

**UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO  
ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS**

**Willian Leandro dos Santos Pinto**

**Análise numérica do comportamento em *burst* e previsão  
da vida em fadiga de um tanque de hidrogênio em  
compósito**

**São Carlos**

**2024**



**Willian Leandro dos Santos Pinto**

**Análise numérica do comportamento em *burst* e previsão  
da vida em fadiga de um tanque de hidrogênio em  
compósito**

Monografia apresentada ao Curso de Engenharia Aeronáutica, da Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, como parte dos requisitos para obtenção do título de Engenheiro Aeronáutico.

Orientador: Prof. Dr. Volnei Tita

**São Carlos  
2024**

AUTORIZO A REPRODUÇÃO E DIVULGAÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTE TRABALHO, POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO PARA FINS DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

S856m	Pinto, Willian Leandro Santos Análise numérica do comportamento em <i>burst</i> e previsão da vida em fadiga de um tanque de hidrogênio em compósito / Willian Leandro dos Santos Pinto ; orientador Volnei Tita. – São Carlos, 2024. 77 p. : il. (algumas color.) ; 30 cm.
	Monografia (Graduação em Engenharia Aeronáutica) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 2024.  1. Materiais compósitos. 2. <i>Burst pressure</i> 3. Modelos de dano 4. Tanque de hidrogênio 5. Fadiga I. Tita, Volnei, orient.. II. Título.

# FOLHA DE APROVAÇÃO

## *Approval sheet*

<b>Candidato / Student:</b> Willian Leandro dos Santos Pinto
<b>Título do TCC / Title :</b> Estudo do comportamento em burst e previsão da vida em fadiga de um tanque de hidrogênio em compósito
<b>Data de defesa / Date:</b> 06/06/2024

<b>Comissão Julgadora / Examining committee</b>	<b>Resultado / result</b>
Professor Associado Volnei Tita	APROVADO
Instituição / Affiliation: EESC - SAA	
Professor Associado Marcelo Leite Ribeiro	APROVADO
Instituição / Affiliation: EESC - SAA	
Professor Doutor Maikson Luiz Passaia Tonatto	APROVADO
Instituição / Affiliation: Universidade Federal de Santa Maria (UFSM) -	

Presidente da Banca / Chair of the Examining Committee:

  
Professor Associado Volnei Tita  
(assinatura / signature)



*Este trabalho é dedicado a minha mãe, Rosilda,  
e a minha avó, Hilma, que sempre me encorajaram  
a seguir os meus sonhos e a nunca desistir deles.*



## **AGRADECIMENTOS**

Ao longo desses anos de graduação, muitas pessoas contribuiram para que eu pudesse chegar até a conclusão desse trabalho, seja com o conhecimento necessário para o desenvolvimento deste presente trabalho, seja com suporte emocional durante os meus anos de graduação. Por isso, eu gostaria de expressar os meus sinceros agradecimentos:

Ao meu orientador Professor Dr. Volnei Tita, por me dedicar uma parte do seu tempo para discussões sobre este trabalho que enriqueceram ainda mais minha formação. Agradeço também pela confiança e pela oportunidade da realização deste trabalho.

À minha mãe, Rosilda, e a minha avó, Hilma, por todo apoio e por todo incentivo durante a minha jornada acadêmica. Agradeço pelas conversas nos momentos difíceis, e pelas comemorações nas conquistas.

À minha tia, Eliana, e ao meu tio, Dennys, por todo apoio que vocês me deram nos momentos mais difíceis e por compartilhar os momentos de conquistas comigo.

Aos meus amigos de turma, por todas as conversas, por todos os momentos de estudos e por todos os momentos em que pudemos viver juntos.

Aos meus amigos de intercâmbio, por terem me acolhido e terem feito eu me sentir em casa mesmo estando tão longe. Agradeço por todos os momentos de compartilhamento e intercâmbio cultural que vocês me proporcionaram ao longo dos meus dois anos de intercâmbio.



*“Nothing in life is to be feared, it is only to be understood.  
Now is the time to understand more, so that we may fear less.”*

*Marie Curie*



## **RESUMO**

PINTO, W. L. S. **Análise numérica do comportamento em *burst* e previsão da vida em fadiga de um tanque de hidrogênio em compósito.** 2024. 77p. Monografia (Trabalho de Conclusão de Curso) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2024.

O hidrogênio é uma fonte de energia que vem sendo amplamente estudada atual como uma substituição dos combustíveis fósseis. Com isso, surge a problemática de seu armazenamento, esse combustível deve ser estocado em alta pressão e a baixa temperatura. Dessa forma, é necessário o desenvolvimento de tanques de armazenamento que consigam manter a sua integridade estrutural durante a sua vida em serviço. Neste trabalho, foi analisado um tanque para armazenamento de hidrogênio através de simulações computacionais utilizando o método dos elementos finitos. Foi considerado para efeito de cálculos que o hidrogênio será armazenado a uma temperatura de  $-79^{\circ}\text{C}$  e uma pressão de 45 MPa. Com essas simulações buscou-se, em um primeiro momento, obter a pressão de ruptura do reservatório, ou seja, a máxima pressão em que o hidrogênio poderia ser armazenado nesse tanque, resultando em um valor de 136 MPa. Em seguida, realizou-se a análise da vida em fadiga através de uma abordagem numérica-analítica, com objetivo de se obter o número de ciclos máximos de pressurização e despressurização permitido para o uso seguro do tanque, resultando numa vida de 8800 ciclos com os determinados coeficientes de segurança aplicado.

**Palavras-chave:** Materiais compósitos. *Burst pressure*. Modelos de dano. Tanque de hidrogênio. Fadiga.



## **ABSTRACT**

PINTO, W. L. S. **Numerical analysis of burst behavior and prediction of fatigue life of a composite hydrogen storage vessel.** 2024. 77p. Monograph (Conclusion Course Paper) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2024.

Hydrogen is an energy source that is currently being widely studied as a replacement for fossil fuels. This raises the problem of its storage: this fuel must be stored at high pressure and low temperature. It is therefore necessary to develop storage tanks that can maintain their structural integrity throughout their service life. In this work, a composite hydrogen storage vessel (CHSV) was analysed through numerical simulations using the finite element method. For the purposes of the calculations, hydrogen was assumed to be stored at a temperature of  $-79^{\circ}\text{C}$  and a pressure of 45 MPa. The first step in these simulations was to obtain the reservoir's burst pressure, i.e. the maximum pressure at which hydrogen could be stored in this tank, resulting in a value of 136 MPa. Next, the fatigue life was analysed using numerical-analytical approach, with the aim of obtaining the maximum number of pressurisation and depressurisation cycles allowed for the safe use of the tank, resulting in a life of 8800 cycles with the given safety coefficients applied.

**Keywords:** Composite materials. Burst pressure. Damage models. CHSV. Fatigue.



## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Tanque de armazenamento de hidrogênio. . . . .	27
Figura 2 – Modelo do CHSV tipo IV estudado. . . . .	28
Figura 3 – Comparação de resultados computacional e experimental realizado. . .	28
Figura 4 – Estudo da influência da temperatura no comportamento em <i>burst</i> do CHSV. . . . .	29
Figura 5 – Esquema do tanque simulado por Wu <i>et al.</i> . . . . .	29
Figura 6 – Vida em fadiga ao longo do tanque. . . . .	30
Figura 7 – Paramêtros estudados na geometria do <i>liner</i> . . . . .	31
Figura 8 – Influência da geometria do <i>liner</i> na vida em fadiga do CHSV. . . . .	32
Figura 9 – Curva tensão-deformação de um material com dano dúctil. . . . .	33
Figura 10 – Evolução do dano em função do deslocamento plástico efetivo. . . . .	33
Figura 11 – Curva tensão equivalente-deslocamento . . . . .	36
Figura 12 – Carregamento cíclico. . . . .	38
Figura 13 – Diagrama normalizado de vida do Al7075-T6. . . . .	40
Figura 14 – Geometria externa do CHSV (Dimensões em mm e fora de escala). . .	43
Figura 15 – Curva tensão-deformação para o Al6061-T6 à $-79^{\circ}\text{C}$ . . . . .	45
Figura 16 – Curva tensão-deformação para o Al6061-T6 à $-79^{\circ}\text{C}$ . . . . .	46
Figura 17 – Malha computacional do CHSV. . . . .	49
Figura 18 – Carregamento e condições de contorno. . . . .	50
Figura 19 – Ciclo de pressurização e despressurização. . . . .	50
Figura 20 – Carregamento cíclico aplicado. . . . .	53
Figura 21 – Tensão de Von-Mises nos pontos de máximo e mínimo do carregamento. .	54
Figura 22 – Malha implementada no <i>paper</i> . . . . .	55
Figura 23 – Regiões críticas para a análise de ruptura. . . . .	56
Figura 24 – Deslocamento radial do cilindro em função da pressão interna. . . . .	56
Figura 25 – Dano nas fibras na camada de $90^{\circ}$ ( $P = 136 \text{ MPa}$ ). . . . .	57
Figura 26 – Critério de Hashin no domo e na camada de $37^{\circ}$ ( $P = 136 \text{ MPa}$ ). . .	57
Figura 27 – Degradação de rigidez no <i>liner</i> ( $P = 136 \text{ MPa}$ ). . . . .	58
Figura 28 – Degradação de rigidez no <i>liner</i> ( $P = 154 \text{ MPa}$ ). . . . .	58
Figura 29 – Dano na matriz nas camadas de $13^{\circ}$ . . . . .	59
Figura 30 – Tensões atuantes na camada de compósito a $13^{\circ}$ ( $P = 67.5 \text{ MPa}$ ). . .	60
Figura 31 – Tensões atuantes na camada de compósito a $90^{\circ}$ ( $P = 67.5 \text{ MPa}$ ). . .	61
Figura 32 – Margens de segurança segundo o critério de Tsai-Hill ( $P = 67.5 \text{ MPa}$ ). .	62
Figura 33 – Campo de deformação plástica no <i>liner</i> ( $P = 67.5 \text{ MPa}$ ). . . . .	63
Figura 34 – Tensão efetivas calculadas a partir do método de Sines. . . . .	64
Figura 35 – Vida em fadiga ao longo da coordenada axial do cilindro. . . . .	65

Figura 36 – Esquema do aparato experimental para o ensaio de flexão 3-pontos. . . . .	73
Figura 37 – Modelo implementado para a simulação do ensaio de flexão 3-pontos . .	74
Figura 38 – Curva de carga-deflexão . . . . .	76

## **LISTA DE TABELAS**

Tabela 1 – Espessura do liner e da camadas do compósito no cilindro. . . . .	44
Tabela 2 – Propriedades mecânicas do Al6061-T6 a temperatura $-79^{\circ}C$ . . . . .	45
Tabela 3 – Parâmetros do modelo de dano dúctil para Al6061-T6 a temperatura $-79^{\circ}C$ . . . . .	47
Tabela 4 – Propriedades mecânicas do material compósito obtidas por (TITA, 2003).	47
Tabela 5 – Propriedades mecânicas do material compósito obtidas por (SHI; SWAIT; SOUTIS, 2012). . . . .	48
Tabela 6 – Energias de fratura do compósito de fibra de carbono reforçado com resina epóxi. . . . .	48
Tabela 7 – Características dos corpos de provas para a simulação do ensaio de flexão 3-pontos. . . . .	73



## **LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS**

CHSV	<i>Composite Hydrogen Storage Vessel</i>
EPT	Estado plano de tensão
GAV	Gasolina de aviação (Avgas)
MEF	Método dos Elementos Finitos
CFR	Compósito reforçado por fibras



## LISTA DE SÍMBOLOS

$\varepsilon$	Deformação total
$\varepsilon_{pl}$	Deformação plástica
$\nu$	Coeficiente de Poisson
$\sigma_{eq}$ (ou $\sigma_{vm}$ )	Tensão equivalente de von-Mises
$\sigma_y$	Tensão de escoamento
d	Parametro de dano
E	Módulo de Young
G	Módulo de cisalhamento
$G_C$	Energia de fratura
$n_s$	Número de amostra
$N_f$	Número de ciclos até a falha
SF	<i>Scatter Factor</i>
$S_{ut}$	Resistência à tração



## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b>	<b>25</b>
1.1	Contexto e motivações	25
1.2	Objetivos	25
<b>2</b>	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b>	<b>27</b>
2.1	Reservatórios de armazenamento de hidrogênio	27
2.2	Modelos de dano	32
2.2.1	Modelo de dano dúctil	32
2.2.2	Modelo de dano para CFR	34
2.3	Fadiga em materiais metálicos	38
2.3.1	Estimativa da vida em fadiga	38
2.3.2	Tensões multiaxiais	41
<b>3</b>	<b>METODOLOGIA E MODELAGEM</b>	<b>43</b>
3.1	Geometria	43
3.2	Materiais e modelos de materiais	44
3.2.1	Alumínio	44
3.2.2	Compósito	47
3.3	Modelo em elementos finitos	49
3.4	Limitações do modelo	51
<b>4</b>	<b>RESULTADOS</b>	<b>53</b>
4.1	Avaliação do modelo computacional	53
4.2	Ensaio de ruptura ( <i>Burst test</i> )	55
4.3	Análise do tanque na condição de serviço	60
4.3.1	Análise estática	60
4.3.2	Análise de fadiga	63
<b>5</b>	<b>CONCLUSÃO</b>	<b>67</b>
	<b>REFERÊNCIAS</b>	<b>69</b>
	<b>APÊNDICES</b>	<b>71</b>
	APÊNDICE A – ENSAIO DE FLEXÃO 3-PONTOS	73
	APÊNDICE B – DESENHO DO CHSV	77



## 1 INTRODUÇÃO

### 1.1 Contexto e motivações

A busca por fontes renováveis de energia vem crescendo na indústria nos últimos anos. Cada vez mais os grandes fabricantes vêm tentando substituir combustíveis derivados de fósseis por combustível que possuam uma baixa emissão de gases do efeito estufa. Dentre as alternativas a serem exploradas, tem-se o hidrogênio. A combustão do hidrogênio dentro das células de combustíveis resulta na produção de água pura, ao invés de dióxido de carbono ( $CO_2$ ), além disso, o hidrogênio possui um alto poder calorífico, aproximadamente 120 MJ/kg, contra 42 MJ/kg do GAV (RUBIO; LLOPIS-ALBERT; BESA, 2023).

Na indústria aeronáutica, as grandes fabricantes de aeronaves já iniciam projetos para o estudo para implementação dessa fonte de energia promissora na próxima geração de aeronaves. A Airbus, por exemplo, possui um projeto chamado ZEROe que tem como objetivo a descarbonização da aviação. A fabricante tem ambição de introduzir no mercado o primeiro avião comercial movido a hidrogênio até 2035. Apesar das boas características energéticas do hidrogênio, é necessário pensar na logística deste combustível. O hidrogênio precisa ser produzido, armazenado e transportados em tanques seguros. Uma característica desse combustível é o seu baixo ponto de fusão ( $-259\text{ }^{\circ}C$ ) e ebulição ( $-253\text{ }^{\circ}C$ ), assim o seu armazenamento deve ser realizados em tanques apropriados que suportem temperaturas criogênicas e altas pressões.

O projeto estrutural de reservatório de hidrogênio vem sendo estudados por vários pesquisadores ao longo da última década. Devido a alta pressão de armazenamento, os tanques devem manter a sua integridade estrutural sem apresentar riscos para os operadores. A pressão máxima que o tanque é capaz de suportar é chamada de pressão de ruptura (*burst pressure*). Além disso, durante a sua vida em serviço esse tanque será submetido a ciclos de pressurização e despressurização sendo necessário uma boa vida em fadiga para esses reservatórios. Dessa forma, o estudo dos mecanismos de falha, assim como o estudo da vida em fadiga dessas estruturas é extremamente importante para o desenvolvimento de estruturas seguras capazes de armazenar e transportar o hidrogênio.

### 1.2 Objetivos

Tendo em vista as problemáticas presentes neste assunto, o presente trabalho propõe prever a pressão de ruptura e a vida em fadiga de um tanque de hidrogênio em compósito (CHSV). Com este projeto, busca-se atingir os seguintes objetivos:

- Criar um modelo computacional capaz de simular o comportamento mecânico de

tanque de hidrogênio em compósito sob pressão.

- Calcular a pressão de ruptura do CHSV através do método dos elementos finitos com a utilização de modelos de dano.
- Estimar a vida em fadiga do CHSV através de métodos numérico-analíticos.

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 Reservatórios de armazenamento de hidrogênio

Ao longo dos últimos anos, o hidrogênio como fonte de energia vem sendo discutidos entre muitos pesquisadores da área, por se tratar de uma fonte limpa de energia que diminuirá a emissão de gases de efeito estufa na atmosfera. No entanto, uma problemática que surge é sobre o seu armazenamento, visto que ele será armazenado a alta pressão e baixa temperatura. Dessa forma, muitos pesquisadores realizam estudos em tanques para armazenamento de hidrogênio em compósito (CHSV) a fim de prever a ruptura por pressão e a falha por fadiga dessas estruturas.

Na figura 1 está ilustrado a composição da estrutura de um desses tanques. Eles podem ser divididos no cilindro e no domo. Além disso, o *liner* possui uma região de transição entre o cilindro e o domo onde a sua espessura varia. Quanto a classificação, se o *liner* for de liga de alumínio diz-se que o CHSV é do tipo III e se o *liner* é polimérico diz-se que CHSV é do tipo IV.

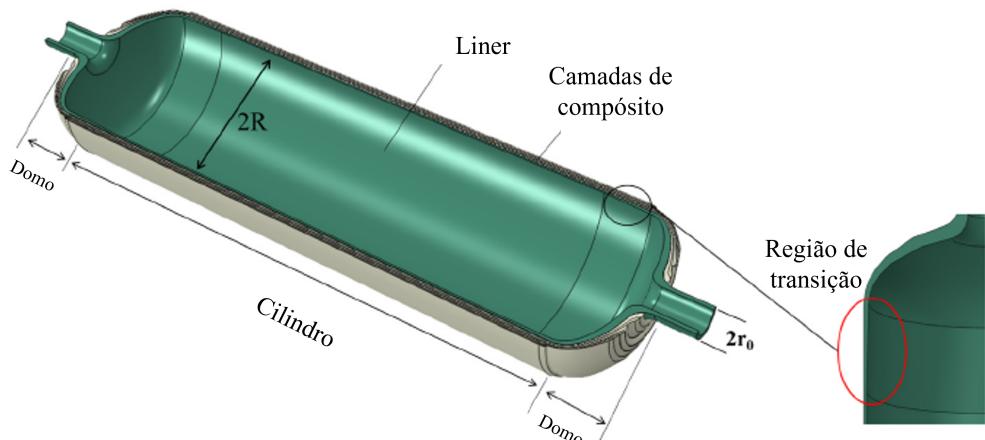


Figura 1 – Tanque de armazenamento de hidrogênio.

