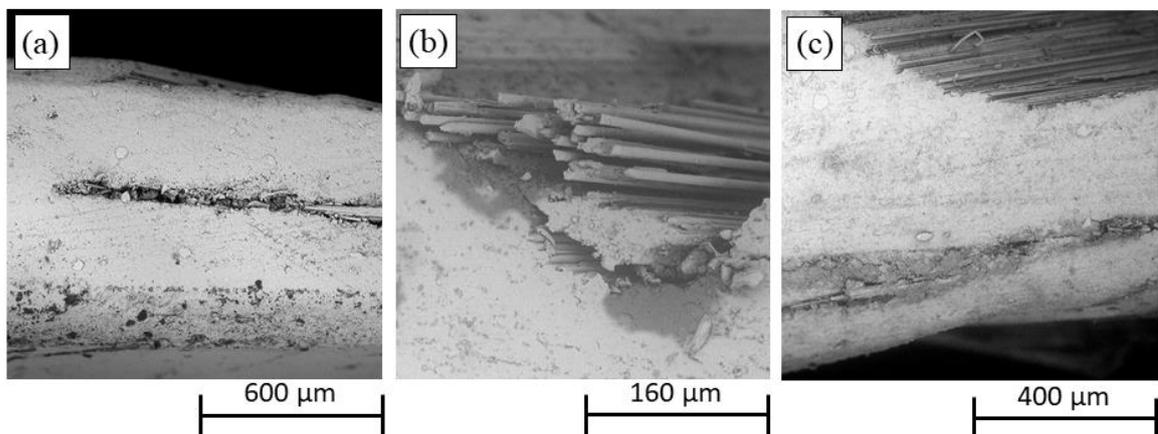


Figura 27. Micrografias de amostras com pattern 1/1: (a) não condicionada; (b) condicionada em água destilada, e (c) condicionada em água do mar artificial.

A Figura 28, com os resultados da análise estatística, mostra que o padrão de enrolamento e o condicionamento higrotérmico apresentam fator  $p < 0,05$ , o que significa que ambos são parâmetros estatisticamente significativos na determinação da resistência à compressão axial. Entretanto, não há diferença significativa estatisticamente na resistência à compressão entre amostras condicionadas em água do mar artificial e em água destilada (fator  $p = 0,9057$ ).

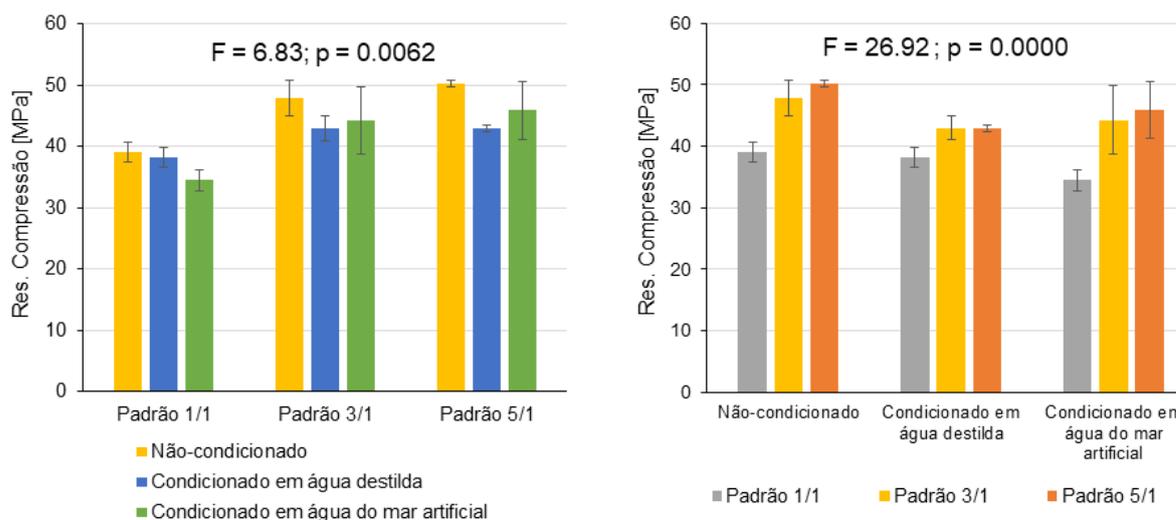


Figura 28. Análise dos efeitos do padrão de enrolamento e do condicionamento na resistência à compressão dos cilindros de  $d_i = 136$  mm.

### 5.1.3 Efeito do padrão de enrolamento em cilindros com $d_i = 50,8$ mm

A Figura 29 mostra curvas experimentais representativas de carga compressiva vs. deslocamento para cilindros com  $d_i = 50,8$  mm. Observa-se que o formato das curvas é similar em todos os ângulos e padrões de enrolamento avaliados, o que demonstram que estes dois parâmetros não alteram o modo de falha dos cilindros.

Observa-se na Figura 30 que os cilindros 1/1 possuem maior resistência à compressão, que vai diminuindo até o padrão 5/1. Comparando a resistência à compressão entre os cilindros 1/1 e 5/1, observa-se uma diminuição de 27,5%, 23,5% e 19,0% para os cilindros  $[\pm 30]$ ,  $[\pm 50]$  e  $[\pm 70]$ , respectivamente. Os cilindros com  $d_i = 50,8$  mm apresentam relação  $d/h$  entre 46,61 e 61,95, enquanto os cilindros com  $d_i = 136$  mm apresentam relação  $d/h$  maior, entre 140,21 a 165,85. De acordo com Weaver (2000), cilindros falham primeiro por flambagem estática quando são suficientemente longos e finos, a carga de flambagem deve aumentar se o diâmetro do cilindro aumentar e a espessura reduzir de forma correspondente. No entanto, existe um limite no qual a capacidade pode ser

aumentara, o qual é determinado pelo aparecimento de flambagem ou falha material. Os cilindros de  $d_i = 50,8$  mm não apresentaram flambagem visível, sendo notada falha do material.

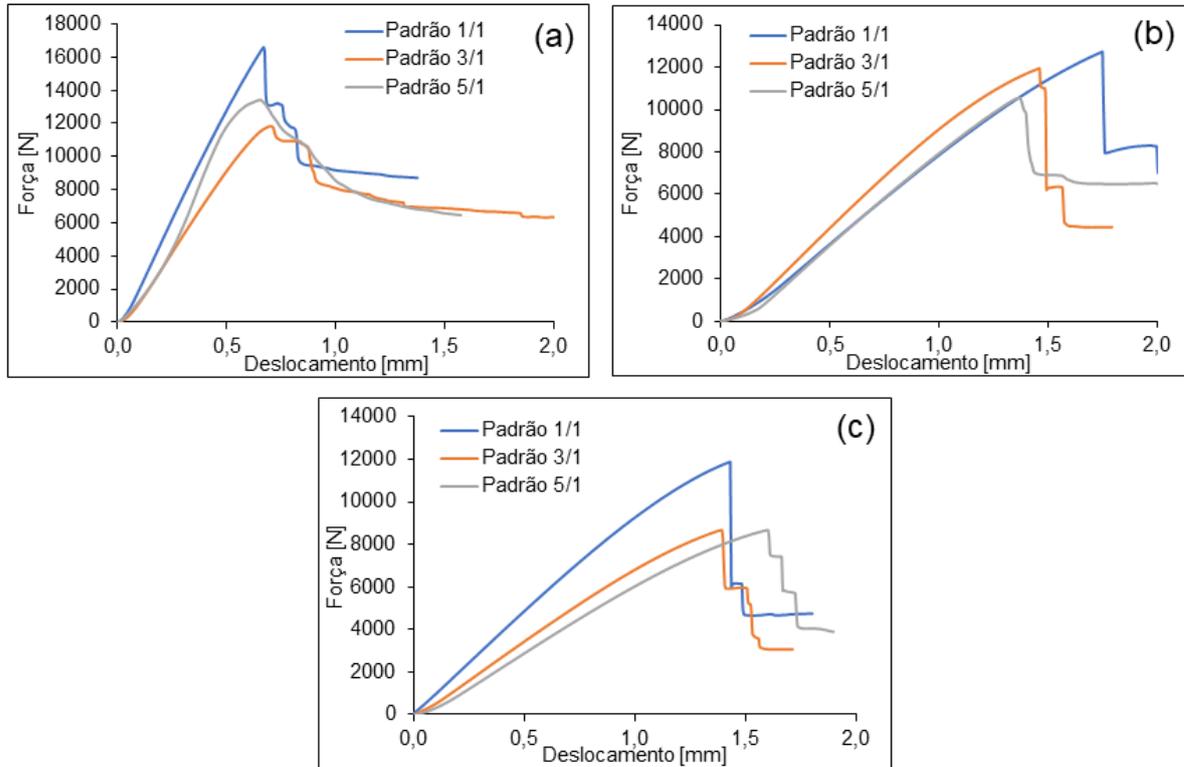


Figura 29. Resultados de compressão axial em cilindros de  $d_i = 50,8$  mm com diferentes ângulos de enrolamento: (a)  $[\pm 30]$ , (b)  $[\pm 50]$  e (c)  $[\pm 70]$ .

A Figura 31 apresenta fotografias das amostras pós-ensaio. Observa-se que as trincas se propagam majoritariamente próximo às regiões de entrelaçamento de fibras e de zig-zag. Isso indica que um grau maior de entrelaçamento de fibras propicia caminhos para a propagação de trincas na estrutura. Rousseau *et al.* (1998) observaram comportamento similar ao realizar ensaios de tração e de pressão interna em cilindros, onde as falhas se iniciam junto às regiões de entrelaçamento e, fora destas, a estrutura tende a manter sua integridade.