Adaptado: (ZHANG *et al.*, 2023)

Magneville *et al.* (MAGNEVILLE *et al.*, 2015) realizou um estudo em CHSV tipo IV (figura 2) a fim de estudar a validade de um modelo de dano baseado em uma lei de comportamento da termo-mecânica. Esse estudo realizado faz parte do projeto OSIRHYS IV, que tinha por objetivo desenvolver e validar métodos para o projeto de estruturas em compósitos submetidas a carregamentos de alta pressão.

Visando a validação da lei de comportamento, o autor implementa um modelo

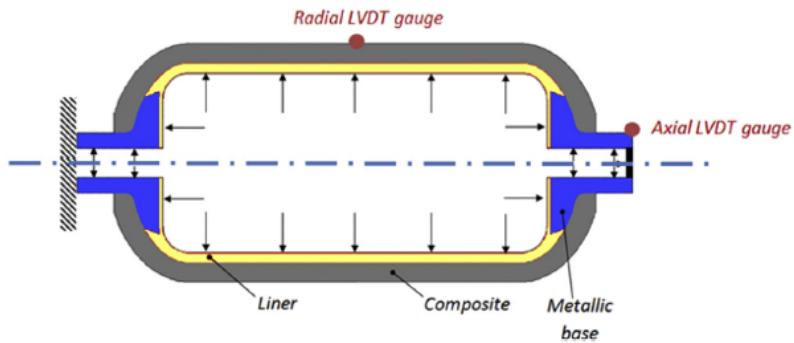
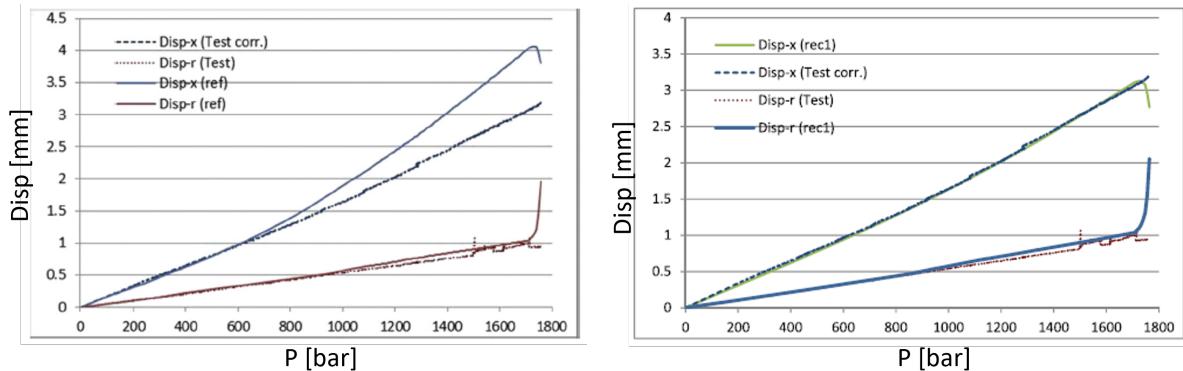


Figura 2 – Modelo do CHSV tipo IV estudado.

Fonte: (MAGNEVILLE *et al.*, 2015)

computacional axissimétrico do tanque de armazenamento. Os resultados de deslocamento radial e axial são comparados com resultados experimentais conforme ilustrado no gráfico da figura 3a. O modelo computacional obtém resultados próximos aos resultados experimentais. A divergência dos deslocamentos axiais para pressões acima de 600 bar foram explicadas pela plasticidade da base metálica que não foi considerada. Ao implementar um modelo de plasticidade para base metálica, o resultado do modelo fica mais próximo aos resultados experimentais. (figura 3b).



- (a) Comparação dos resultados sem um modelo de plasticidade para a base metálica      (b) Comparação dos resultados com um modelo de plasticidade para a base metálica

Figura 3 – Comparaçāo de resultados computacional e experimental realizado.

Fonte: (MAGNEVILLE *et al.*, 2015)

Além disso, com o modelo validado, ele estudou a influência da temperatura na ruptura do CHSV. As temperaturas consideradas foram a temperatura ambiente ( $25^{\circ}\text{C}$ ), alta temperatura ( $85^{\circ}\text{C}$ ) e baixa temperatura ( $-40^{\circ}\text{C}$ ).

Para altas temperaturas, tem-se uma redução da rigidez do compósito, levando a uma baixa tensão residual induzida pela temperatura. Além disso, devido a alta viscosidade da matriz, a matriz não fica danificada na pressão de ruptura. Em relação a pressão de ruptura foi constatada uma redução de 1732 bar para 1336 bar, conforme o gráfico da figura

4a. Para baixas temperaturas, o aumento de rigidez leva a um aumento das tensões residuais induzidas na área do domo. Diferentemente do que acontece para altas temperaturas, próximo a pressão de ruptura, a matriz já está quase completamente danificada. A pressão de ruptura sofre uma ligeira redução (figura 4b), no entanto, o comportamento da estrutura na ruptura sob baixa temperatura é muito parecido com aquele a temperatura ambiente.

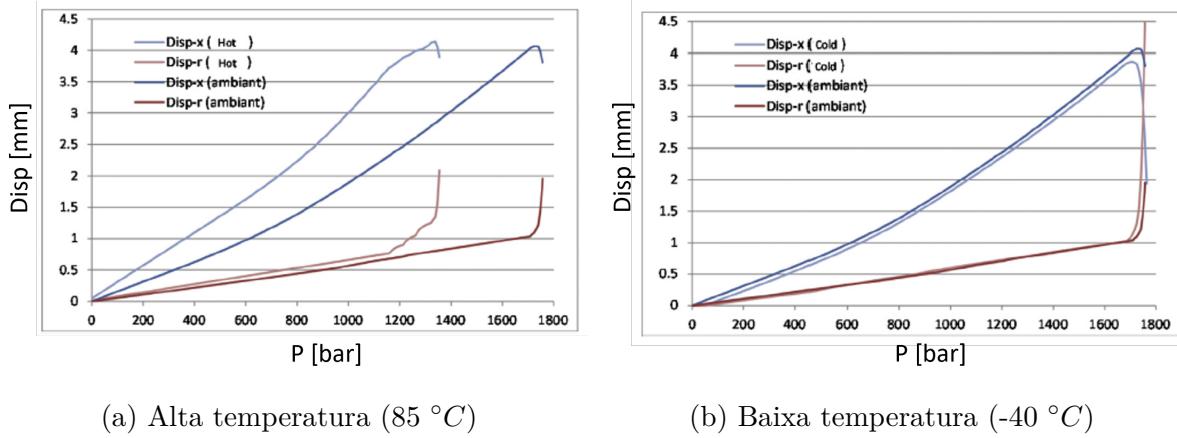


Figura 4 – Estudo da influência da temperatura no comportamento em *burst* do CHSV.

Fonte: (MAGNEVILLE *et al.*, 2015)

Wu *et al.* (WU *et al.*, 2021) estudou a vida em fadiga em CHSV tipo III. O seu objetivo era desenvolver um método de previsão em fadiga para reservatórios de hidrogênio a alta pressão. O tanque possui um *liner* de alumínio Al 6061-T6, a figura 5 mostra o esquema do CHSV analisado. Esse tanque foi estudado através de simulações computacionais e de ensaios experimentais.

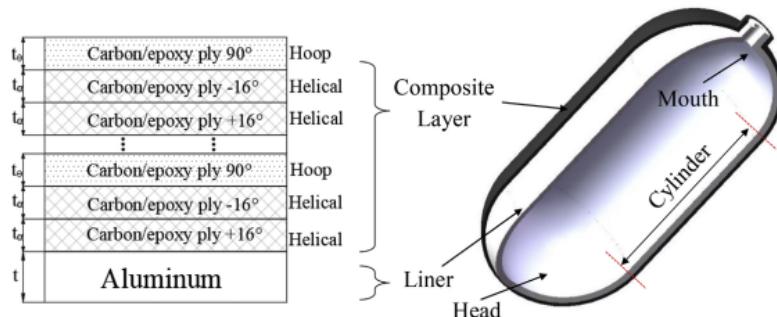


Figura 5 – Esquema do tanque simulado por Wu *et al.*.

Fonte: (WU *et al.*, 2021)

Na simulação computacional, considerou-se a simetria do tanque e apenas 1/8 do tanque foi modelado. As camadas de material compósito foram modeladas utilizando elementos de cascas contínuas SC8R, enquanto que o *liner* foi modelado por elementos tridimensionais C3D8R. Os autores comentam que o compósito deve suportar a maior parte da pressão interna ao cilindro, e o *liner* de alumínio age como uma vedação, impedindo

vazamentos, assim é considerado que a vida em fadiga é controlada pelo alumínio (WU *et al.*, 2021). A vida em fadiga é calculado através da equação de Brown-Miller modificada pela introdução da tensão média de Morrow, descrita pela equação abaixo:

$$\frac{\nabla \gamma_{max}}{2} + \frac{\nabla \varepsilon_n}{2} = 1.65 \frac{(\sigma'_f - \sigma_{m,n})}{E} (2N_f)^b + 1.75 \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.1)$$

Ademais, o processo de autofretagem é levado em conta no cálculo de vida de fadiga. Devido a alta pressão interna (pressão de autofratagem) tem-se a plastificação do *liner*, gerando tensões residuais compressivas no *liner* e tensões residuais trativas no compósito. Esse processo reduz o níveis de tensão em serviço, e, consequentemente, melhora a vida em fadiga da estrutura. Na figura 6, é apresentado um gráfico da vida em fadiga em função da coordenada axial do tanque. Nota-se que a vida em fadiga é menor e constante no cilindro. Dessa forma, a vida em fadiga é determinada pelo cilindro do tanque.

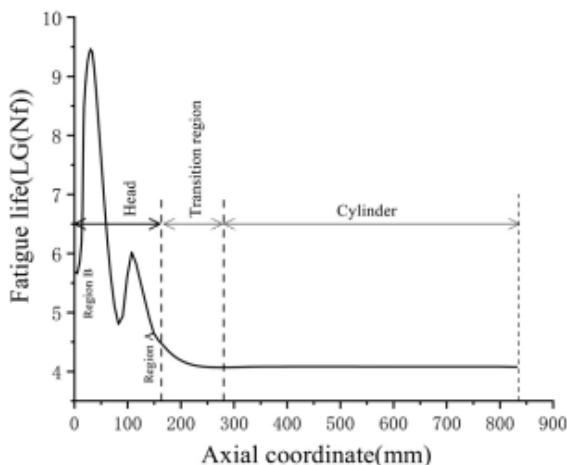


Figura 6 – Vida em fadiga ao longo do tanque.

Fonte: (WU *et al.*, 2021)

O ensaio experimental realizado pelo autor serve para validar os resultados da simulação computacional. O ensaio é realizado em 6 CHSVs, cada reservatório é conectado a um sistema de controle que realiza pressurização e despressurização gerando as cargas cíclicas. O resultado experimental mostra uma vida de, em média, 12500 ciclos enquanto que as simulações computacionais mostram um valor aproximado de 11800 ciclos, ou seja, tem-se um erro médio de, aproximadamente, 6 %.

Zhang *et al.* (ZHANG *et al.*, 2023) também realizaram um trabalho para estudar a vida em fadiga em CHSV tipo III. O objetivo era estudar a influência da geometria do *liner* e da sequência de empilhamento na vida em fadiga do CHSV. O método para a prever a vida em fadiga do componente é similar àquela utilizada por (WU *et al.*, 2021). Os autores simulam apenas 1/8 do tanque, sendo que o *liner* e o compósito são modelados com elementos tridimensionais (C3D8R para o *liner* e C3D8 para o laminado), além disso

é considerada uma pressão de autofretagem de 70 MPa. O *liner* era feito de alumínio Al 6061-T6 e a vida em fadiga é calculada através da equação de Brown-Miller (Equação 2.1).

Para a geometria do *liner*, estudou-se a proporção do elipsoide ( $a/b$ ) e a espessura máxima do *liner* na região de transição. A figura 7 ilustra os parâmetros que foram estudados para a geometria do *liner*.

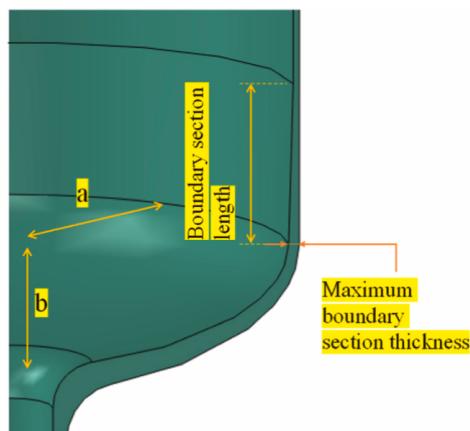


Figura 7 – Parâmetros estudados na geometria do *liner*.

Fonte: (ZHANG *et al.*, 2023)

Para a proporção do elipsoide, o autor constatou que existe um valor máximo de  $a/b$  a partir do qual o dano por fadiga ocorrerá na região do domo devido a concentração de tensão. A análise mostra que esse valor máximo é de aproximadamente 1.5. O gráfico da figura 8a mostra uma mudança da coordenada axial de onde ocorre o dano por fadiga, que sai no cilindro para valores de  $a/b$  inferiores a 1.5, indo para o domo do reservatórios para valores de  $a/b$  superiores a 1.5. O efeito da espessura máxima do *liner* na região de transição mostra que existe um valor mínimo de espessura que garante que o dano por fadiga ocorra na cilindro. O gráfico da figura 8b mostra que, para a geometria considerada, a espessura mínima está entre os valores de 8 mm e 10 mm, o aumento da espessura máxima tem o efeito de reduzir a concentração de tensão na área de conexão entre o domo e a região de transição (ZHANG *et al.*, 2023).

Os autores estudaram a influência da sequência de empilhamento na vida em fadiga do CHSV. Camadas de empilhamento à 90° mais próxima do *liner*, aumentam a vida em fadiga da estrutura já que a capacidade dessas camadas suportar as tensões radiais diminuem gradativamente conforme elas se distanciam do *liner*. Além disso, a vida da estrutura é otimizada quando os ângulos das camadas são dispostos do maior para menor, sendo o ângulo maior colocado na parte mais interna do cilindro.

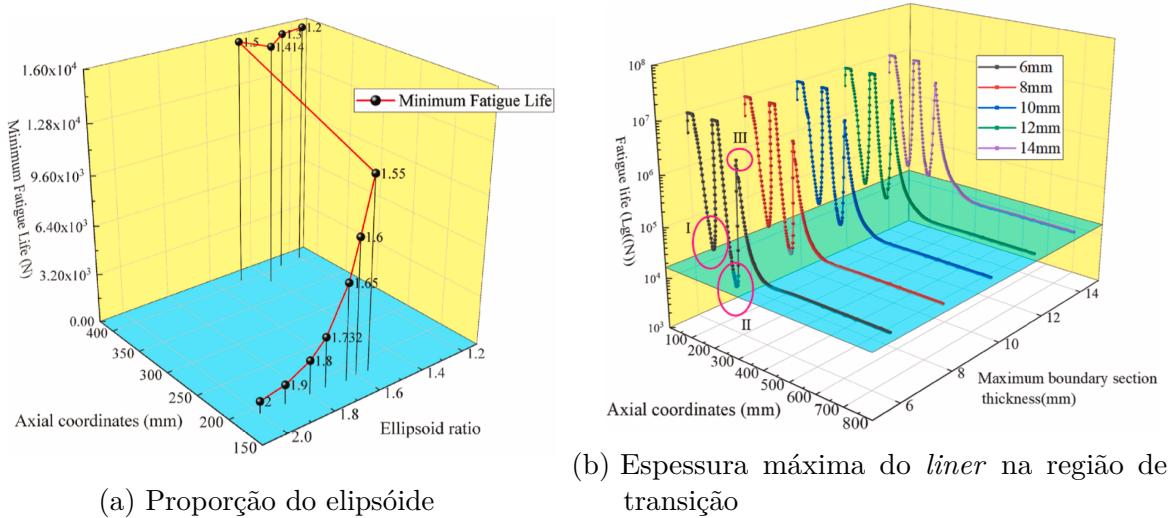


Figura 8 – Influência da geometria do *liner* na vida em fadiga do CHSV.

Fonte: (ZHANG *et al.*, 2023)

## 2.2 Modelos de dano

Nesta seção será discutido os modelos de danos para materiais dúcteis e para os materiais compósitos reforçados por fibras.

### 2.2.1 Modelo de dano dúctil

Os modelo de dano dúctil é utilizado para a maioria dos metais, dentre eles o alumínio. Na figura 9, tem-se uma curva de tensão-deformação característica de um material dúctil. Dessa forma, após a tensão de escoamento, o material deforma plasticamente sem que ocorra evolução de dano até o valor de  $\sigma_{y0}$ . A partir de  $\sigma_{y0}$ , esse material começa então a sofrer degradação na sua rigidez. O processo de evolução de dano é controlado através da variável interna de dano,  $D$ . Esse parâmetro assume valores entre 0 e 1, sendo  $D = 0$  no início de processo de dano e  $D = 1$  na falha do material.

O modelo de dano dúctil é baseado na energia de fratura presente nos trabalhos de (HILLERBORG; MODÉER; PETERSSON, 1976). Hillerborg define como um parâmetro do material a energia necessária para iniciar uma trinca de área unitária ( $G_f$ ). Esse modelo permite que a iniciação do dano seja caracterizada pela curva de tensão-deslocamento. A energia de fratura  $G_f$  é definida pela equação abaixo:

$$G_f = \int_{\varepsilon_0^{pl}}^{\varepsilon_f^{pl}} L \sigma_y d\varepsilon^{pl} = \int_0^{\bar{u}_f^{pl}} \sigma_y d\bar{u}^{pl} \quad (2.2)$$

$L$  é o comprimento característico do elemento. Dessa forma, o modelo pode ser descrito pelo deslocamento plástico efetivo ou pela energia de fratura.

O deslocamento plástico efetivo é descrito pela seguinte expressão:

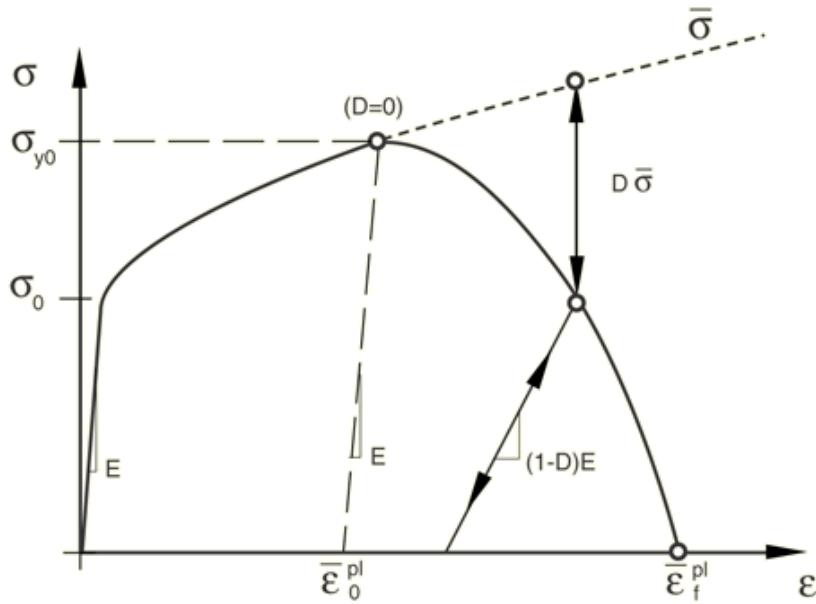


Figura 9 – Curva tensão-deformação de um material com dano dúctil.