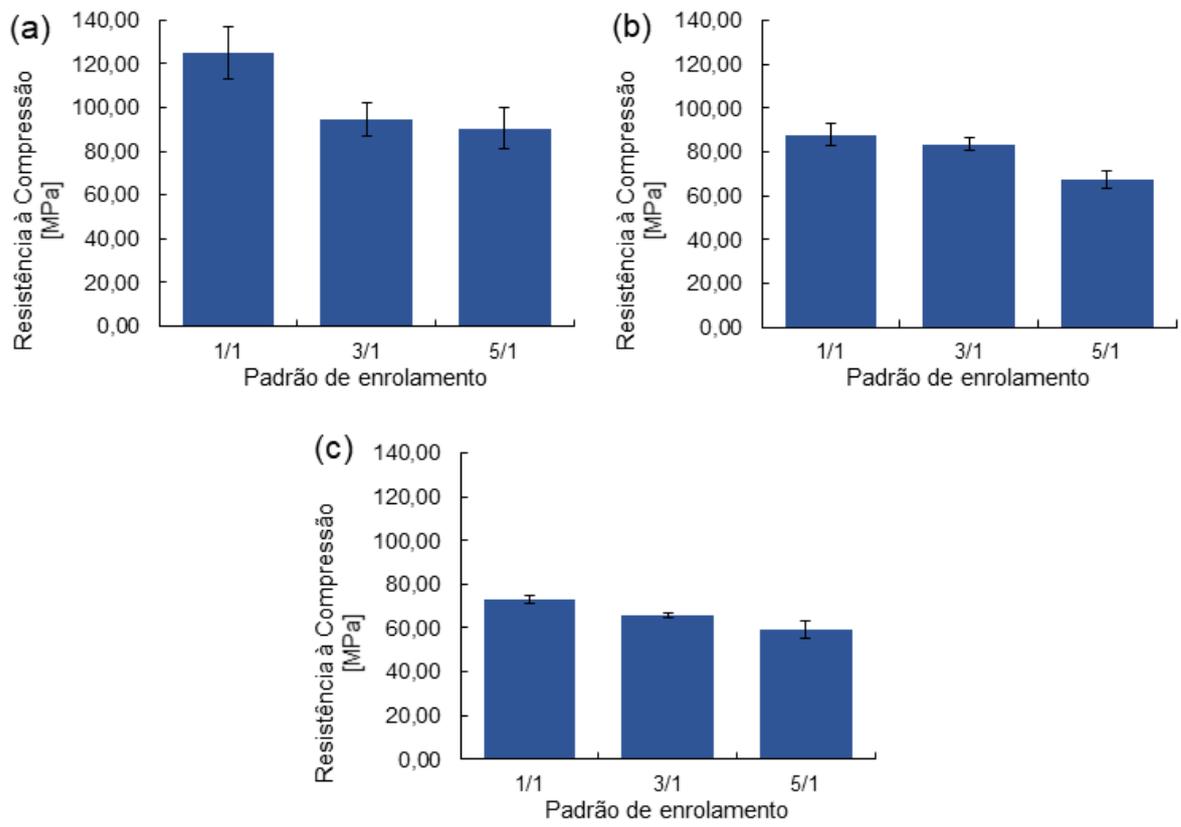


Figura 30. Resistência à compressão dos cilindros de  $d_i = 50,8$  mm com ângulos de enrolamento: (a)  $[\pm 30]$ , (b)  $[\pm 50]$  e (c)  $[\pm 70]$ .



Figura 31. Fotografias dos cilindros fraturados.

## 5.2 Resultados numéricos

### 5.2.1 Análise de convergência de malha

A Figura 32 apresenta a análise de sensibilidade de malha para os cilindros com  $d_i = 136$  mm, onde apenas a primeira carga crítica de flambagem é considerada. A carga crítica de flambagem convergiu bem com quantidade de 80.000 elementos. Adotou-se como critério de convergência uma diferença inferior à 5% entre a carga crítica de flambagem obtida entre duas análises consecutivas.

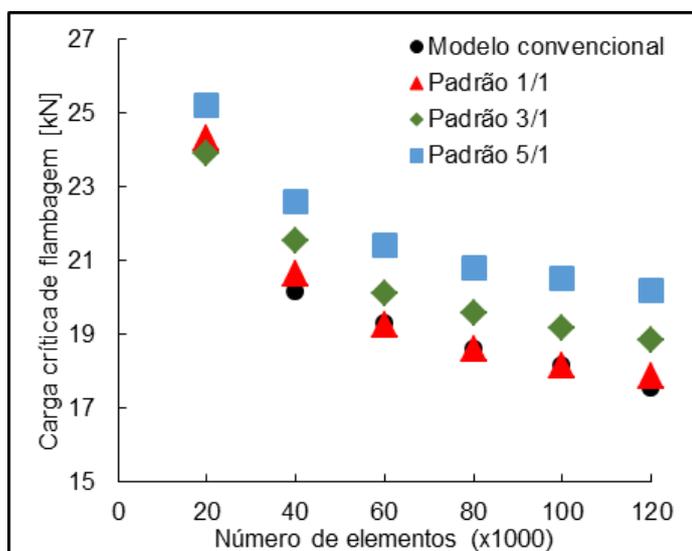


Figura 32. Estudo de convergência de malha para cilindros  $d_i = 136$  mm.

### 5.2.2 Análise de flambagem linear

Esta seção apresenta os resultados dos modelos de flambagem linear. As dimensões atribuídas ao modelo foi 136 mm de diâmetro interno e 300 mm de comprimento, as espessuras foram atribuídas conforme as medições experimentais (Tabela 5). Os cilindros foram modelados utilizando as três abordagens apresentadas na Seção 4.2.1, a saber, modelagem convencional e modelagem do padrão de enrolamento segundo abordagens I e II, e as condições de contorno utilizadas foram mostradas na Seção 4.2.2.

Os resultados gerais para a malha selecionada são apresentados na Tabela 9. Observa-se que o modelo analítico e o modelo numérico convencional apresentaram boa correlação com os resultados experimentais, no entanto, estes não foram sensíveis às variações de padrão de enrolamento.

Tabela 9. Carga crítica de flambagem obtida analítica e numericamente com o modelo de flambagem linear para os cilindros de  $d_i = 136 \text{ mm}$ .

Configuração	Padrão de enrolamento	Carga de flambagem [kN]					m	n
		Experimental (Referência)	Modelo analítico	Modelo numérico convencional	Modelo numérico-Abordagem I	Modelo numérico-Abordagem II	Analítico	Analítico
$d_i = 136 \text{ mm}$ [±50]	1/1	15.52 ± 0.66	19.95 (↑28.5%)	20.78 (↑33.8%)	20.783 (↑33.9%)	17.45 (↑12.43%)	5	8
	3/1	18.66 ± 0.52	19.95 (↑6.9%)	20.78 (↑11.3%)	20.641 (↑10.6%)	19.52 (↑4.6%)	5	8
	5/1	16.71 ± 0.82	19.95 (↑19.3%)	20.78 (↑24.3%)	20.237 (↑21.1%)	18.43 (↑10.29%)	5	8

Analisando os modelos numéricos segundo as abordagens I e II, observa-se que na Abordagem I a carga crítica de flambagem é maior que a obtida no modelo convencional, o que indica que o modelo é sensível ao padrão de enrolamento, porém o modelo não gerou diferenças significativas para os padrões de enrolamento avaliados que demonstra que o modelo não é adequado para comparar o efeito de diferentes padrões de enrolamento. Um comportamento similar foi obtido por Azevedo *et al.* (2018) ao utilizar este modelo. No caso da Abordagem II, o modelo mostrou-se sensível às variações do padrão de enrolamento: a carga máxima de compressão foi crescente à medida que o grau de entrelaçamento entre fibras aumentou, coerente com os dados experimentais.

A Figura 33 apresenta o primeiro modo de flambagem obtido para os cilindros de  $d_i = 136$  mm utilizando a Abordagem II. É possível verificar o efeito do padrão de enrolamento, e que as áreas flambadas permanecem contidas dentro das regiões triangulares, coerente com o comportamento observado experimentalmente.

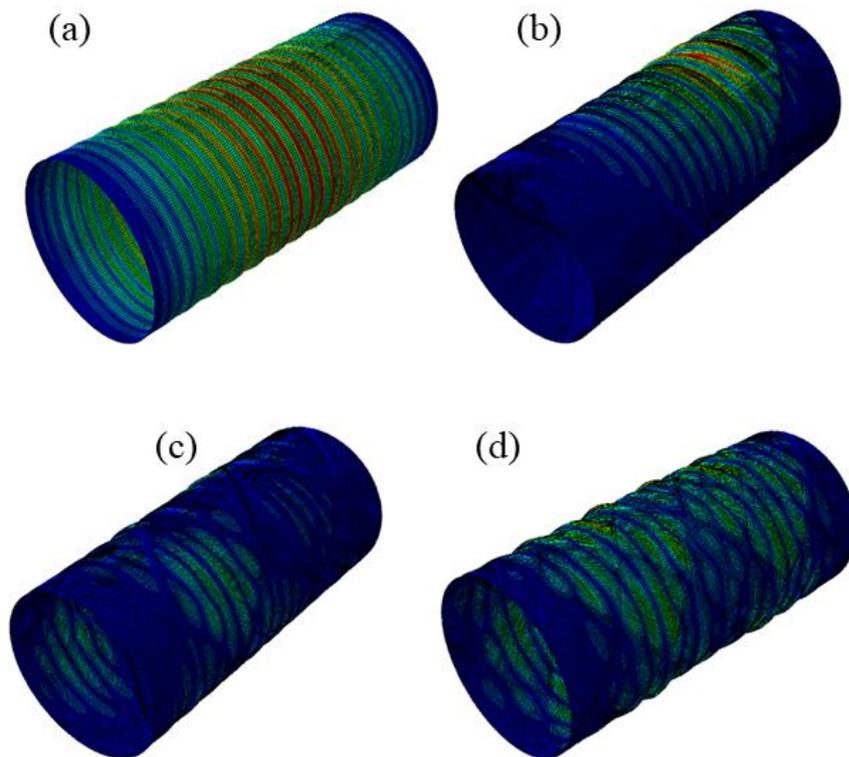


Figura 33. Formas flambadas dos cilindros: (a) modelo convencional; (b) padrão 1/1; (c) padrão 3/1; (d) padrão 5/1

### 5.2.3 Análise de flambagem não-linear

Esta seção apresenta os resultados dos modelos de flambagem não-linear. As dimensões e densidade de malha atribuídas aos modelos foram as mesmas do modelo de flambagem linear. E já que a Abordagem II apresentou maior sensibilidade para o efeito do padrão de enrolamento, apenas esta abordagem foi utilizada na análise não-linear.

Analisando a Figura 34, é possível ver que o modelo numérico é capaz de capturar as regiões flambadas, mostrando uma boa correlação com os resultados experimentais. No padrão 1/1, a área flambada ocorreu na região central do cilindro. Nos padrões 3/1 e 5/1, as regiões flambadas ocorreram de maneira distribuída ao longo das células unitárias.