Fonte: (SMITH, 2009)

$$\dot{u}^{pl} = L\dot{\varepsilon}^{pl} \quad (2.3)$$

Assume-se um modelo linear de evolução de dano. No ponto de falha ( $D = 1$ ), tem-se um deslocamento plástico efetivo  $\bar{u}_f^{pl}$  no ponto de ruptura. Dessa forma, é possível obter o gráfico da figura 10.

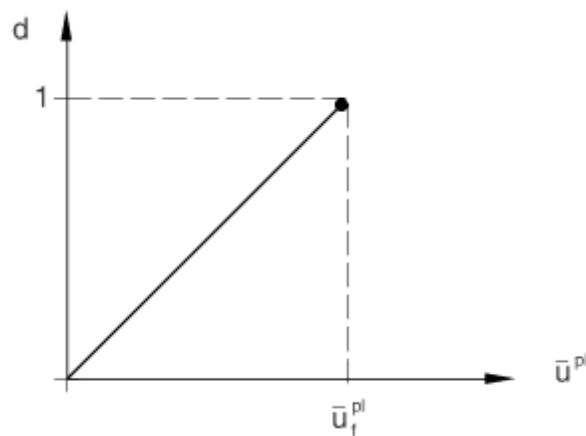


Figura 10 – Evolução do dano em função do deslocamento plástico efetivo.

Fonte: (SMITH, 2009)

Pode-se, portanto, relacionar a energia de fratura  $G_f$  com o deslocamento plástico efetivo na ruptura  $\bar{u}_f^{pl}$ . Na forma linear, a curva que liga os pontos onde o dano se inicia até a falha do material é um segmento de reta. Assim, pode-se escrever a seguinte igualdade a partir da área sob a curva:

$$\bar{u}_f^{pl} = \frac{2G_f}{\sigma_{y0}} \quad (2.4)$$

A variável de dano é dada por:

$$d = \frac{\bar{u}^{pl}}{\bar{u}_f^{pl}} \quad (2.5)$$

### 2.2.2 Modelo de dano para CFR

O Critério de Hashin é utilizado para prever a iniciação de dano nas camadas de um laminado. Esse modelo considera uma aproximação quadrática para o campo de tensões, sendo o mesmo capaz de distinguir os modos de falhas do compósito: falha na fibra e falha na matriz (HASHIN, 1981). Esse modelo é sintetizado pelo conjunto das quatro equações considerando o estado plano de tensões.

Para tração na fibra ( $\hat{\sigma}_{11} \geq 0$ ):

$$F_f^t = \left( \frac{\hat{\sigma}_{11}}{X^T} \right)^2 + \alpha \left( \frac{\hat{\tau}_{12}}{S^L} \right)^2 \quad (2.6)$$

Para compressão na fibra ( $\hat{\sigma}_{11} < 0$ ):

$$F_f^c = \left( \frac{\hat{\sigma}_{11}}{X^C} \right)^2 \quad (2.7)$$

Para tração na matriz ( $\hat{\sigma}_{22} \geq 0$ ):

$$F_m^t = \left( \frac{\hat{\sigma}_{22}}{Y^T} \right)^2 + \left( \frac{\hat{\tau}_{12}}{S^L} \right)^2 \quad (2.8)$$

Para compressão na matriz ( $\hat{\sigma}_{22} < 0$ ):

$$F_m^c = \left( \frac{\hat{\sigma}_{22}}{2S^T} \right)^2 + \left[ \left( \frac{Y^C}{2S^T} \right)^2 - 1 \right] \frac{\hat{\sigma}_{22}}{Y^C} + \left( \frac{\hat{\tau}_{12}}{S^L} \right)^2 \quad (2.9)$$

Este critério pressupõe que a falha do compósito pode ocorrer devido à ruptura da fibra sob tração, à flambagem da fibra sob compressão ou à abertura de fissuras paralelas às fibras na matriz. Até então, poucos critérios diferenciavam os modos de falha, como o Critério da Máxima Tensão, que não oferece bons resultados para casos de carregamentos combinados. A contribuição de Hashin foi relevante porque conseguiu contabilizar os efeitos dos carregamentos combinados e distinguir os modos de falha sem a necessidade de determinar parâmetros por meio de ensaios biaxiais, como o critério de Tsai-Wu. Vale destacar que falha da fibra implica em falha associada à direção 1 das lâminas, ou seja, na

direção das fibras. Ao passo que a falha na matriz implica em falha associada à direção 2 das lâminas. No primeiro caso, pode-se ter a ação de tensões normais combinadas ou não com tensões de cisalhamento. Já no segundo caso, tem-se sempre o estado combinado de tensões.

Na equação (2.6) foi inserido um parâmetro  $\alpha$  que determina a contribuição da tensão de cisalhamento no critério de iniciação de dano por tração na fibra. Tomando  $\alpha = 0$  e  $S^T = 0.5Y^C$ , obtém-se o modelo proposto em Hashin e Rotem (1963), no entanto, tomando  $\alpha = 1$  tem-se o modelo proposto em (HASHIN, 1981).

O modelo de Hashin serve apenas para prever a iniciação do dano, assim que o critério é satisfeito, uma outra modelagem é necessária para prever a evolução do dano na camada até a falha total dessa camada. Tal processo de falha de um material é caracterizado pela perda progressiva de sua rigidez. Os modelos de evolução de dano permitem descrever o comportamento do material após a iniciação de dano, de tal forma que ocorre a perda dos coeficientes de rigidez.

Lapczyk e Hurtado (LAPCZYK; HURTADO, 2007) propuseram um modelo ortotrópico para compósito reforçados por fibras (CFR), que possui um comportamento elástico-frágil. Nesse modelo, a evolução do dano é baseado na energia dissipada durante o processo de danificação, e o incremento nas variáveis interna de dano será descrito por um deslocamento equivalente, que é definido para cada modo de falha.

Neste modelo, a relação entre a tensão efetiva na lâmina e a tensão nominal é postulada como:

$$\hat{\sigma} = \mathbf{M}\sigma \quad (2.10)$$

$\mathbf{M}$  é chamado de operador de dano, e é escrito em termos das variáveis de dano como:

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} \frac{1}{1-d_f} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{1-d_m} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{1-d_s} \end{bmatrix} \quad (2.11)$$

Desta forma, tem-se que após a iniciação de dano, qualquer incremento de carga ocasionará uma perda nos coeficientes de rigidez do material. Para um CFR unidirecional com comportamento elástico-frágil, a curva de tensão equivalente-deslocamento pode ser representada segundo o gráfico da figura 11. Dessa forma, ao lado esquerdo do pico, tem-se a fase elástica do material onde seu comportamento é calculado através da teoria clássica de laminados, e a direita, tem-se fase de propagação de dano.

Sabe-se que o processo de danificação é um processo irreversível, assim uma parte

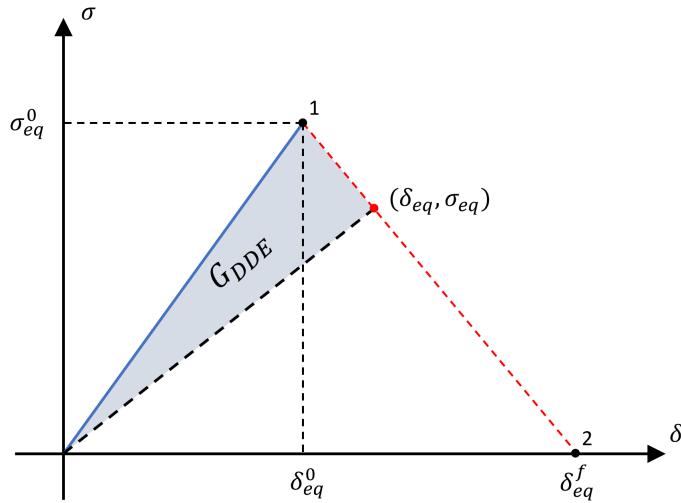


Figura 11 – Curva tensão equivalente-deslocamento

da energia é dissipada durante o processo. A energia dissipada  $G_{DDE}$  é representada graficamente através da área em azul no gráfico da figura 11. Quando  $G_{DDE}$  atinge um valor crítico ocorre a fratura do material, esse valor crítico é chamado energia crítica de fratura, e é representada pela área total sob gráfico da figura 11.

O processo de propagação de dano é controlado por meio da variável interna de dano  $d$ , que vale 0 assim que os critérios de iniciação de dano são satisfeitos (estado 1), e 1 para um estado de falha do material (estado 2). É importante relembrar que o material compósito possui 4 modos de falhas, assim cada modo tem sua variável de dano associada, bem como a sua energia de fratura. Dessa forma, a variável interna de dano pode ser obtida através da equação abaixo:

$$d = \frac{\delta_{eq}^f(\delta_{eq} - \delta_{eq}^0)}{\delta_{eq}(\delta_{eq}^f - \delta_{eq}^0)} \quad (2.12)$$

$\delta_{eq}^f$  pode ser calculado a partir da energia de fratura utilizando a seguinte equação:

$$\delta_{eq}^f = \frac{2G_C}{\sigma_{eq}^0} \quad (2.13)$$

Lapczyk e Hurtado (LAPCZYK; HURTADO, 2007) apontaram uma alta dependência desse modelo com o refinamento da malha computacional. Para evitar tal problema, utilizou-se o *crack band model* proposto por (BAŽANT; OH, 1983). Neste modelo, a deformação limite do material é ajustada através da equação abaixo:

$$\varepsilon^f = \frac{2G_c}{\sigma_{eq}^0 L_c} \quad (2.14)$$

$L_c$  é chamado de comprimento característico, e para este modelo ele é igual a raiz quadrada da área associada ao elemento. Este método se mostrou eficiente para elementos com razão de aspecto próximo a 1 (LAPCZYK; HURTADO, 2007). Utilizando  $L_c$ , é possível calcular o deslocamento  $\delta_{eq}$  e a tensão  $\sigma_{eq}$ , para cada modo de falha, a partir da deformação e da tensão atuante no elemento.

Para tração na direção 1 ( $\hat{\sigma}_{11} \geq 0$ ):

$$\delta_{eq}^{ft} = L_c \sqrt{\langle \varepsilon_{11} \rangle^2 + \alpha \varepsilon_{12}^2} \quad (2.15)$$

$$\sigma_{eq}^{ft} = \frac{L_c (\langle \sigma_{11} \rangle \langle \varepsilon_{11} \rangle + \alpha \sigma_{12} \varepsilon_{12})}{\delta_{eq}^{ft}} \quad (2.16)$$

Para compressão na direção 2 ( $\hat{\sigma}_{11} < 0$ ):

$$\delta_{eq}^{fc} = L_c \langle -\varepsilon_{11} \rangle \quad (2.17)$$

$$\sigma_{eq}^{fc} = \frac{L_c \langle -\sigma_{11} \rangle \langle -\varepsilon_{11} \rangle}{\delta_{eq}^{fc}} \quad (2.18)$$

Para tração na direção 2 ( $\hat{\sigma}_{22} \geq 0$ ):

$$\delta_{eq}^{mt} = L_c \sqrt{\langle \varepsilon_{22} \rangle^2 + \varepsilon_{12}^2} \quad (2.19)$$

$$\sigma_{eq}^{mt} = \frac{L_c (\langle \sigma_{22} \rangle \langle \varepsilon_{22} \rangle + \sigma_{12} \varepsilon_{12})}{\delta_{eq}^{mt}} \quad (2.20)$$

Para compressão na direção 2 ( $\hat{\sigma}_{22} < 0$ ):

$$\delta_{eq}^{mc} = L_c \sqrt{\langle -\varepsilon_{22} \rangle^2 + \varepsilon_{12}^2} \quad (2.21)$$

$$\sigma_{eq}^{mc} = \frac{L_c (\langle -\sigma_{22} \rangle \langle -\varepsilon_{22} \rangle + \sigma_{12} \varepsilon_{12})}{\delta_{eq}^{mc}} \quad (2.22)$$

Onde  $\langle \cdot \rangle$  é o operador de Macauley, definido como  $\langle x \rangle = \frac{x+|x|}{2}$ . Dessa forma, a equação (2.12) é capaz de fornecer um valor de  $d$  para cada modo de falha. Os parâmetros de dano  $d_f$ ,  $d_m$  e  $d_s$  presentes no operador de dano  $M$  são obtidos através das equações abaixo:

$$d_f = \begin{cases} d_{ft} & \text{se } \hat{\sigma}_{11} \geq 0 \\ d_{fc} & \text{se } \hat{\sigma}_{11} < 0 \end{cases} \quad (2.23)$$

$$d_m = \begin{cases} d_{mt} & \text{se } \hat{\sigma}_{22} \geq 0 \\ d_{mc} & \text{se } \hat{\sigma}_{22} < 0 \end{cases} \quad (2.24)$$

$$d_s = 1 - (1 - d_{ft})(1 - d_{fc})(1 - d_{mt})(1 - d_{mc}) \quad (2.25)$$

Este modelo de evolução de dano juntamente com o critério de Hashin está implementado para elementos bidimensionais no *software* de elementos finitos ABAQUS. Por fim, ressalta-se que para uma melhor compreensão do emprego do referido modelo, o mesmo foi utilizado para simular ensaios de flexão 3-pontos em vigas de material compósito. E, todo esse trabalho de investigação encontra-se devidamente comentado no Apêndice A.

## 2.3 Fadiga em materiais metálicos

### 2.3.1 Estimativa da vida em fadiga

Fadiga é um fenômeno acumulativo de dano ao longo do tempo que acontece em estruturas quando elas são submetidas a carregamentos cíclicos. Portanto, dado que uma estrutura está submetida ao carregamento cíclico mostrado no gráfico da figura 12, tem-se que ao longo do tempo a mesma poderá sofrer falha por fadiga.

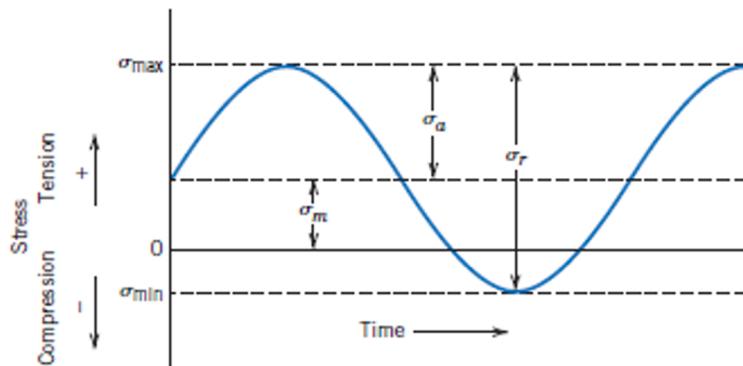


Figura 12 – Carregamento cíclico.

Fonte: (CALLISTER *et al.*, 2000)

Dessa forma, os parâmetros representados no gráfico são utilizados para uma estimativa da vida em fadiga de um componente estrutural. A definição de cada um desses parâmetros é apresentada a seguir:

- $\sigma_m$  é a tensão média definida como a média entre a tensão máxima ( $\sigma_{max}$ ) e a tensão mínima ( $\sigma_{min}$ ).

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \quad (2.26)$$

- $\sigma_r$  é o campo de tensão que é a diferença entre a tensão máxima e a tensão mínima.

$$\sigma_r = \sigma_{max} - \sigma_{min} \quad (2.27)$$

- $\sigma_a$  é a amplitude de tensão ou tensão alternante que é a metade do campo de tensão.

$$\sigma_a = \frac{\sigma_r}{2} = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \quad (2.28)$$

- $R$  é a razão de tensão definida como razão entre a tensão mínima e tensão máxima.

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \quad (2.29)$$

Existem muitos métodos para determinar a vida em fadiga de um componente. O mais antigo é conhecido pelo nome de método S-N, que é baseado em uma análise linear-elástica, desenvolvido por Wöhler há mais 150 anos. Apesar de antigo, esse método ainda está muito presente nos projetos estruturais atuais. Este método consiste em determinar a curva S-N do material, sendo que o teste mais comum para determinação da curva S-N inclui um eixo submetido à flexão alternada simétrica (ou reversa) ao ser rotacionado. Dessa maneira, a rotação gera o carregamento cíclico reverso no eixo, ou seja, sua razão de tensão é  $R = -1$ . A curva S-N do material é influenciada por alguns fatores, dentre eles cita-se:

- **Geometria:** A geometria pode conter entalhes que gerarão concentração de tensão que influenciam a curva S-N.
- **Fatores Ambientais:** Os fatores ambientais, como a temperatura, influenciam a curva S-N
- **Tensão média:** Alta tensão média reduz a vida em fadiga da estrutura.
- **Tensões residuais:** As tensões residuais compressivas são benéficas, aumentam a vida em fadiga da estrutura.

A curva S-N pode ser representada pela equação (2.30), conhecida como equação de Basquin, onde os coeficientes são obtidos a partir de ajustes dos dados experimentais. O (MIL-HDBK-5J, 2003) fornece algumas equações S-N segundo determinados tipos de materiais e concentradores de tensão.

$$S = AN_f^B \quad (2.30)$$

Pelo fato de tensão média influenciar a curva S-N, pode-se construir um diagrama da amplitude de tensão normalizada pela tensão normal. A amplitude de tensão será normalizada pela tensão reversa equivalente ( $\sigma_{ar}$ ). O conjunto de pontos desse diagrama representa os estados de tensão com a mesma vida em fadiga. Este diagrama é útil no caso de possuir um diagrama S-N com tensão média diferente daquela que a estrutura analisada está submetida. Um exemplo de diagrama de vida está representado na figura 13.