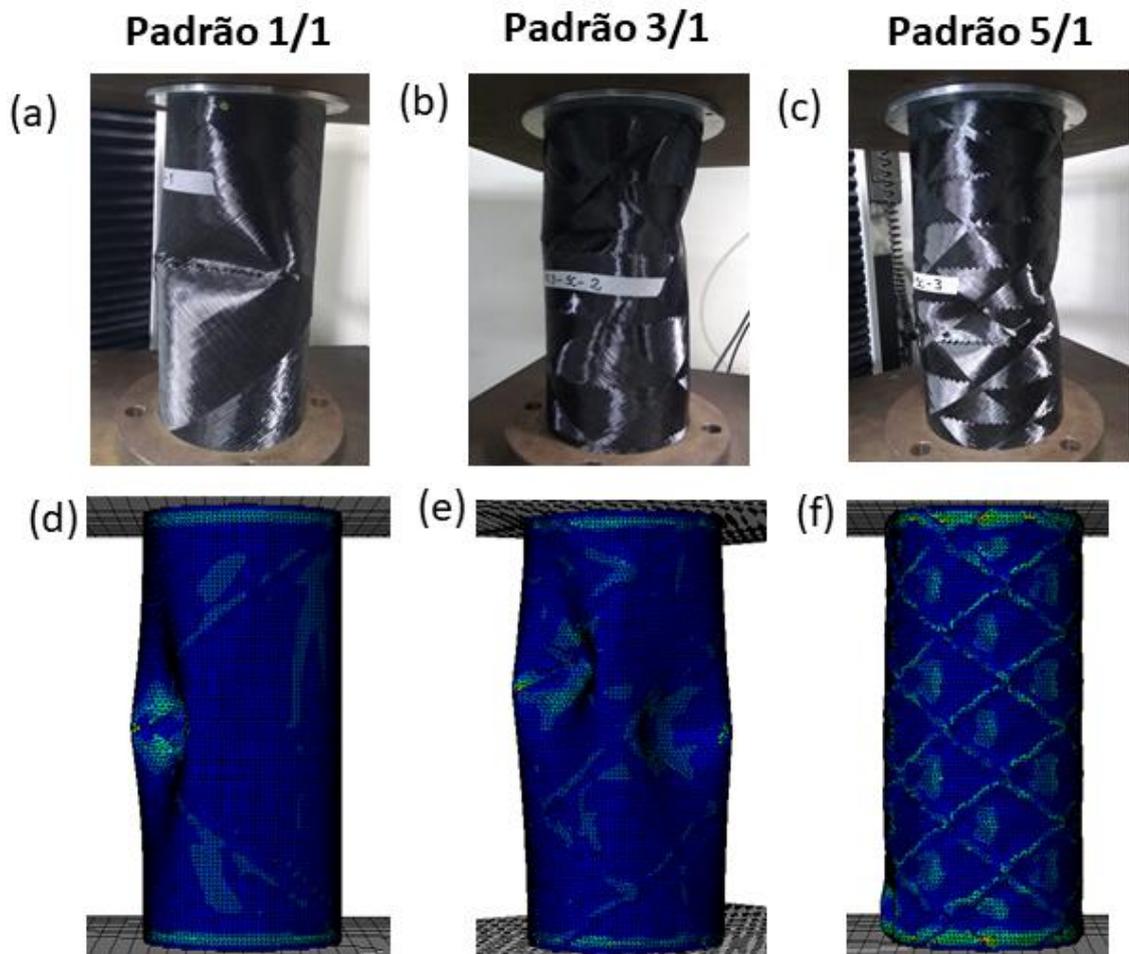


Figura 34. Aspecto final das amostras flambadas: experimental (a-c) e numérico (d-f) segundo o modelo de flambagem não-linear

Foram implementadas imperfeições geométricas baseadas em percentuais do primeiro modo de flambagem obtido na análise linear. Foram implementados diferentes

níveis de imperfeições, até aproximar a carga crítica de flambagem não-linear àquela obtida experimentalmente. A Figura 35 apresenta o efeito das imperfeições para cilindros com  $d_i = 136$  mm e ângulo de  $[\pm 50]$ .

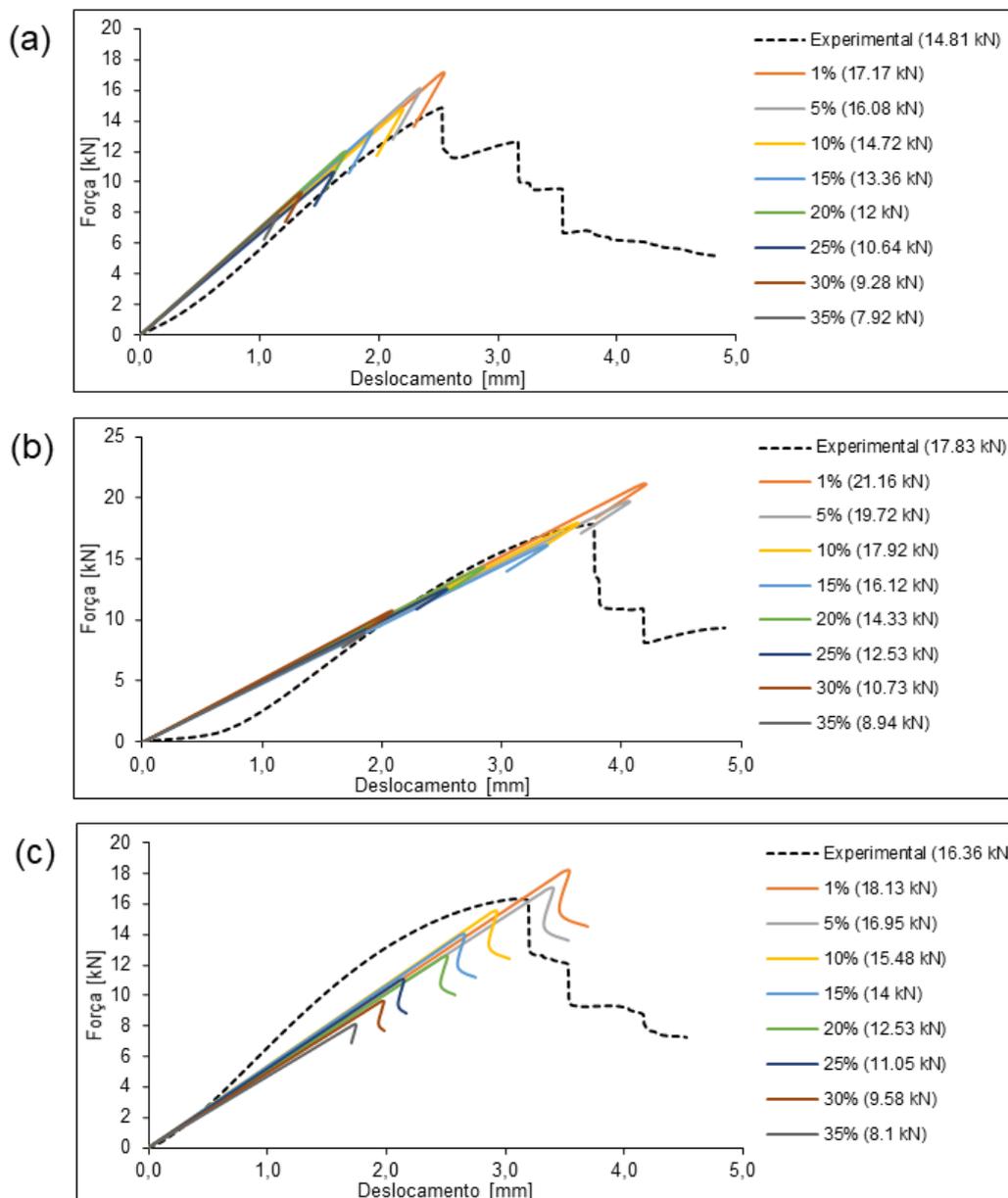


Figura 35 . Carga crítica de flambagem não-linear em função do teor de imperfeições para cilindros com  $d_i = 136$  mm, ângulo de  $[\pm 50]$  e padrões de 1/1 (a), 3/1 (b) e 5/1 (c).

O cilindro com padrão de enrolamento 1/1 foi o que apresentou um maior teor de imperfeições (14,9%), decrescendo para o 3/1 (10,2%) e 5/1 (7,0%).

O maior teor de imperfeições dos cilindros 1/1 pode ser atribuído ao fato de possuírem menos regiões de entrelaçamentos de fibras que o cilindro 5/1, que por sua vez

possui um entrelaçamento de fibras maior, que promove uma melhor compactação do material, diminuindo a quantidade de imperfeições geométricas. A Tabela 10 compila os resultados de teor de imperfeições nas estruturas avaliadas.

Tabela 10. Teor de imperfeições nos cilindros.

$d_i$ (mm)	Laminado	Padrão de enrolamento	Carga crítica de flambagem não-linear [kN]	Carga crítica de flambagem experimental [kN]	Teor de imperfeições atribuído [%]
136	[±50]	1/1	17,45	14,81	14,9
		3/1	19,52	17,83	10,2
		5/1	18,43	16,36	7,0

## 6. CONCLUSÕES

Com a metodologia proposta, foi possível investigar o efeito do padrão de enrolamento em cilindros compósitos fabricados em fibra de carbono e resina epóxi submetidos à compressão axial. Inicialmente, foram fabricados cilindros com diferentes razões diâmetro/espessura e com diferentes configurações de ângulo de enrolamento e padrão de enrolamento. Análises por elementos finitos de flambagem linear e não-linear foram implementadas e analisadas para prever o comportamento das estruturas sob carregamentos compressivos. Investigou-se também o efeito do condicionamento higrotérmico em água destilada e em solução de água do mar artificial até que os cilindros atingissem o equilíbrio na absorção de massa. E após o período de condicionamento, os cilindros foram submetidos ao ensaio de compressão axial.

Os cilindros com  $d_i = 136$  mm (com relação diâmetro/espessura maior) apresentaram resistência à compressão diretamente relacionada ao padrão de enrolamento. Cilindros com padrão 5/1 apresentaram resistência à compressão até 28% superior aos cilindros com padrão 1/1. Neste caso, cilindros com padrões de enrolamento mais altos e mais densos possuem um maior entrelaçamento de fibras, o que pode justificar o aumento da resistência da estrutura.

Os cilindros com  $d_i = 50,8$  mm (com relação diâmetro/espessura menor) também mostraram resistência à compressão dependente do padrão de enrolamento, porém o comportamento observado foi diferente, e os cilindros com padrão 1/1 apresentaram maior resistência para todos os ângulos de enrolamento estudados, decrescendo para os padrões 3/1 e 5/1. Observou-se que, neste cenário, as trincas propagam-se principalmente próximo às regiões de entrelaçamento de fibras e de zig-zag, indicando que um maior grau de entrelaçamento entre fibras cria mais caminhos para a propagação das falhas. Possivelmente isso é causado pela concentração de tensões nas regiões devido à transição de rigidez.

As abordagens de modelagem do padrão de enrolamento mostraram que a modelagem convencional (que não particiona a superfície do cilindro em regiões triangulares) e a modelagem segundo a Abordagem I mostraram resultados distantes dos dados experimentais. Os resultados de carga máxima de compressão variaram com o ângulo de enrolamento, porém não foram sensíveis ao padrão de enrolamento.

Apenas com a modelagem segundo a Abordagem II (onde as unidades triangulares são modeladas através de linhas duplas), foi possível capturar os efeitos do padrão de enrolamento através da análise de flambagem não-linear, com diferenças entre 4,6 e 23,6%

em relação aos dados experimentais, mostrando-se sensível à arquitetura do padrão de enrolamento.

As estimativas das imperfeições geométricas obtidas no modelo de flambagem não-linear, apresentaram resultados entre 7,0 e 14,9% para os cilindros  $d_i = 136$  mm, onde observou-se que, na maior parte dos cilindros analisados, o maior teor de imperfeições ocorreu nos cilindros padrão 1/1, possivelmente provocado pelo menor grau de entrelaçamento da estrutura.

A absorção de água foi bem prevista pelo modelo analítico de Fick e foi dependente do padrão de enrolamento, sendo maior para o padrão 1/1. Supõe-se que isso ocorre devido à maior quantidade de defeitos e regiões vazias na estrutura, provocados pelo menor grau de entrelaçamento entre os feixes de fibra. Não foi evidenciada diferença estatisticamente significativa na absorção de água destilada e água do mar artificial. A entrada de água causou uma redução de até 14% na resistência à compressão, o que mostra que a água pode prejudicar significativamente a capacidade de carregamento em cilindros em compressão axial.

Assim, verificou-se que o padrão de enrolamento tem efeito direto na resistência à compressão axial em cilindros de compósitos fabricados por enrolamento filamentar, e que é de grande importância levar este parâmetro em consideração na análise de estruturas.