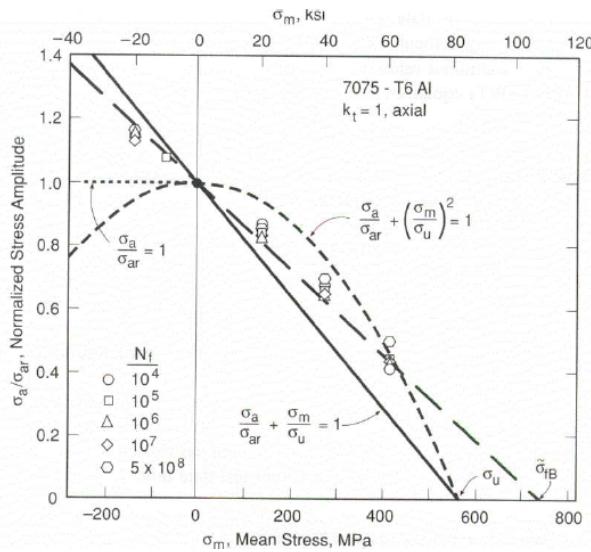


Figura 13 – Diagrama normalizado de vida do Al7075-T6.

Fonte: (DOWLING; KAMPE; KRAL, 1999)

Os dados do diagramas podem ser ajustados de diversas formas. As principais equações de ajuste são:

- **Equação de Goodman:** Os dados são ajustados a partir de uma reta, que deve passar pelos pontos ( $\sigma_m = 0, \sigma_a/\sigma_{ar} = 1$ ) e ( $\sigma_m = S_{ut}, \sigma_a/\sigma_{ar} = 0$ ). A equação é:

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{ar}} + \frac{\sigma_m}{\sigma_u} = 1 \quad (2.31)$$

- **Equação de Gerber:** Os dados são ajustados a partir de uma parábola, que deve passar pelos pontos ( $\sigma_m = 0, \sigma_a/\sigma_{ar} = 1$ ) e ( $\sigma_m = S_{ut}, \sigma_a/\sigma_{ar} = 0$ ). A equação é:

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{ar}} + \left( \frac{\sigma_m}{\sigma_u} \right)^2 = 1 \quad (2.32)$$

- **Equação de Soderberg:** Os dados são ajustados a partir de uma reta, que deve passar pelos pontos ( $\sigma_m = 0, \sigma_a/\sigma_{ar} = 1$ ) e ( $\sigma_m = \sigma_y, \sigma_a/\sigma_{ar} = 0$ ). A equação é:

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{ar}} + \frac{\sigma_m}{\sigma_y} = 1 \quad (2.33)$$

Em 1970, surge mais alguns métodos para a correção da tensão média, como é exemplo da equação de Walker.

$$S_{eq} = S_{max}(1 - R)^\gamma \quad (2.34)$$

$\gamma$  é um parâmetro de ajuste determinado experimentalmente. No (MIL-HDBK-5J, 2003), as informações de fadiga são ajustadas em função da equação de Walker.

### 2.3.2 Tensões multiaxiais

A maior parte das estruturas quando submetidas à carregamentos estão em um estado multiaxial de tensão. O caso do tanque de hidrogênio que sofre ciclos de pressurização e despressurização é um caso de tensão multiaxial visto que a estrutura está submetida a tensão axial e tensão circumferencial. Existem alguns métodos para abordar o problema da tensão multiaxial. Nesta seção, discute-se o critério de Sines e o critério de Findley.

O critério de Sines é um método que permite calcular uma tensão média efetiva e uma amplitude de tensão efetiva. Para o cálculo da amplitude de tensão efetiva, Sines se baseia na tensão de cisalhamento octaédrica, e para a tensão média efetiva, ele leva em conta a tensão hidrostática. Assim, o método de Sines considera que a dano em fadiga é estimado pela combinação dessas duas tensões. Esse critério só pode ser usado para carregamentos proporcionais, ou seja, os eixos principais permanecem fixos durante o ciclo de carregamento. Esse critério pode ser traduzido na seguinte equação:

$$\bar{\sigma}_a = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_{a1} - \sigma_{a2})^2 + (\sigma_{a1} - \sigma_{a3})^2 + (\sigma_{a2} - \sigma_{a3})^2} \quad (2.35)$$

$$\bar{\sigma}_m = \sigma_{1m} + \sigma_{2m} + \sigma_{3m} \quad (2.36)$$

$\bar{\sigma}_a$  e  $\bar{\sigma}_m$  podem ser então aplicados no método S-N uniaxiais.

O método de Findley é um método baseado no plano crítico. A vantagem desse método é que é possível aplicá-lo em caso de carregamentos não-proporcionais. Este critério consiste na premissa em que o dano por fadiga ocorrerá no plano onde combinação linear da amplitude da tensão de cisalhamento e da tensão normal é máxima. Dessa forma, o critério de Findley é descrito pela seguinte expressão:

$$\left( \frac{\Delta\tau}{2} + k\sigma_n \right)_{max} = f \quad (2.37)$$

Os parâmetros  $k$  e  $f$  são determinados de ensaios experimentais com carregamento simples. Para a maioria dos metais dúcteis, o parâmetro  $k$  encontra-se entre 0.2 e 0.3.

### 3 METODOLOGIA E MODELAGEM

A análise do comportamento mecânico do reservatório de hidrogênio pode ser feita seja por uma abordagem computacional, ou por uma abordagem experimental. Neste trabalho, o estudo do reservatório de hidrogênio será realizado através da simulação computacional utilizando o método dos elementos finitos através do *software* ABAQUS.

#### 3.1 Geometria

A geometria do CHSV considerado para o estudo nesse trabalho é similar àquela proposta por (ZHANG *et al.*, 2023), no entanto possui algumas dimensões diferentes. Dessa forma, ela é composta por um cilindro, por duas calotas (domos) e por dois bocais, entre o domo e o cilindro existe uma região de transição onde ocorre a variação de espessura do *liner*, que, por simplificação, é assumida linear. A geometria do tanque está apresentada na figura 14.

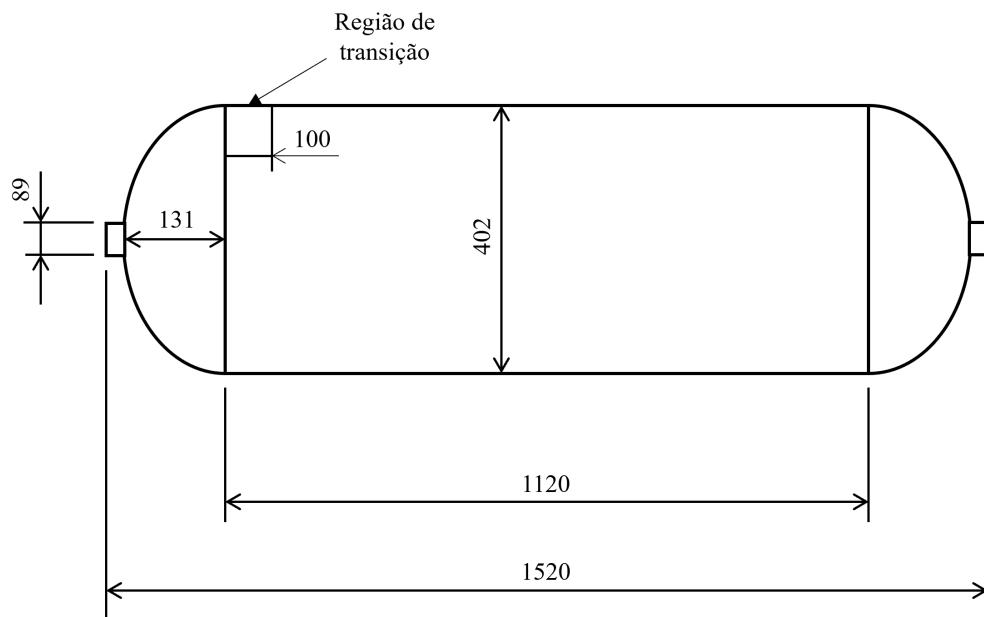


Figura 14 – Geometria externa do CHSV (Dimensões em mm e fora de escala).

Envolvendo o liner encontra-se camadas de compósito carbono-epóxi com a seguinte sequência de empilhamento:

$$[(90^\circ)_4 / (\pm 37^\circ)_4 / (\pm 33^\circ)_4 / (90^\circ)_8 / (\pm 29^\circ)_4 / (\pm 25^\circ)_4 / (90^\circ)_8 / (\pm 17^\circ)_8 / (90^\circ)_8 / (\pm 13^\circ)_8 / (90^\circ)_8]$$

É importante ressaltar que, na prática para o *filament winding*, é impossível um possuir um angulo de 90° devido ao avanço necessário para se realizar o enrolamento. Esse ângulo em torno de 88°.

Essa sequência foi escolhida com base nos resultados dos trabalhos de (ZHANG *et al.*, 2023). Neste trabalho, foi mostrado através de simulação computacionais que ela resulta em uma alta vida em fadiga. Além disso, as camadas à 90° foram dispostas alternadamente pelo fato de ser uma tecnica de enrolamento mais segura (ZHANG *et al.*, 2023). Na tabela 1 estão fornecidos os valores das espessuras para o *liner* e para as camadas do compósito. É importante pontuar que no domo da estrutura, não há camadas com orientação de 90°, sendo o empilhamento do domo igual ao do cilindro retirando as camadas de 90°.

Tabela 1 – Espessura do liner e da camadas do compósito no cilindro.

Espessura	Notação	Valor [mm]
Espessura do liner (cilindro)	$t$	6
Espessura no fim da região de transição	$t_{max}$	10
Espessura das camadas do compósito	$t_{ply}$	0.25

Na conexão entre o cilindro e o domo existe uma mudança de espessura da camadas do compósito já que não possível realizar o enrolamento com um ângulo de 90° no domo devido ao atrito. Além disso, ela pode ser influenciada por outros fatores como o ângulo de deposição, o raio do domo e a configuração do *tape/fio*. Essa espessura portanto não é constante, ela aumenta até o bocal, que foi assumida linear para simplificação. O objetivo dessa variação de espessura garantir um baixo nível de tensão na região de conexão entre o domo e o bocal, visto que é uma zona de concentração de tensão. Isso torna mais provável que a falha ocorra no cilindro, e não no domo do tanque. Além disso, o *liner*, pelo mesmo motivo, possui uma variação de espessura ao longo do domo. O desenho detalhado da geometria pode ser encontrado no apêndice B.

### 3.2 Materiais e modelos de materiais

Nesta seção, estão apresentados os modelos implementados para os materiais, bem como, as suas propriedades. É importante ressaltar que todos esses modelos já estão previamente implementados no ABAQUS.

#### 3.2.1 Alumínio

O tanque de hidrogênio se trata de CHSV tipo III, assim o *liner* é feito de Al6061-T6. Esta liga tem como principais componentes de liga o magnésio (Mg) e silício (Si), e é largamente utilizada para aplicações criogênicas que necessitam de uma alta resistência mecânica. Tendo em vista que foi considerado que o hidrogênio será armazenado a -79 °C, as propriedades do Al6061-T6 foram obtidas na literatura para essa temperatura.

A curva tensão-deformação fornecida está em função das tensões e deformações de engenharia. Para a modelagem do material, é necessário obter as tensões e deformações verdadeiras, assim aplica-se as equações abaixo:

$$\varepsilon_{tr} = \ln(1 + \varepsilon_{Eng}) \quad (3.1)$$

$$\sigma_{tr} = \sigma_{Eng} (1 + \varepsilon_{Eng}) \quad (3.2)$$

Na figura 15 está apresentado o gráfico de tensão-deformação para o Al6061-T6 a uma temperatura de  $-79^{\circ}\text{C}$ . A partir desse gráfico, é possível calcular as propriedades mecânicas do alumínio que serão inseridas no modelo em elementos finitos. Os valores obtidos estão na tabela 2.

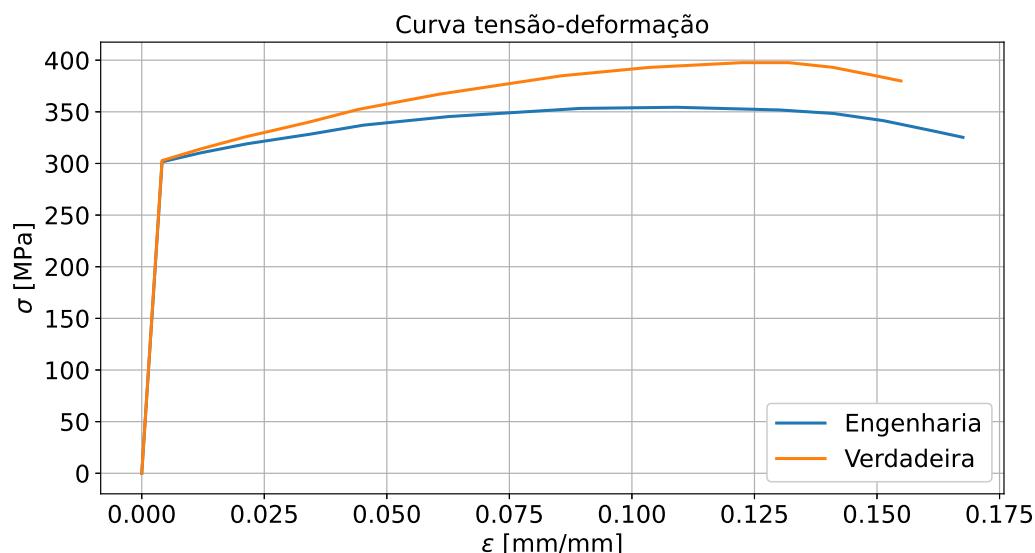


Figura 15 – Curva tensão-deformação para o Al6061-T6 à  $-79^{\circ}\text{C}$ .

Fonte: (MURACA; WHITTICK, 1972)

Tabela 2 – Propriedades mecânicas do Al6061-T6 a temperatura  $-79^{\circ}\text{C}$ .

Propriedade	Valor
E [GPa]	73.1
G [GPa]	27.5
$\nu$ [-]	0.33
$\sigma_y$ [MPa]	302
$S_{ut}$ [MPa]	397

O modelo implementado para o alumínio, é um modelo elasto-plástico associado a um modelo de dano dúctil. Dessa forma, após a tensão de escoamento, o material começa a se deformar plasticamente. O comportamento plástico é modelado considerando um modelo de encruamento isotrópico. No modelo de encruamento isotrópico a superfície plástica é descrita pela seguinte função de tensão (*yield function*):

$$f(\sigma, p) = \sigma_{eq} - \sigma_y(p) \quad (3.3)$$

A variável  $p$  representa a deformação plástica acumulada. Dessa forma, para definir o modelo de plasticidade no ABAQUS, é necessário obter a tensão de escoamento em função da deformação plástica acumulada. Esta curva pode ser obtida a partir do gráfico de tensão-deformação apresentado na figura 15 aplicando a partição da deformação, ou seja, a deformação total é a soma da deformação elástica com a deformação plástica, e a deformação elástica pode ser obtida pela lei de Hooke. A equação abaixo mostra o cálculo da deformação plástica.

$$\varepsilon_{pl} = \varepsilon - \frac{\sigma}{E} \quad (3.4)$$

O grafico de tensão-deformação plástica obtido está apresentado na figura 16. Este gráfico será utilizado para inserir as informações referente ao modelo de plasticidade no ABAQUS.

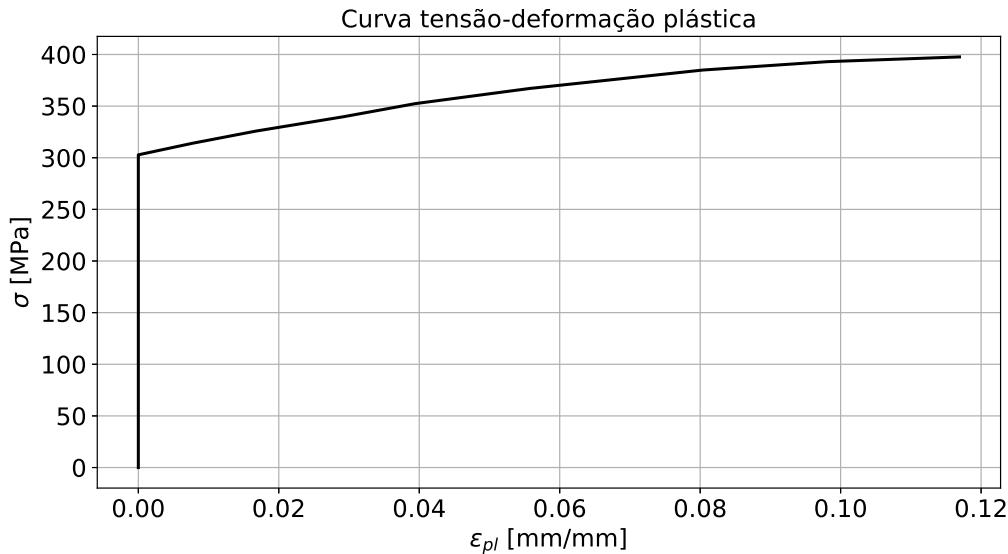


Figura 16 – Curva tensão-deformação para o Al6061-T6 à  $-79^{\circ}\text{C}$ .

Fonte: (MURACA; WHITTICK, 1972)

Após o atingir o valor de resistência à tração o material começa o seu processo de danificação. O modelo de dano implementado é o modelo de dano dúctil já apresentado na seção 2.2.1. Com o objetivo de se realizar uma análise mais conservadora, adota-se a energia de fratura do alumínio igual a 0, isso significa que quando o valor de resistência for atingido o material falha instantaneamente. As informações utilizadas para esse modelo estão apresentados na tabela 3, e também foram obtidos através da análise das curvas de tensão deformação.

Tabela 3 – Parâmetros do modelo de dano dúctil para Al6061-T6 a temperatura  $-79^{\circ}\text{C}$ .

Propriedade	Valor
$\varepsilon_f$ [-]	0.117
$G_C$ [kJ/m <sup>2</sup> ]	0

### 3.2.2 Compósito

Além do alumínio presente no *liner*, tem-se o compósito carbono-epóxi envolvendo o *liner*. De maneira geral, a parede do cilindro em compósito que é responsável por suportar a maior parte dos esforços devido a pressão interna do hidrogênio, assim a pressão de ruptura dependerá dessas camadas de materiais compósito. Inicialmente, a simulação foi realizada considerando as propriedades de (TITA, 2003) (tabela 4). No entanto, foi encontrada uma grande diferença entre pressão de ruptura prevista no modelo e os valores encontrados na literatura. Visando verificar se essa diferença é devida as propriedades mecânicas do compósito, realizou-se uma simulação com as propriedades de (SHI; SWAIT; SOUTIS, 2012) (tabela 5), as quais são mais recentes. A comparação dos resultados para essas duas propriedades será discutida na seção 4.2.

Tabela 4 – Propriedades mecânicas do material compósito obtidas por (TITA, 2003).

Fonte: (TITA, 2003)

Contantes elásticas	Resistência mecânica
$E_{11}$ [GPa]	100
$E_{22}$ [GPa]	10
$E_{33}$ [GPa]	10
$G_{12}$ [GPa]	5.4
$G_{13}$ [GPa]	5.4
$G_{23}$ [GPa]	3.05
$\nu_{12}$ [-]	0.34
$\nu_{13}$ [-]	0.34
$\nu_{23}$ [-]	0.306
$X_T$ [MPa]	1400
$X_C$ [MPa]	930
$Y_T$ [MPa]	47
$Y_C$ [MPa]	130
$S_{12}$ [MPa]	53
$S_{23}$ [MPa]	89

Tabela 5 – Propriedades mecânicas do material compósito obtidas por (SHI; SWAIT; SOUTIS, 2012).

Fonte: (SHI; SWAIT; SOUTIS, 2012)

Contantes elásticas		Resistência mecânica	
$E_{11}$ [GPa]	153	$X_T$ [MPa]	2537
$E_{22}$ [GPa]	10.3	$X_C$ [MPa]	1580
$E_{33}$ [GPa]	10.3	$Y_T$ [MPa]	82
$G_{12}$ [GPa]	6.0	$Y_C$ [MPa]	236
$G_{13}$ [GPa]	6.0	$S_{12}$ [MPa]	90
$G_{23}$ [GPa]	3.7	$S_{23}$ [MPa]	40
$\nu_{12}$ [-]	0.3		
$\nu_{13}$ [-]	0.3		
$\nu_{23}$ [-]	0.4		

O modelo de material implementado para o compósito possui uma modelagem de dano. A evolução do dano começa assim que o critério de Hashin indica a iniciação do dano, sendo que a lei de evolução de dano utilizada está apresentada na seção 2.2.2. Para a definição do modelo de dano, são necessários os valores de energia de ruptura para cada um dos modos de falha do material. Essa energia é conhecida como taxa de energia de deformação liberada (*Strain Energy Release Rate*), e advém dos ensaios de Griffith. De maneira geral, essa grandeza quantifica a energia necessária para propagar uma trinca em um material. A determinação experimental das energias de fratura para os quatro modos de falha do compósito não é simples, assim os valores desses parâmetros foram obtidos da literatura.

Tabela 6 – Energias de fratura do compósito de fibra de carbono reforçado com resina epóxi.

Fonte: (SHI; SWAIT; SOUTIS, 2012)

Energia de fratura	
$G_C^{XT}$ [kJ/m <sup>2</sup> ]	91.6
$G_C^{XC}$ [kJ/m <sup>2</sup> ]	79.9
$G_C^{YT}$ [kJ/m <sup>2</sup> ]	0.22
$G_C^{YC}$ [kJ/m <sup>2</sup> ]	1.1

A fim de verificar as limitações do modelo de dano, foi realizada uma simulação de ensaio de flexão 3-pontos. As informações sobre esta simulação se encontra no apêndice A. Nos resultados é possível constatar que o modelo prevê uma carga maior na ruptura uma vez que o fenômeno de delaminação não é levado em conta. Além disso, os efeitos devido a não-linearidade do cisalhamento não são bem representados pelo modelo. Para a análise dos resultados da simulação do tanque de hidrogênio se leva em conta essas limitações impostas pelo modelo.

Além disso, os parâmetros dos materiais obtidos estão à temperatura ambiente. Conforme pode ser constatado no trabalho de (MAGNEVILLE *et al.*, 2015), as propriedades para uma temperatura de  $-40^{\circ}\text{C}$  não diferem muitos das propriedades da temperatura ambiente. A variação de propriedades é significativa apenas quando o material é aquecido. Assim, assume-se que à  $-79^{\circ}\text{C}$ , as propriedades mecânicas do compósito são as mesmas que à temperatura ambiente.

### 3.3 Modelo em elementos finitos

Para a modelagem em elemento finito, nota-se que o cilindro possui uma simetria axissimétrica. Opta-se por não utilizar essa simetria afim de simplificar o modelo já que a modelagem por elementos axissimétricos acarretaria em um modelo menos fidedigno. No entanto, é possível explorar a simetria em relação aos planos  $xy$ ,  $xz$ ,  $yz$  presente na geometria do cilindro. Escolhe-se, portanto, modelar apenas 1/8 do tanque. Para malha computacional, foi utilizado, para o *liner*, elementos prismáticos tridimensionais com integração reduzida (C3D8R). A integração reduzida é escolhida pelo fato de ser mais precisa em problemas com elevados valores de tensões cisalhantes transversais (*transversal shear stress*) do que a integração completa. Já o material compósito, foi modelado utilizando elementos de placa sem integração reduzida (S4). A malha computacional foi refinada no sentido da espessura do *liner*, e na conexão entre o domo e o bocal já que se trata de uma região de concentração de tensão. A malha final obtida está apresentada na figura 17.

As camadas de compósito foram conectadas ao *liner* utilizando a ferramenta TIE presente no ABAQUS. Essa escolha foi feita visto que os elementos C3D8R não possuem graus de liberdade em rotação enquanto os elementos S4 os possuem. Dessa forma, a conexão TIE permite transmitir as informações referentes as rotações entre os dois elementos.

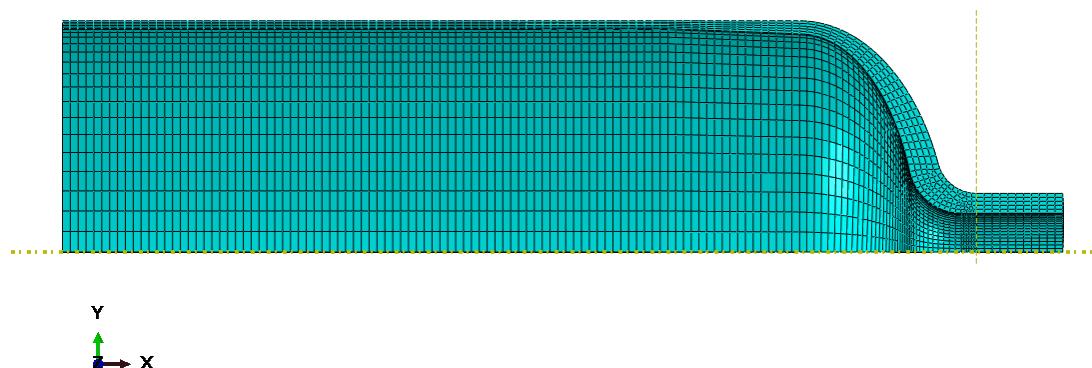


Figura 17 – Malha computacional do CHSV.

Tendo em vista que o compósito que envolve o cilindro será feito via *filament winding*, assim as fibras serão depositadas sobre o *liner* com angulos  $+\theta$  e  $-\theta$ . A ferramenta *Composite Lay-up* no ABAQUS não permite colocar duas orientações as fibras na mesma camada. Portanto, desconsidera-se o efeito do entrelaçamento das fibras, modelando-se o compósito da maneira tradicional, isto é, alternando entre ângulos  $\theta$  e  $-\theta$  nas camadas.

O carregamento aplicado no modelo foi uma pressão na parede interna de *liner* que simula a pressão do hidrogênio quando armazenado. Além disso, será desconsiderado o efeito do processo de autofretagem. As condições de contorno do modelo se tratam de condições de simetria visto que 1/8 do cilindro foi modelado. A figura 18 ilustra o carregamentos e as condições de contorno impostas.

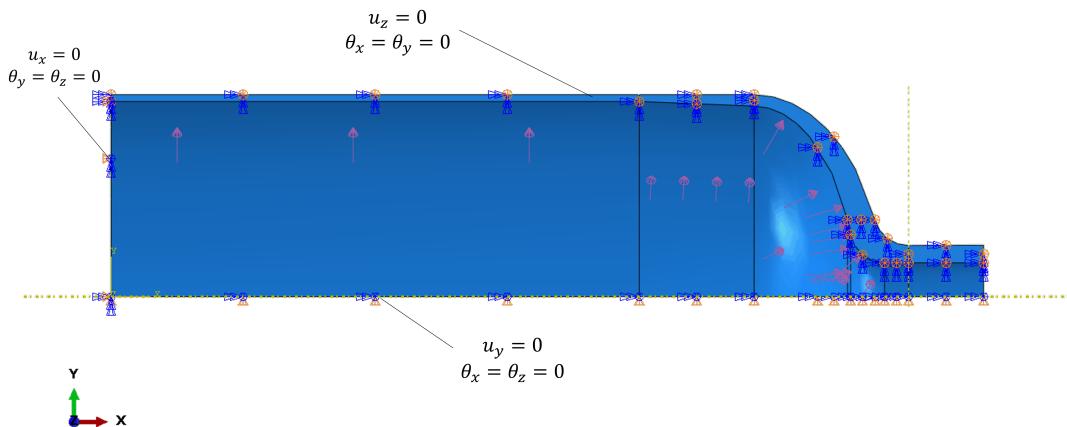


Figura 18 – Carregamento e condições de contorno.

Por fim, o modelo será executado através de uma análise estática. Para a análise nas condições de serviço, será realizado 5 *steps* para simular os ciclos de pressurização e de despressurização do tanque, conforme apresentado na figura 19. Os dados serão obtidos no final do 3º *step* para o pico do carregamento, e do 4º *step*, para o mínimo do carregamento.

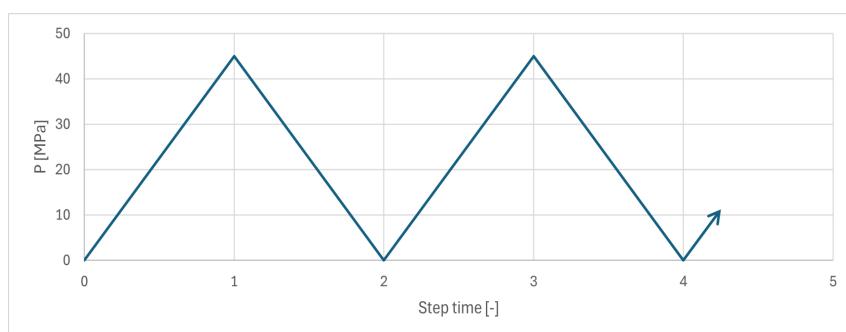


Figura 19 – Ciclo de pressurização e despressurização.

### 3.4 Limitações do modelo

O modelo computacional proposto neste trabalho possui algumas limitações. Cita-se as seguintes limitações desse modelo.

1. O modelo não representa a variação de espessura decorrente do processo de *filament winding*. Essas variações ocorrem principalmente devido aos parâmetros dos processos, à sobreposição da fita e à largura e espessura da fita.
2. Devido a curvatura do domo, o ângulo das fibras não permanece constante ao longo do comprimento do domo. O modelo implementado não considera essa alteração de ângulo, sendo o mesmo constante ao longo do comprimento do domo.
3. O processo de *filament winding* gera padrões em um formato de “diamante” que podem influenciar o comportamento mecânico da estrutura. O modelo proposto não leva em conta esse padrão.



## 4 RESULTADOS

### 4.1 Avaliação do modelo computacional

Antes de simular a geometria do tanque proposta em 3.1, o modelo computacional foi avaliado através da reprodução da simulação proposta em (ZHANG *et al.*, 2023). É importante pontuar que a geometria do modelo não é fielmente igual ao modelo apresentado nesse paper visto que nem todas as dimensões do cilindro são fornecidas, principalmente as dimensões do domo. No entanto, todas as outras propriedades são idênticas às fornecidas pelo *paper*.

O carregamento aplicado na simulação está apresentado no gráfico da figura 20. O carregamento consiste primeiro em simular o processo de autofretagem no cilindro, sendo que o objetivo desse passo é de induzir tensões residuais compressivas no *liner*, e, consequentemente, aumentar a sua vida em fadiga. Após a autofretagem, tem-se o início do comportamento cíclico que alterna entre as pressões de 2 MPa e 50 MPa. É importante pontuar que essas pressões estão com um fator de segurança de 1.25 aplicado em relação a pressão de serviço. Para um critério aeronáutico, segundo os requisitos de certificação, esse fator de segurança deveria ser de pelo menos 1.5, ou até mesmo pelo menos 2 por se tratar de um caso de pressurização.

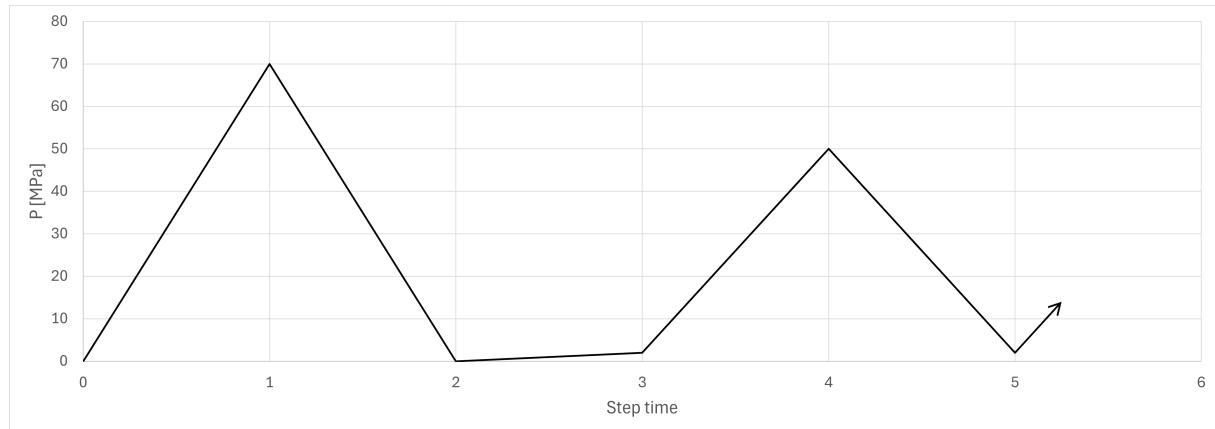


Figura 20 – Carregamento cíclico aplicado.

Para a comparação de resultado, escolhe-se comparar a tensão de von-Mises na parte interna do *liner* ao longo da coordenada axial. Os resultados obtidos na simulação foram sobrepostos ao resultados apresentados no *paper*, e apresentados na figura 21.

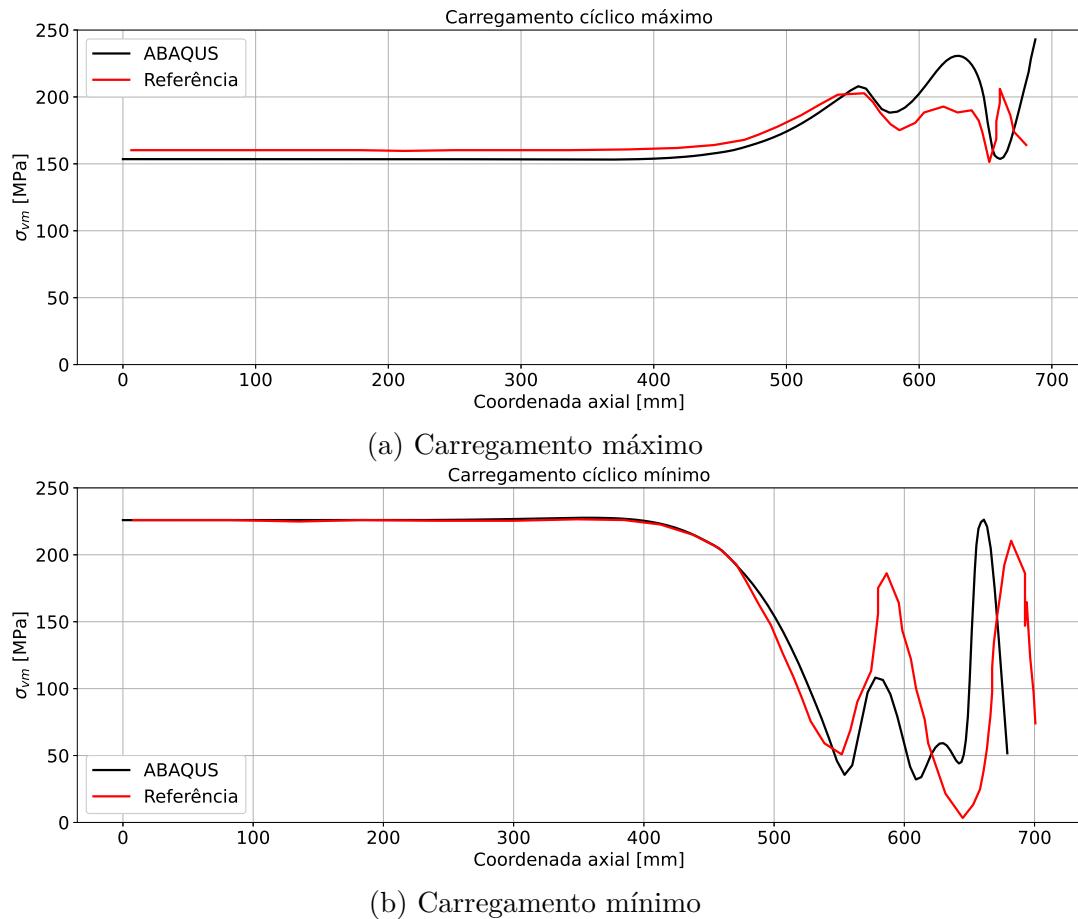


Figura 21 – Tensão de Von-Mises nos pontos de máximo e mínimo do carregamento.

A análise dos resultados será dividida por regiões:

- **Cilindro** ( $0 \leq x < 460 \text{ mm}$ ): Nessa região é possível notar que os resultados estão relativamente próximos, no caso do mínimo do carregamento as curvas estão sobrepostas. O modelo implementado subestimou a tensão de Von-Mises em relação aos resultados do *paper* em, aproximadamente, 5 %, sendo que o erro é maior no pico do carregamento.
- **Região de transição** ( $460 \text{ mm} \leq x < 560 \text{ mm}$ ): Nessa região ocorre uma variação da tensão de von-Mises devido à alteração de espessura do *liner*. É possível notar os resultados começam a divergir, no entanto, eles continuam próximos.
- **Domo** ( $560 \text{ mm} \leq x < 685 \text{ mm}$ ): Nessa região, é onde se tem a maior diferenças de resultados. Embora as tensões não estejam exatamente sobrepostas, elas estão na mesma ordem de grandeza. Além disso, a curva possui um formato similar à curva de referência.

Dessa forma, o modelo implementado garante um resultado próximo do resultado do *paper*. É importante ressaltar que a malha do domo no *paper* é bem refinada com

elementos 3D que representam bem as variação de espessura que ocorre no domo (figura 22, enquanto que o modelo implementado neste trabalho é bidimensional, e a espessura não é constante. Esta estratégia de modelagem pode ser a razão das diferenças de resultados no domo. No entanto, os resultados continuam próximos não comprometendo a confiabilidade do modelo.



Figura 22 – Malha implementada no *paper*.