## 7. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Baseado nas conclusões apresentadas nesta pesquisa, apresenta-se as seguintes sugestões para trabalhos futuros:

- Avaliar o efeito da compressão axial em cilindros com diferentes relações diâmetro/espessura (diferentes diâmetros e/ou diferentes quantidades de camadas).
- Implementar modelos de dano progressivo no material;
- Estudar as imperfeições geométricas por métodos de varredura de superfície, como escaneamento tridimensional e ultrassom;
- Desenvolver modelos de flambagem não-linear considerando imperfeições geométricas medidas experimentalmente;
- Instrumentar os ensaios de compressão axial com *strain gauges*, para avaliar as deformações da estrutura durante o ensaio de compressão axial.

## 8. REFERÊNCIAS

- ABDALLA, F. H. et al. Desing and fabrication of low cost filament winding machine. **Materials & Design**, 28, 2007. 234-239.
- ALMEIDA JR., H. S. et al. Carbon fiber-reinforced epoxy filament-wound composite laminates exposed to hygrothermal conditioning. **Journal of Materials Science**, 2016. 4697–4708.
- ALMEIDA JR., J. H. S. **Dano e falha em compósitos estruturais de carbono/epóxi processados por filament winding**.. Tese de Doutorado. Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Porto Alegre. 2016.
- ALMEIDA JR., J. H. S. A. et al. Buckling and post-buckling of filament wound composite tubes under axial compression: Linear, nonlinear, damage and experimental analyses. **Composites Part B: Engineering**, 149, 2018. 227-239.
- ALMEIDA JR., J. H. S. et al. Carbon fiber-reinforced epoxy filament-wound composite laminates exposed to hygrothermal conditioning. **J Mater Sci**, n. 51, 2016. 4697-4708.
- ALMEIDA JR., J. H. S. et al. Damage and failure in carbon/epoxy filament wound composite tubes under external pressure: Experimental and numerical approaches. **Materials & Design**, 96, 2016. 431-438.
- ALMEIDA JR., J. H. S. et al. Damage modeling for carbon fiber/epoxy filament wound composite tubes under radial compression. **Composite Structures**, 160, 2017. 204-210.
- ASTM D1141-98(2013), Standard Practice for the Preparation of Substitute Ocean Water, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2013.
- AZEVEDO, C. B. et al. Effect of the filament winding pattern modeling on the axial compression of cylindrical shells. **Proceedings of 4th Brazilian Conference on Composite Materials**, Rio de Janeiro, 2018.
- BARBERO, E. **Finite element analysis of composite materials**. 1st. ed.: CRC Press, 2007.
- BARBERO, E. **Introduction to Composite Materials Design**. 2nd. ed.: CRC Press, 2010.
- BISAGNI, C. Numerical analysis and experimental correlation of composite shell buckling and post-buckling. **Compos Part B**, 31, 2000. 655-667.
- BISAGNI, C. Dynamic buckling of fiber composite shells under impulsive axial compression. **Thin-walled Structures**, 43, 2005. 499-514.

- BISAGNI, C. Dynamic buckling of fiber composite shells under impulsive axial compression. **Thin-Walled Structures**, 43, n. 3, 2005. 499-514.
- BISAGNI, C. Composite cylindrical shells under static and dynamic axial loading: An experimental campaign. **Progress in Aerospace Sciences**, 78, 2015. 107-115.
- BISAGNI, C.; CORDISCO, P. Post-buckling and collapse experiments of stiffened composite cylindrical shells subjected to axial loading and torque. **Composite Structures**, 73, n. 2, 2006. 138-149.
- BUNSELL, A. R.; RENARD, J. **Fundamentals of Fibre Reinforced Composite Materials**. Londres: CRC Press, 2005.
- COLOMBO, C.; VERGANI, L. Optimization of filament winding parameters for the design of a composite pipe. **Composites Part B**, 148, 2018. 207-216.
- CRISFIELD, M. A. An arc-length method including line searches and accelerations. **International journal for numerical methods in engineering**, 19, 1983. 1269-1289.
- EGGERS, F. **Fluência em anéis de compósitos carbono/epóxi sob condicionamento higrotérmico**. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Porto Alegre. 2019.
- ESLAMI, M. R. **Buckling and Postbuckling of Beams, Plates, and Shells**.: Springer, v. 1, 2016.
- GUERMAZI, N. et al. On the durability of FRP composites for aircraft structures in hygrothermal conditioning. **Composites Part B**, 85, 2016. 294-304.
- HAMEED, H. M.; RAHMAN, H. Influence of mosaic patterns on the structural integrity of filament wound composite pressure vessels. **International Journal of Structural Integrity**, 2, n. 3, 2011. 345-356.
- HARTE, A.-M.; FLECK, N. A. Deformation and failure mechanisms of braided composite tubes in compression and torsion. **Acta Mater**, 48, 2000. 1259-1271.
- HENRIQUEZ, R. G.; MERTINY, P. Filament Winding Applications. **Comprehensive Composite Materials II, Volume 3**, 2017. 556-577.
- HERNÁNDEZ-MORENO, H. et al. Influence of winding pattern on the mechanical behavior of filament wound composite cylinders under external pressure. **Composites Science and Technology**, 68, 2008. 1015-1024.

JONES, R. M. Buckling of circular cylindrical shells with multiple orthotropic layers and eccentric stiffeners. **AIAA Journal**, 6, n. 12, 1968. 2301-2305.

JONES, R. M. **Mechanics of Composite Materials**. Boca Raton: CRC Press, 1998.

KAR, K. K. et al. Short-term effect of distilled water, seawater and temperature on the crushed and interlaminar shear strength of fiber reinforced plastic composites made by the newly proposed rubber pressure molding technique. **Polymer Composites**, 29, n. 6, 2008. 670-691.