Reprodução: (ZHANG *et al.*, 2023)

#### 4.2 Ensaio de ruptura (*Burst test*)

O ensaio de ruptura consiste em aumentar a pressão interna do cilindro até que haja colapso. O instante de falha será determinado a partir da análise do deslocamento da estrutura. Existem duas regiões críticas onde pode ocorrer a falha. Na região I da figura 23 pode ocorrer a falha devido a alta tensão que a pressurização gera na parede do cilindro, e na região II, tem-se uma região de concentração de tensão. Alguns requisitos impõe por questão de segurança que a falha deve iniciar pela parede do cilindro (MAGNEVILLE *et al.*, 2015).

A análise de ruptura foi realizada considerando duas propriedades diferentes. Para efeito de notação, chama-se de propriedade 1, as propriedades presentes na tabela 5 e de propriedade 2, as propriedades presentes na tabela 4. A figura 24 mostra os resultados para as duas propriedades consideradas. Os deslocamento radial foi obtido em nó no centro da região I do tanque, a uma distância de 530 mm do início do bocal.

O ruptura do tanque começa pela região na conexão entre a região de transição e a região I. A pressão de ruptura será determinada a partir de critério de *first fiber ply failure*, ou seja, a ruptura será considerada assim que ocorrer a primeira de fibra de uma camada.

A partir da figura 24, é importante notar que existe uma grande diferença entre as pressões de ruptura encontradas. As propriedades 1 fornecem uma pressão de ruptura de,

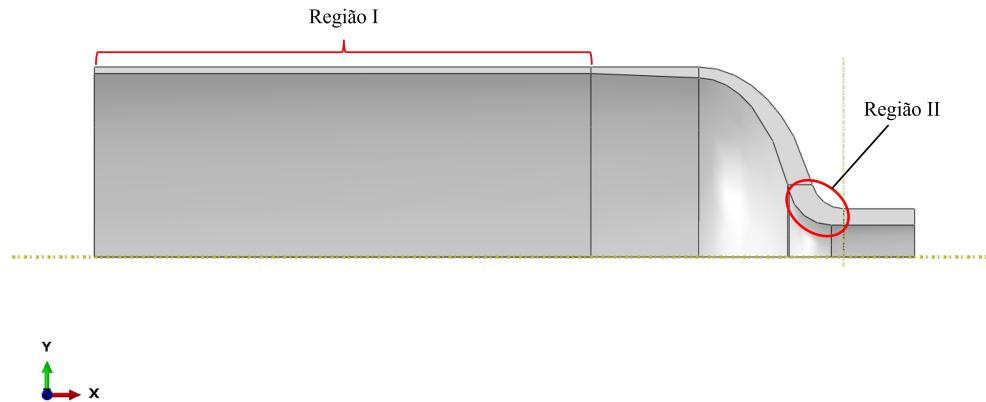


Figura 23 – Regiões críticas para a análise de ruptura.

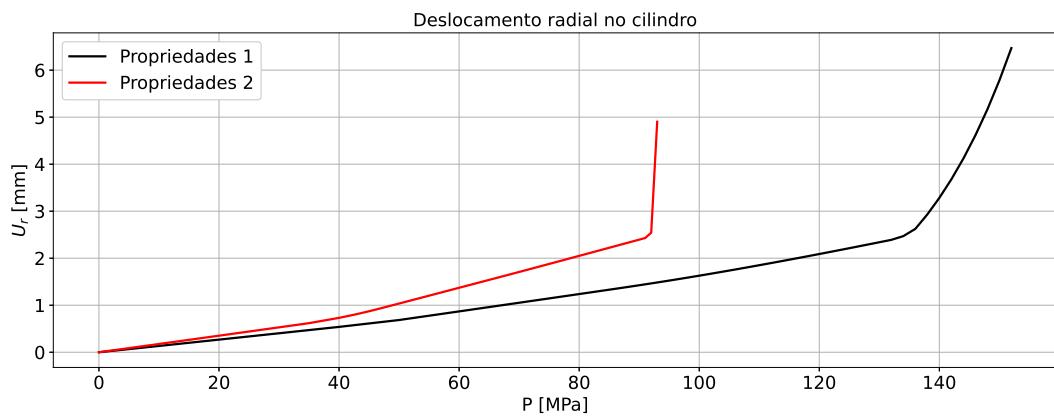


Figura 24 – Deslocamento radial do cilindro em função da pressão interna.

aproximadamente, 136 MPa enquanto que as propriedades 2 fornecem uma pressão de 90 MPa. Embora as propriedades das referências consideradas sejam diferentes, é importante considerar o fato de haver 10 anos entre elas. Dessa forma, os avanços tecnológicos e nas pesquisas nesse período de tempo pode ter levado a descoberta de fibras e resinas mais resistentes. Por este motivo, segue-se as próximas análises utilizando a propriedades 1 (SHI; SWAIT; SOUTIS, 2012), e a pressão de ruptura da tanque será de 136 MPa.

A falha do tanque começa justamente nas camadas de compósito na parede do cilindro com maiores ângulos de enrolamento. Na figura 25, é possível verificar o que as fibras das camadas de 90° na região I já começaram o processo de falha. Na figura 26, é apresentado o critério de Hashin para a fibra no domo em compósito, sendo possível notar que na camada com maior ângulo de enrolamento (37°), ainda não se tem a iniciação de dano. É importante ressaltar que as camadas de 90° não estão presentes no domo.

Ademais, o *liner* deve permanecer integro visto que a sua função é vedar o tanque impedindo o vazamento do hidrogênio. Dessa forma, se o *liner* falhar, o hidrogênio irá vazar

mesmo se a camada de compósito estiver intacta. Na figura 27, é apresentado a variável que mede a degradação da rigidez nos elementos. Conclui-se que o alumínio permanece sem presença de dano.

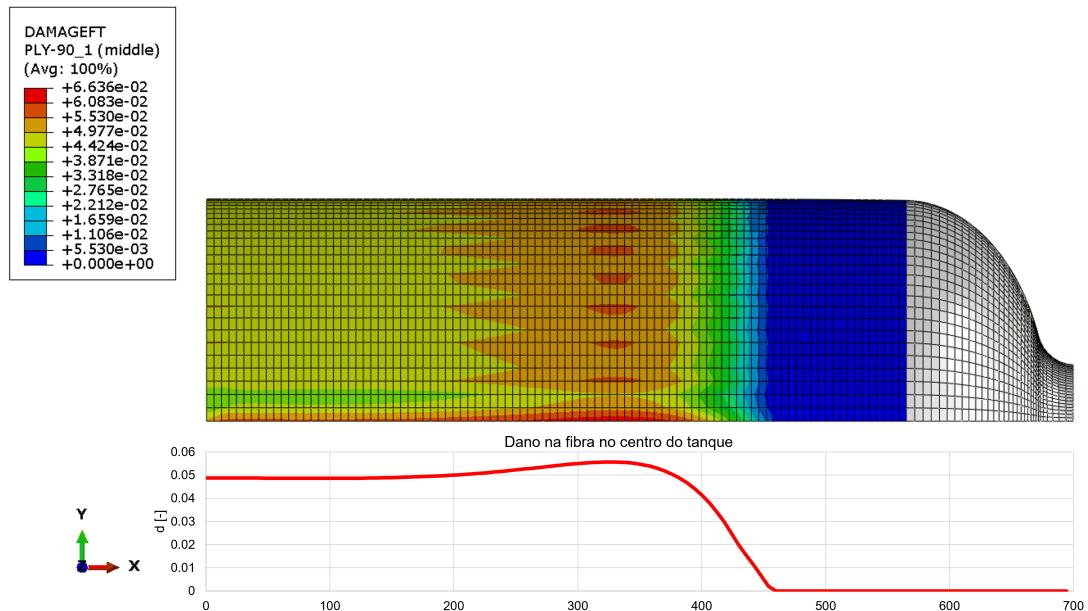


Figura 25 – Dano nas fibras na camada de  $90^\circ$  ( $P = 136$  MPa).

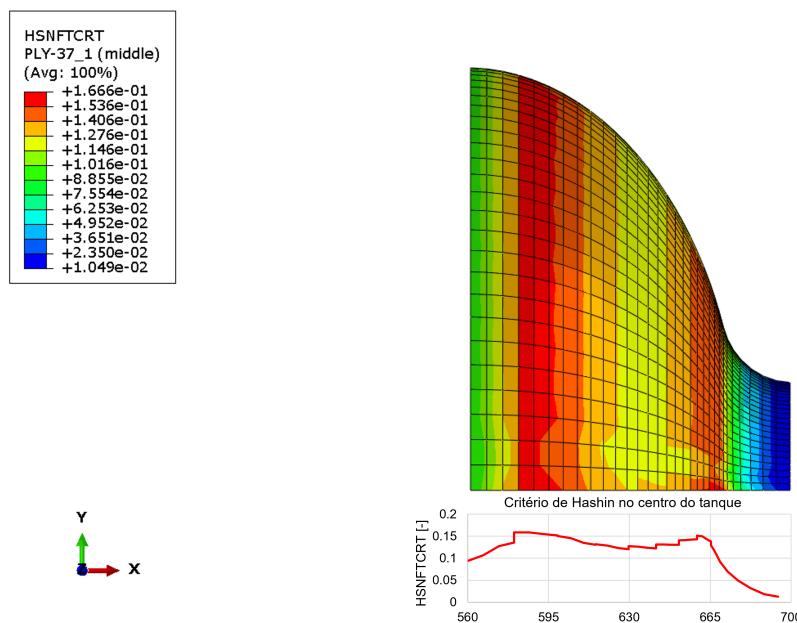


Figura 26 – Critério de Hashin no domo e na camada de  $37^\circ$  ( $P = 136$  MPa).

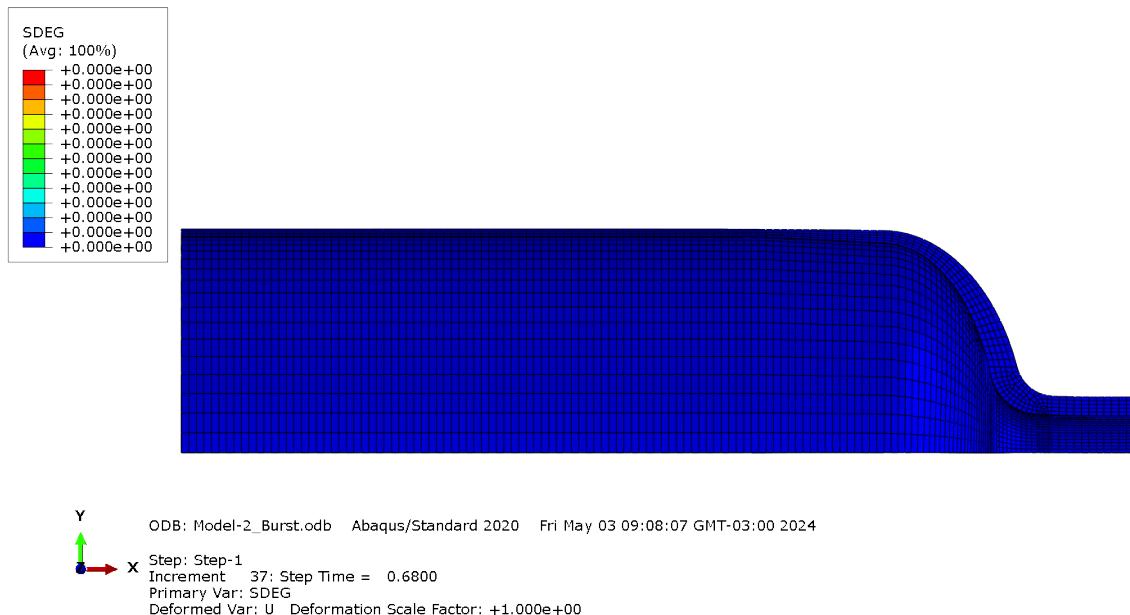


Figura 27 – Degradção de rigidez no *liner* ( $P = 136$  MPa).

Aumentando a pressão para além da pressão de ruptura, o dano nas camadas de compósito vão progredindo, e as camadas vão falhando em ordem decrescente de ângulo de enrolamento. Em torno de 154 MPa, ocorre a falha do *liner* na região II. Essa falha é verificada pela perda de rigidez total dos elementos dessa região (figura 28). No entanto, vale relembrar que a falha começa a ocorrer pela região das paredes do cilindro conforme requerido. Além disso, um aumento da espessura do *liner* nessa região é capaz de retardar a sua falha.

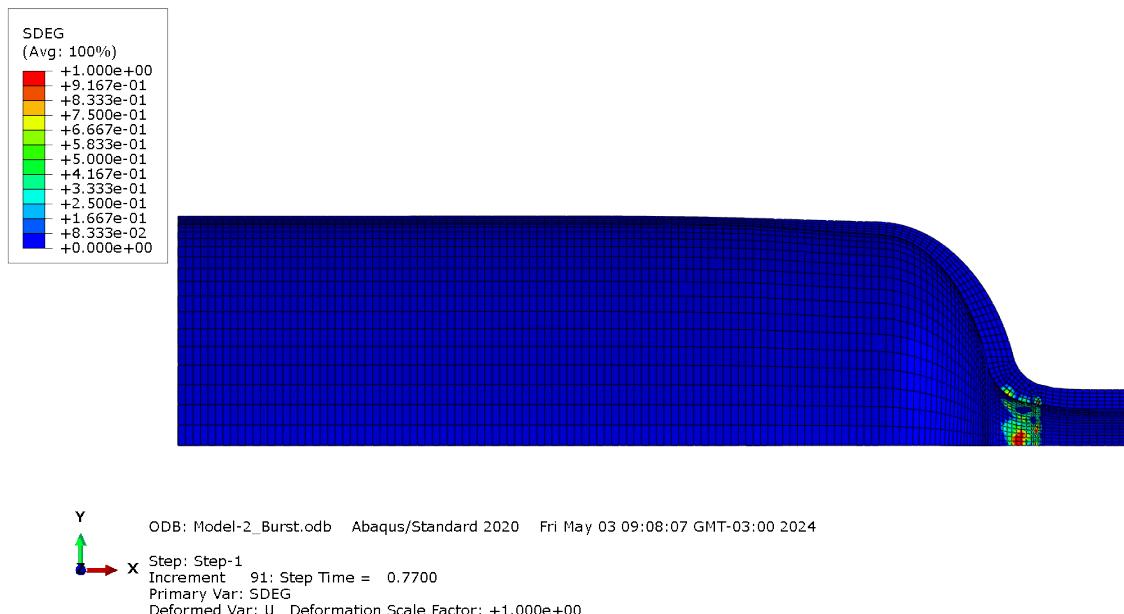


Figura 28 – Degradção de rigidez no *liner* ( $P = 154$  MPa).

O dano da matriz diferentemente do dano das fibras começa pelas camadas de

baixo ângulo de enrolamento. Esse dano aparece nas camadas de 13° no cilindro quando a pressão é em torno de 86 MPa. No entanto, observa-se que a falha da matriz nessas camadas não influencia o comportamento mecânico do cilindro, pelo fato das fibras serem as responsáveis por suportar a maior parte dos esforços. Embora a matriz comece o seu processo de danificação primeiro, na pressão de ruptura, a matriz ainda não está totalmente danificada.

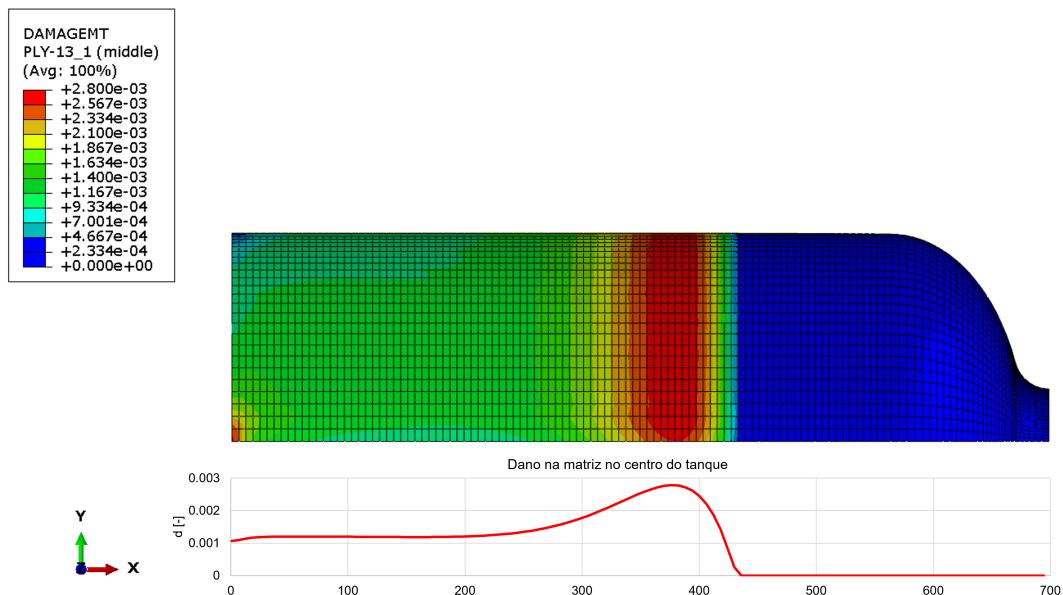
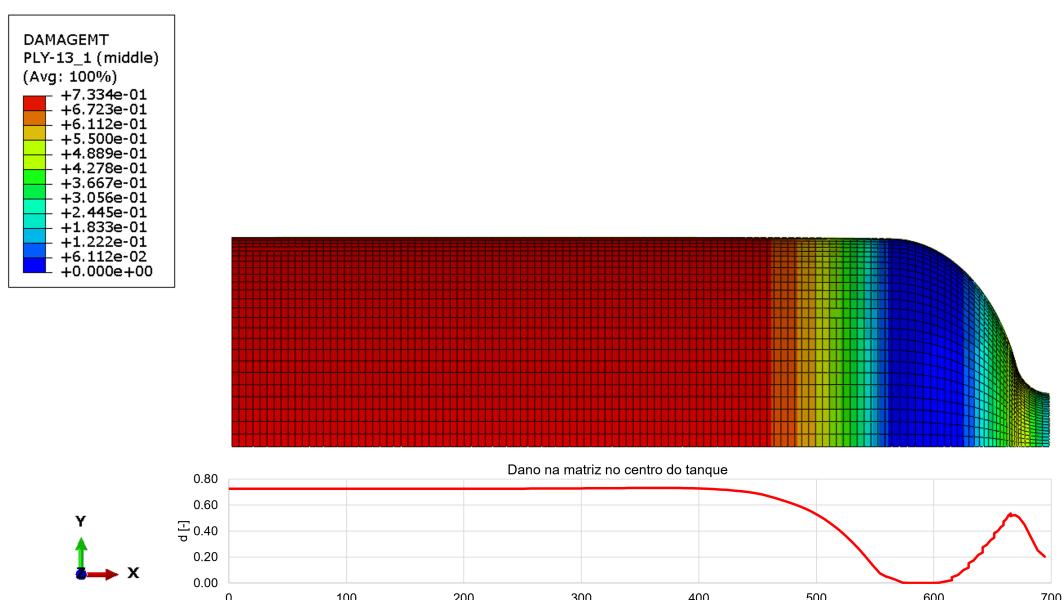
(a)  $P = 83 \text{ MPa}$ (b)  $P = 136 \text{ MPa}$ 

Figura 29 – Dano na matriz nas camadas de 13°.

### 4.3 Análise do tanque na condição de serviço

Nesta seção, analisa-se o tanque na sua condição de serviço. O processo de pressurização e despressurização do cilindro ao longo da sua vida útil gera dano em fadiga na estrutura. Dessa forma, é necessário realizar uma análise de fadiga do tanque a fim de determinar o número máximo de ciclos de pressurização e despressurização do reservatório. A pressão de serviço do tanque foi considerada arbitrariamente como 45 MPa (450 bar), que corresponde a, aproximadamente, 33 % da pressão de ruptura obtida na seção anterior. O mínimo do carregamento do tanque será quando o mesmo estiver vazio, ou seja, a pressão interna é nula. O carregamento cíclico alterna, portanto, entre 0 e 45 MPa.

#### 4.3.1 Análise estática

No pico do carregamento a 45 MPa, analisa-se as tensões atuantes no compósito e no *liner*. O objetivo é garantir que a estrutura é segura do ponto de vista de margens de segurança para essa pressão. Para essa análise, um fator de segurança de 1.5 é aplicado na pressão, ou seja, os cálculos são realizados para uma pressão de 67.5 MPa.

Para a camada de compósito, a margem de segurança foi calculada utilizando o critério de Tsai-Hill visto que a estrutura está submetida a um estado multiaxial de tensão. Os critério de máxima tensão e máxima deformação não seriam adequados nesse caso, e o critério de Tsai-Wu não foi utilizado, pois, para definir os coeficientes desse método, seria necessário executar um ensaio biaxial no material. Na figura 30 e 31 tem-se as tensões atuantes nos compósitos segundo as direções de ortotropia. O critério de Hashin não foi utilizado, pois deseja-se quantificar essa margem de segurança com um único valor ao passo que o critério de Hashin forneceria 4 valores.

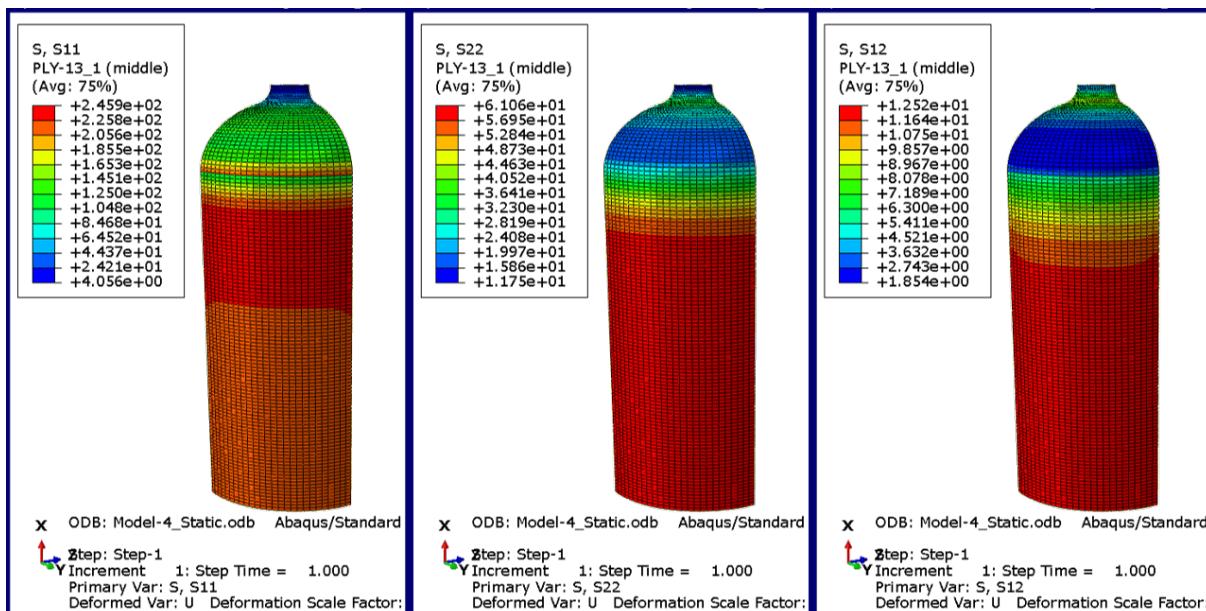


Figura 30 – Tensões atuantes na camada de compósito a 13° ( $P = 67.5$  MPa).

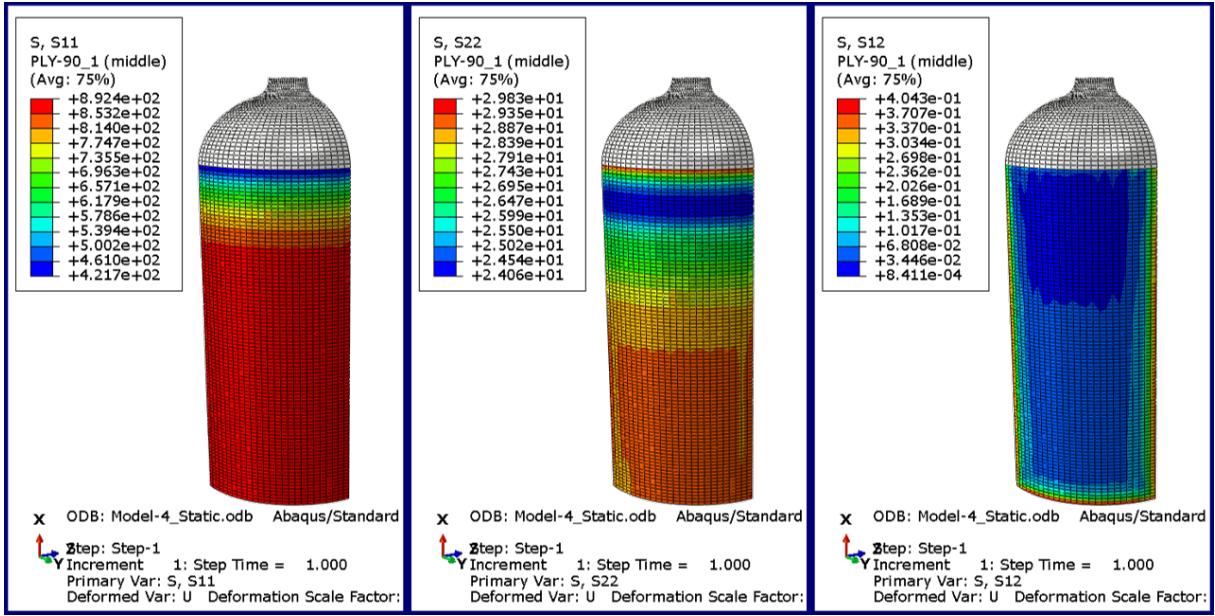


Figura 31 – Tensões atuantes na camada de compósito a 90° ( $P = 67.5$  MPa).

O critério de Tsai-Hill está baseado no critério de Hill escrito no estado planos de tensões (EPT). O critério de Hill assim como o critério de Von-Mises, que é para prever o escoamento dos metais, é um critério energético que leva em conta a energia de distorção, sendo que o critério de Tsai-Hill é uma forma modificada deste critério visando prever a falha de uma lâmina ortotrópica. Dessa forma, o critério de Tsai-Hill possui uma função de falha, descrita pela seguinte equação:

$$f(\sigma) = \left(\frac{\sigma_1}{X}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_2}{Y}\right)^2 - \left(\frac{\sigma_1\sigma_2}{X^2}\right) + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 \leq 1 \quad (4.1)$$

Nesta equação, é importante ressaltar que os valores de X e Y, dependem se as tensões  $\sigma_1$  e  $\sigma_2$  indicam tração ou compressão. A falha da camada ocorre assim que essa função atinge o valor unitário. A margem de segurança pode ser calculada a partir do valor dessa função de falha pela equação abaixo:

$$MS = \frac{1}{\sqrt{f(\sigma)}} - 1 \quad (4.2)$$

No software ABAQUS é possível calcular diretamente o valor da função de falha do critério de Tsai-Hill. Dessa forma, é possível introduzir a equação (4.2), e calcular a margem de segurança diretamente pelo software utilizando a opção *Create Field Output from Fields*. Na figura 32 tem-se a margem de segurança segundo o critério de Tsai-Hill para as camadas de 13° e 90° que se tratam dos maiores e menores ângulos de enrolamento presentes nas camadas de compósito. A margem de segurança mínima ocorre nas paredes do cilindros nas camadas de 13° e vale 0.15.

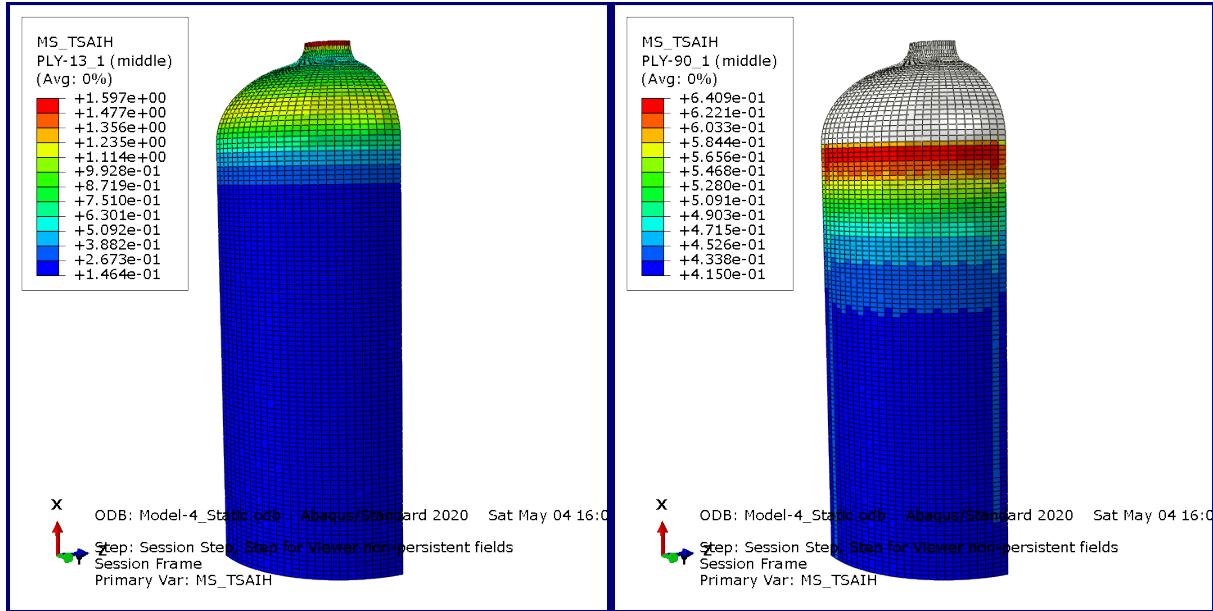


Figura 32 – Margens de segurança segundo o critério de Tsai-Hill ( $P = 67.5$  MPa).

Embora o compósito possua uma margem de segurança positiva, esta é inferior a 2, logo por critérios aeronáuticos não podemos garantir *infinity life* para o compósito. Essa baixa margem de segurança é devido as tensões na direção 2, que estão próximas a resistência à tração na direção transversal. De fato, conforme foi discutido na seção anterior, a propagação de dano começa na matriz das camadas de  $13^\circ$  assim que a pressão interna atinge 86 MPa, logo é esperado que em 67.5 MPa, a margem de segurança para essa camada já esteja relativamente baixa.

Para pressão de pressão de 67.5 MPa, o *liner* possui algumas regiões de plastificação conforme pode-se observar na figura 33, que apresenta o campo de deformação plástica na estrutura. O *liner* começa a plastificar a partir de uma pressão de 46 MPa. Para essa pressão, tem-se que a parede do cilindro já está quase que completamente plastificada, e na região do domo é possível observar o início do escoamento plástico.

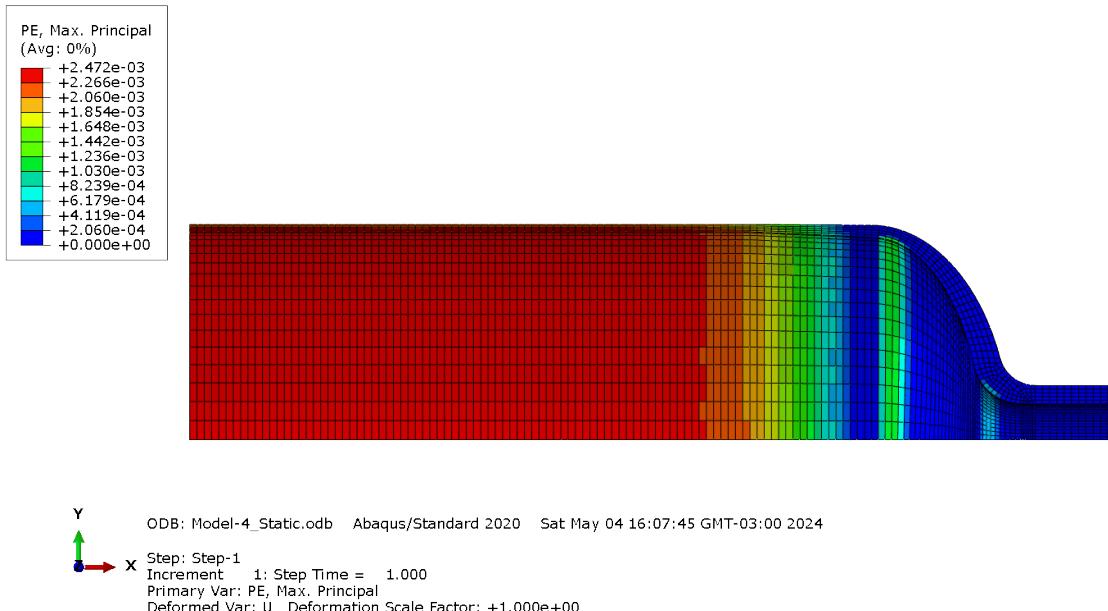


Figura 33 – Campo de deformação plástica no *liner* ( $P = 67.5$  MPa).

#### 4.3.2 Análise de fadiga

Para a análise em fadiga, uma simulação com o pico do carregamento (pressão de 45 MPa) foi realizada. Nesta análise, é adotada a mesma hipótese de (WU *et al.*, 2021), ou seja, o alumínio vai falhar por fadiga antes do compósito. É importante ressaltar que se o *liner* falhar, o hidrogênio vai vaziar mesmo que o compósito esteja integro. Logo, o alumínio determinará a vida em fadiga do CHSV.

Diferentemente da análise elástica, nesta análise será aplicado um coeficiente de segurança de vida, ou seja, esse fator de segurança, chamado de *scatter factor*, será aplicado no final da análise. O *scatter factor* para a análise em fadiga é derivado de análises estatísticas que leva em conta dimensões e números de amostras, números de ensaios, fator de risco do componentes e fator ambiental. No AC23-13A, o *scatter factor* é calculado pela equação abaixo.

$$SF = 10^{Z_p \sigma \sqrt{\frac{n_s+1}{n_s}}} \quad (4.3)$$

$Z_p$  é uma variável de distribuição normal,  $\sigma$  é o desvio padrão dos testes de fadiga,  $n_s$  é o número de corpo de provas ensaiados por fadiga. No AC23-13A, é especificado um valor para  $Z_p = 3.511$  com uma probabilidade de 99.9777 % do componente chegar na *safe-life* sem uma trinca por fadiga detectável. Além disso, é fornecido um valor de  $\sigma = 0.14$  para o desvio padrão para as ligas de alumínio. A equação da curva S-N para análise de fadiga será obtida em (MIL-HDBK-5J, 2003), assim o número de amostras pode ser obtido nesta mesma referência. É especificado em (MIL-HDBK-5J, 2003) que o número de amostra testadas é 55. Portanto, para essa análise o *scatter factor* vale  $SF = 3.13$ .

A pressurização do reservatório induz nele um estado multiaxial de tensão. O método de Sines, descrito na seção 2.3.2, será aplicado para encontrar a tensão normal efetiva e a amplitude de tensão efetiva. Dessa forma, o  $\bar{\sigma}_m$  é calculado através da equação (2.36) e o  $\bar{\sigma}_a$  é calculado através da equação (2.35). As tensões principais são extraídas na parede interna do tanque através de um *path* no centro do tanque de hidrogênio, e as tensões efetivas calculadas a partir delas. Nos gráficos da figura 34 estão as curvas das tensões efetivas ao longo da coordenada axial do cilindro. A origem do sistema de coordenadas está posicionado no domo.

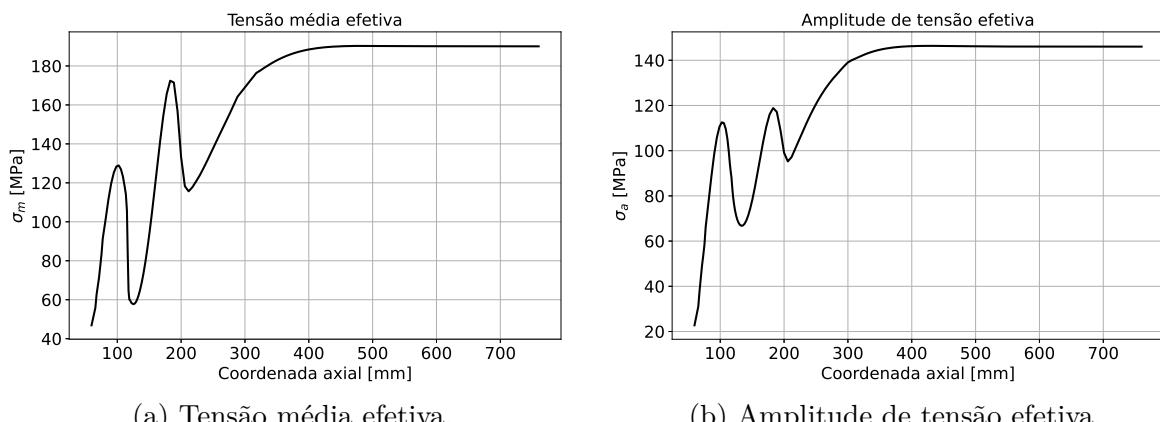


Figura 34 – Tensão efetivas calculadas a partir do método de Sines.