KARBHARI, V. M.; XIAN, G. Hygrothermal effects on high VF pultruded unidirectional carbon/epoxy composites: Moisture uptake. **Composites Part B: Engineering**, 40, n. 1, 2009. 41-49.

KARBHARI, V. M.; ZHANG, S. E-Glass/Vinylester Composites in Aqueous Environments – I: Experimental Results. **Applied Composite Materials**, 10, n. 1, 2003. 19-48.

KAW, A. K. **Mechanics of Composite Materials**. 2<sup>a</sup>. ed.: CRC Press, 2006.

KUBIAK, T. et al. Local buckling and post-buckling of composite channel-section beams. **Composites Part B**, n. 91, p. 176-188, 2016.

LIANG, Y. D. A Simple Filament Winding Pattern Generation Algorithm. **Proceedings of the 28th International SAMPE Technical Conference**, 1996. 1027-1039.

MESSAGER, T. Buckling of imperfect laminated cylinders under hydrostatic pressure. **Composite Structures**, 53, 2001. 301-307.

MIAN, H. H.; RAHMAN, H. Influence of mosaic patterns on the structural integrity of filament wound composite pressure vessels. **International Journal of Structural Integrity**, 2, n. 3, 2011. 345-356.

MOROZOV, E. V. The effect of filament-winding mosaic patterns on the strength of thin-walled composite shells. **Composite Structures**, 76, 2006. 123-129.

OPELT, C. V. et al. A fractographic study on the effects of hygrothermal conditioning on carbon fiber/epoxy laminates submitted to axial compression. **Engineering Failure Analysis**, 79, 2017. 342-350.

ORTENZI, ; CARVALHO, J.; CORVI, A. Comparison between elastic properties of theoretical, computational method and experimental results for filament wound composite pipes. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, 39, 2017. 1375–1390.

- PERRY, T. G.; DOUGLAS, C. D.; GORMAN, J. J. Analytical design procedures for buckling dominated graphite/epoxy pressure hulls. **SNAME**, 100, 1992. 93-115.
- PETERS, S. T. **Composite Filament Winding**. 1<sup>a</sup>. ed.: ASM International, 2011.
- QUANJIN, M. et al. Design of portable 3-axis filament winding machine with inexpensive control system. **Journal of Mechanical Engineering and Sciences**, 12, n. 1, 2018. 3479-3493.
- REDDY, J. N. **Mechanics of laminated composite plates and shells: theory and analysis**. 2nd. ed.: CRC Press, 2003.
- RIKS, E. An incremental approach to the solution of snapping and buckling problems. **Int. J. Solids Structures**, 15, 1979. 529-551.
- ROUSSEAU, J.; PERREUX, D.; VERDIÈRE, N. The influence of winding patterns on the damage behaviour of Filament-wound pipes. **Composites Science and Technology**, 59, 1998. 1439-1449.
- STAAB, G. H. **Laminar Composites**. 2. ed. Oxford: Elsevier Science, 2015.
- SUN, P. et al. Effect of temperature and cyclic hygrothermal aging on the interlaminar shear strength of carbon fiber/bismaleimide (BMI) composite. **Materials & Design**, 32, n. 8-9, 2011.
- SUN, P.; LUO, Y.; SUN, L. Effect of temperature and cyclic hygrothermal aging on the interlaminar shear strength of carbon fiber/bismaleimide (BMI) composite. **Materials and Design**, 2011. 4341-4347.
- TAFRESHI,. Efficient modelling of delamination buckling in composite cylindrical shells under axial compression. **Composite Structures**, 64, 2004. 511-520.
- TAHERI-BEHROOZ, F.; OMIDI, M.; SHOKRIEH, M. Experimental and numerical investigation of buckling behavior of composite cylinders with cutout. **Thin-Walled Structures**, 116, 2017. 136-144.
- TATAROĞLU, S. et al. Design and Manufacturing of a Composite Drive Shaft. **Key Engineering Materials**, 706, 2016. 73-77.
- TENNYSON, R. T. Buckling of laminated composite cylinders: a review. **Composites**, 1, 1975. 17-24.

- TSENOGLOU, C. J.; PAVLIDOU, S.; PAPASPYRID, C. D. Evaluation of interfacial relaxation due to water absorption in fiber–polymer composites. **Composites Science and Technology**, 66, 2006. 2855-2864.
- UDDIN, M. S.; MOROZOV, E. V.; SHANKAR, K. The effect of filament winding mosaic pattern on the stress state of filament wound composite flywheel disk. **Composite Structures**, 107, 2014. 260-275.
- VASILIEV, V. V.; MOROZOV, E. V. **Mechanics and analysis of composite materials**. Oxford: Elsevier Science, 2001.
- WEAVER, P. M. Design of laminated composite cylindrical shells under axial compression. **Composites Part B Engineering**, 31, n. 8, 2000. 669-679.
- WHITE, S. C.; WEAVER, P. M.; WU, K. C. Post-buckling analyses of variable-stiffness composite cylinders in axial. **Composite Structures**, n. 123, p. 190-203, 2015.
- ZHANG, A.; LU, H.; ZHANG, D. Synergistic effect of cyclic mechanical loading and moisture absorption on the bending fatigue performance of carbon/epoxy composites. **J Mater Sci**, 49, 2014. 314-320.
- ZHANG, B. et al. Design of Filament-wound Composite Elbows Based on Non-geodesic Trajectories. **Composite Structures**, 189, 2018. 635-640.
- ZU, L. et al. Design and production of filament-wound composite square tubes. **Composite Structures**, 191, 2018. 202-208.