Utilizando as equações da curva S-N presentes em (MIL-HDBK-5J, 2003), é possível calcular o números de ciclos até a falha da estrutura por fadiga. É importante pontuar que a curva S-N depende da temperatura do material, assim a curva S-N para temperatura de  $-79^\circ$  é diferente da curva a temperatura ambiente. A curva S-N na temperatura ambiente é mais conservadora que a curva a baixa temperatura já que a redução de temperatura tem o efeito de deslocar a curva S-N para cima. A equação da curva S-N e a equação de Walker para a correção do efeito de tensão média presentes no MIL-HDBK-5J são:

$$S_{eq} = S_{max}(1 - R)^{0.63} \quad (4.4)$$

$$\log N_f = 20.68 - 9.84 \log S_{eq} \quad (4.5)$$

O coeficiente de segurança de vida deve ser aplicado no número de ciclos calculados pela equação (4.5). Para isso, é necessário dividir o resultado pelo *scatter factor*. O gráfico da figura 35 mostra a vida em fadiga ao longo da coordenada axial do cilindro.

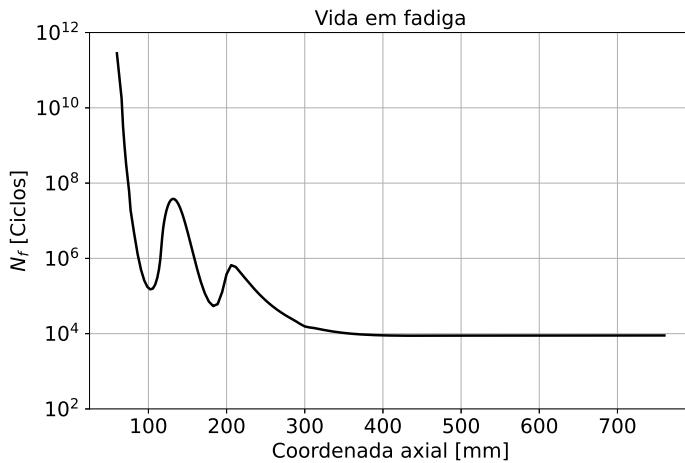


Figura 35 – Vida em fadiga ao longo da coordenada axial do cilindro.

A vida em fadiga mínima acontece nas paredes do cilindro devido ao *liner* possuir a menor espessura nessa região. Além disso, a vida em fadiga é constante nesta região. Na região de transição, em torno de 210 mm, tem-se uma tendência decrescente da vida devido à mudança de espessura nas camadas de compósito uma vez que as camadas de 90° não estão presentes no domo. No domo, a redução no vida em fadiga é devido as mudança de espessura e de ângulo de enrolamento, que geram regiões de concentração de tensão. Em 100 mm, tem-se a região de conexão entre o domo e o bocal que também é uma região de concentração de tensão conforme foi discutido na seção 4.2.

A vida em fadiga do tanque é controlada pelo cilindro, e nesta região o número de ciclos que leva a falha por fadiga é, aproximadamente, 8800 ciclos com os coeficientes de segurança já aplicados. Portanto, a vida útil em serviço deste tanque é de 8800 ciclos de pressurização e despressurização.



## 5 CONCLUSÃO

Neste trabalho, um modelo de tanque de armazenamento foi estudado quanto ao comportamento na ruptura a alta pressão e quanto a vida em fadiga. O modelo implementado no *software* ABAQUS foi avaliado a partir da reprodução de experimentos validados na literatura. Logo, o modelo foi capaz de fornecer resultados confiáveis para a análise. É importante destacar que o modelo implementados é simples, e desconsidera alguns efeitos que podem ser importantes na análise de problemas de estruturas fabricadas via *filament widening*. Dessa forma, os resultados ainda podem ser melhorados com a implementação desses efeitos no modelo computacional.

Além disso, é importante comentar do tempo de simulação do modelo. O modelo proposto nesse trabalho foi executado em um computador pessoal sem características excepcionais de processamento. Esse modelo levou em torno de 4h para completar análise para o caso do *burst test*. O *burst test* é o caso que mais exige, pois nele ocorrerá a ativação das leis de evolução de dano presente no modelo, o que torna a análise não linear. Para a análise nas condições de serviço, esse tempo cai para um pouco menos de 1h.

A análise em ruptura do tanque forneceu um valor de pressão de ruptura de 136 MPa. Considerando critérios aeronáuticos, a pressão limite para armazenamento de hidrogênio nesse tanque é de 68 MPa, considerando um fator de segurança de 2, já que se trata de um caso de pressurização. Quanto a análise em fadiga, é possível concluir que o tanque precisa de um re-projeto para garantir margens de segurança acima de 2 em todas as camadas de compósito, garantindo a sua vida infinita. Essa análise mostrou que a falha por fadiga ocorrerá nas paredes do cilindro, mais especificamente no *liner*, uma vez que é nessa região que se tem as maiores tensões médias e amplitude de tensão. Assim, essas paredes são capazes de suportar 8800 ciclos até sua falha por fadiga.

É importante relembrar que nessas análises não foi considerado o processo de autofretagem. O autofretagem é capaz de induzir tensões compressivas no *liner* a fim de aumentar a sua vida em fadiga. Portanto, para esses caso, esse tanque poderia resistir mais ciclos de pressurização do que os 8800 ciclos calculados nessa análise. Esse número encontrado aqui se trata de um número mínimo de ciclos.

Por fim, esse trabalho pode ser expandido a partir de criação de modelos computacionais mais complexos que são capazes de levar em conta todas esses fatores (entrelaçamentos de fibras, pressão de autofretagem...). Além disso, uma abordagem experimental desse problema pode ser realizada a fim de verificar as hipóteses de modelagem adotadas.



## REFERÊNCIAS

- BAŽANT, Z. P.; OH, B. H. Crack band theory for fracture of concrete. **Matériaux et construction**, Springer, v. 16, p. 155–177, 1983.
- CALLISTER, W. D. *et al.* **Fundamentals of materials science and engineering**. [S.l.: s.n.]: Wiley London, 2000. v. 471660817.
- DOWLING, N. E.; KAMPE, S. L.; KRÁL, M. V. Mechanical behavior of materials: engineering methods for deformation, fracture, and fatigue. (**No Title**), 1999.
- HASHIN, Z. Fatigue failure criteria for unidirectional fiber composites. 1981.
- HILLERBORG, A.; MODÉER, M.; PETERSSON, P.-E. Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements. **Cement and concrete research**, Elsevier, v. 6, n. 6, p. 773–781, 1976.
- LAPCZYK, I.; HURTADO, J. A. Progressive damage modeling in fiber-reinforced materials. **Composites Part A: Applied science and manufacturing**, Elsevier, v. 38, n. 11, p. 2333–2341, 2007.
- MAGNEVILLE, B. *et al.* Modeling, parameters identification and experimental validation of composite materials behavior law used in 700 bar type iv hydrogen high pressure storage vessel. **International journal of hydrogen energy**, Elsevier, v. 40, n. 38, p. 13193–13205, 2015.
- MIL-HDBK-5J. Department of defense handbook: Metallic materials and elements for aerospace vehicles structures. 2003.
- MURACA, R.; WHITTICK, J. Materials data handbook: Aluminum alloy 6061. **Work of the US Gov. Public Use Permitted.**, 1972.
- RUBIO, F.; LLOPIS-ALBERT, C.; BESA, A. J. Optimal allocation of energy sources in hydrogen production for sustainable deployment of electric vehicles. **Technological Forecasting and Social Change**, Elsevier, v. 188, p. 122290, 2023.
- SHI, Y.; SWAIT, T.; SOUTIS, C. Modelling damage evolution in composite laminates subjected to low velocity impact. **Composite structures**, Elsevier, v. 94, n. 9, p. 2902–2913, 2012.
- SMITH, M. Abaqus/standard user's manual, version 6.9. Dassault Systèmes Simulia Corp, 2009.
- TITA, V. Contribuição ao estudo de danos e falhas progressivas em estruturas de material compósito polimérico. **Escola de Engenharia de São Carlos, Ph. D. dissertation**, 2003.
- WU, E. *et al.* Fatigue life prediction and verification of high-pressure hydrogen storage vessel. **International Journal of Hydrogen Energy**, Elsevier, v. 46, n. 59, p. 30412–30422, 2021.

ZHANG, Y. *et al.* Numerical study on the influence of liner geometry and lay-up sequence on the fatigue life of composite hydrogen storage vessel. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, Elsevier, v. 205, p. 104986, 2023.

## **APÊNDICES**



## APÊNDICE A – ENSAIO DE FLEXÃO 3-PONTOS

O ensaio de flexão 3-pontos simulado segue a norma ASTM D790-61. Para este ensaio, dispõe-se dos resultados experimentais para 3 tipos de corpos de provas com diferentes sequências de empilhamento, e que podem ser encontradas em (TITA, 2003). As informações de empilhamentos e as dimensões dos corpos de prova estão apresentadas na tabela 7.

Tabela 7 – Características dos corpos de provas para a simulação do ensaio de flexão 3-pontos.

Corpo de prova	Sequência de empilhamento	L [mm]	W [mm]	H [mm]
1	[0] <sub>10</sub>	80	25	1.8
2	[0/90/0/90/0] <sub>s</sub>	80	25	1.8
3	[+45/ - 45/ + 45/0/90] <sub>s</sub>	80	25	1.8

Na figura 36 é dado um esquema de montagem do aparato experimental utilizado para o ensaio de flexão 3-pontos. O corpo de prova é colocado sobre dois suportes e o carregamento é controlado a partir do deslocamento vertical do apoio móvel.

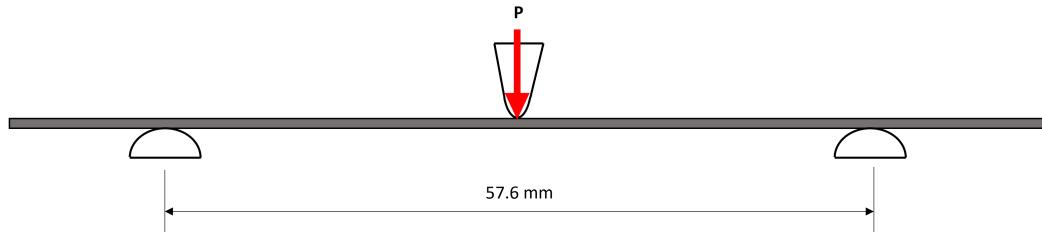
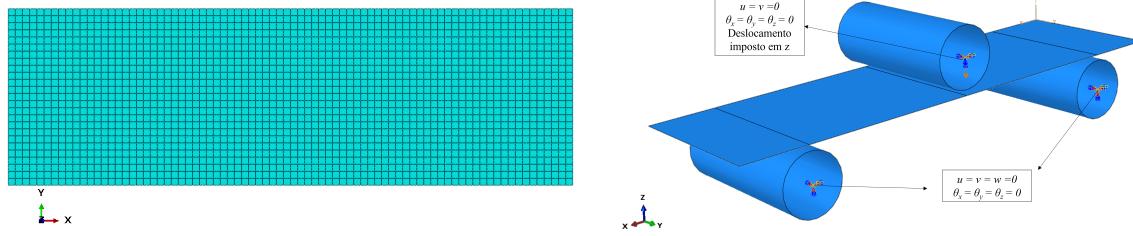


Figura 36 – Esquema do aparato experimental para o ensaio de flexão 3-pontos.

A simulação foi realizada considerando considerando um modelo com a presença do modelo de dano apresentado em 2.2.2 e, além disso, o contato entre os suportes e o identador será modelado. As propriedades mecânicas utilizadas foram obtidas em (TITA, 2003) estão apresentadas na tabela 4, e os parâmetros de dano estão na tabela 6.

A modelagem em elementos finitos foi realizada seguindo algumas hipóteses. Os apoios fixos e móveis foram modelados como sendo dois cilindros rígidos e o corpo de prova por meio de elementos bidimensionais de placas quadrangulares quadráticos com integração reduzida (S8R). A malha obtida está representada na figura 37a.

As condições de contorno aplicada no problema são as seguintes:



(a) Malha computacional do corpo de prova

(b) Condições de contorno

Figura 37 – Modelo implementado para a simulação do ensaio de flexão 3-pontos

- Os cilindros representando os apoios fixos foram bloqueados em todos os seus graus de liberdade.
- O cilindro representando o apoio móvel foi deslocado em z, e o seus outros graus de liberdade foram bloqueados.

Para o contato foi escolhido a abordagem do tipo superfície-superfície, onde a superfície mestre é o corpo rígido, ou seja os apoios e o identador, e a superfície escrava é o corpo de prova. O contato normal é do tipo *hard* não permitindo a penetração entre as duas superfícies, e para o contato tangencial foi utilizado para o coeficiente de atrito um valor de 0.01. O contato sem atrito gerava alguns problemas de convergência no modelo.

Para cada simulação realizada, recupera-se a curva de carga pela deflexão do corpo de prova, com o objeto de comparar com os resultados experimentais obtidos por (TITA, 2003). Os gráficos da figura 38 mostram comparação entre os dois resultados.

O corpo de prova 1 apresenta uma similaridade entre os resultados computacionais e experimentais para deflexões inferiores a 3.0 mm. O corpo de prova começa a perder rigidez gradativamente a partir de 4.0 mm de deflexão, e somente em 5.8 mm de deflexão, tem-se uma perda de rigidez abrupta da estrutura, caracterizada pela falha de múltiplas camadas do laminado. Este resultado diverge do resultado experimental no qual tem-se a perda de rigidez acentuada próximo de 4.3 mm de deflexão.

Para o corpo de prova 2, é possível perceber que os resultados computacionais e experimentais estão próximos para valores de deflexão inferiores a 2.0 mm. A partir de 2.0 mm de deflexão ocorre um divergência entre os modelos computacional e o resultado experimental, possivelmente devido à iniciação de dano nas camadas do laminado do corpo de prova. Embora o modelo de falha apresente divergência dos resultados experimentais, é possível notar que a perda de rigidez abrupta ocorre em 5.2 mm de deflexão para o modelo computacional, e em 5.4 mm de deflexão para o resultado experimental, resultando em uma diferença de 2 %. Nesse caso, o momento da falha foi previsto bem pelo modelo, no entanto para um valor superior de carga do que pode ser observado experimentalmente.

Esse diferença pode ser ocasionado pelo fenômeno de delaminação, que por se tratar de uma falha interlaminar não é contabilizada pelo modelo implementado.

No corpo de prova 3, os resultados na região elásticas são similares, mas a falha do corpo de prova possui um comportamento diferente. Uma possível explicação para essa diferença pode ser explicado pela não-linearidade devido ao cisalhamento atuante nas camadas de orientação  $\pm 45^\circ$ . Além disso, é possível notar enrijecimento do corpo de prova a partir de 8.0 mm de deflexão, que não foi previsto pelo modelo numérico. A partir da análise dos resultados fornecidos pelo modelo, a iniciação de dano nas camadas mais exteriores acontecem para uma deflexão de 2.0 mm na matriz da lâmina. O processo de danificação evolui até 7.8 mm de deflexão, onde ocorre a falha total da matriz de múltiplas camadas do corpo de prova, e, tem-se, também a falha das fibras nas duas camadas mais exteriores do corpo de prova. É possível concluir que esse modelo é incapaz de simular os efeitos devido a não-linearidade do cisalhamento.

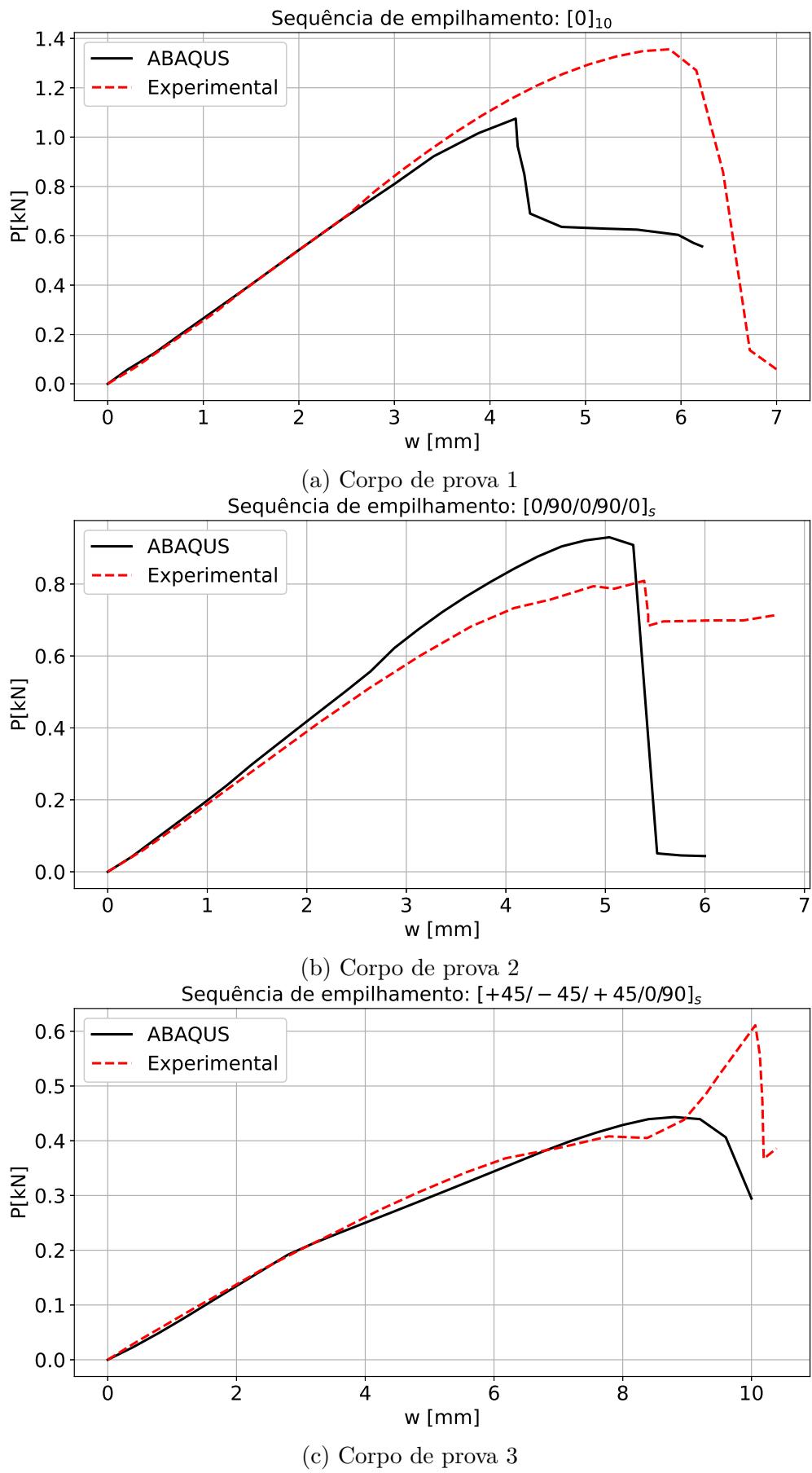


Figura 38 – Curva de carga-deflexão

## APÊNDICE B – DESENHO DO CHSV

