

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

**ANÁLISE DO COMPORTAMENTO MECÂNICO DE UMA
PÁ COMPÓSITA USADA EM TURBINAS HIDROCINÉTICAS**

Guilherme Vaz Ferreira

Brasília, Dezembro de 2014

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA

FACULDADE DE TECNOLOGIA

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
Faculdade de Tecnologia

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

**ANÁLISE DO COMPORTAMENTO MECÂNICO DE UMA
PÁ COMPÓSITA USADA EM TURBINAS HIDROCINÉTICAS**

Guilherme Vaz Ferreira

*Dissertação de mestrado submetida ao Departamento de Engenharia Mecânica
da Faculdade de Tecnologia da Universidade de Brasília como parte dos
requisitos para obtenção do grau de Mestre em Ciências Mecânicas*

Banca Examinadora

Prof. Dr. Flaminio Levy Neto
Orientador

Prof. Dr. Jorge Luiz de Almeida Ferreira
Examinador interno

Prof. Dr. Edson Paulo da Silva
Examinador externo

FICHA CATALOGRÁFICA

FERREIRA, GUILHERME VAZ

Análise do Comportamento Mecânico de uma Pá Compósita Usada em Turbinas Hidrocinéticas

xviii, 87p., 210 x 297 mm (ENM/FT/UnB, Mestre, Ciências Mecânicas, 2014).

Dissertação de Mestrado - Universidade de Brasília, Faculdade de Tecnologia

Departamento de Engenharia Mecânica.

- | | |
|--|------------------------------|
| <i>1. Pá de turbina hidrocinética</i> | <i>2. Compósito</i> |
| <i>3. Método dos elementos finitos</i> | <i>4. Análise estrutural</i> |
| <i>I. ENM/FT/UnB</i> | <i>II. Título (série)</i> |

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

FERREIRA, G. V. (2014). Análise do Comportamento Mecânico de uma Pá Compósita Usada em Turbinas Hidrocinéticas. Dissertação de Mestrado em Ciências Mecânicas. Publicação ENM.DM - 227/2014, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 87p.

CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: Guilherme Vaz Ferreira.

TÍTULO: Análise do Comportamento Mecânico de uma Pá Compósita Usada em Turbinas Hidrocinéticas.

GRAU: Mestre ANO: 2014

É concedida à Universidade de Brasília permissão para reproduzir cópias desta dissertação de mestrado e para emprestar ou vender tais cópias somente para propósitos acadêmicos e científicos. O autor reserva outros direitos de publicação e nenhuma parte dessa dissertação de mestrado pode ser reproduzida sem autorização por escrito do autor.

Guilherme Vaz Ferreira

Colônia Agrícola Águas Claras, Chácara 52, Casa 06 - Guará I

CEP: 71.090-625, Brasília - DF - Brasil

guilhermedf@gmail.com

Dedicatória

Dedico esta dissertação aos meus amados pais, Ariday e Valtuir.

Guilherme Vaz Ferreira

Agradecimentos

À minha mãe, Ariday, que me deu o que há de mais precioso em minha vida: o seu amor incondicional. Ao meu pai, Valtuir, que, além de ter me transmitido belos ensinamentos, venceu árduas batalhas que enfrentou em sua caminhada para poder oferecer a mim e aos meus irmãos um lar aconchegante e cheio de amor.

Ao meu irmão, Rafael, por sempre ter sido o norte da minha vida. À minha irmã mais velha, Jaqueline, por seu exemplo de superação e amizade. À minha irmã mais nova, Juliana, por ser a razão dos meus sorrisos mais sinceros.

À minha namorada, Miélle, pelo amor, incentivo e compreensão na reta final do meu mestrado. Muito obrigado por tudo que fizeste por mim.

Ao meu orientador, Flaminio Levy Neto, porque, além de ter me orientado no Projeto de Iniciação Científica, no Projeto de Graduação e no Mestrado, é um homem de caráter exemplar.

Ao meu querido amigo Dalmo, que tanto me ajudou ao longo de todo o meu mestrado. Muito obrigado por todo apoio que me deste.

Aos professores Jorge Luiz de Almeida Ferreira, Lucival Malcher e Marcus Vinicius Girão de Moraes, por sempre me ajudarem em momentos de dúvida.

Ao Lucas Vicentin, pelo auxílio na confecção de várias gravuras presentes nesta dissertação.

Aos colegas da Universidade de Brasília, Adriano Possebon, Afonso Júnior, Braulio Pimenta, Carolina Burbano, Felipe Dias, Hugo Oliveira, Jaime Rojas, João Vitor Sahadi, Jhony Lopez, Luiz Cláudio, Marcus Sá, Matheus Oberg, Mauricio Martinez, Miguel Garcia, Paulo Herrera, Remy Badibanga, Taise Anicézio, Túlio Avelar, Tulio Humberto e Volker Francenstein. Agradeço pelos bons momentos vividos.

Aos meus amigos de longa data, Alysson Tinoco, Caio Moi, Diogo Sanders, Gabriel Carvalho, Gabriel Manso, Gabriela Andrade, Guilherme Alves, Guilherme Bernardes, Guilherme Stanzani, Lucas Maffia, Nayara de Moura, Priscilla Farias e Rafael Lourenço. Muito obrigado por estarem sempre comigo.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico pelo apoio financeiro durante o desenvolvimento deste trabalho.

Guilherme Vaz Ferreira

RESUMO

As projeções relativas à demanda global por energia elétrica apontam um crescimento muito elevado no consumo nas próximas décadas. Foi mostrado que esse consumo aumentará 93 % em 2040, comparado ao do ano de 2010. Atualmente, mais de 60 % da energia elétrica consumida provém de combustíveis fósseis, que são recursos limitados e altamente nocivos ao meio ambiente. Nesse contexto, a utilização de turbinas hidrocínéticas que operam com a correnteza dos rios é uma excelente opção, visto que as mesmas possuem grande previsibilidade e alta densidade de potência. O objetivo principal do presente trabalho é o projeto de uma pá compósita para ser utilizada em uma turbina hidrocínética de eixo horizontal capaz de gerar 500 kW de eletricidade com a correnteza do rio Tucuruí no estado do Pará. Essa turbina possui um rotor com 3 pás e diâmetro nominal de 10 m. Foram feitas análises de duas pás: a primeira fabricada com lâminas com reforço unidirecional pré-impregnadas de carbono/epóxi do tipo AS4/3501-6 e a segunda com a liga de alumínio 6061-T6. Os resultados foram obtidos utilizando-se o Ansys. Foram utilizados nós mestres e equações de restrição para a aplicação do carregamento hidrodinâmico. Os máximos índices de falha estabelecidos para as pás compósita e metálica foram, respectivamente, de: 0,5 segundo Tsai-Wu e 0,5 segundo von Mises. As massas obtidas para as pás compósita e metálica foram de 221,87 kg e 709,16 kg, respectivamente. As deflexões máximas na ponta da pá foram de 5,65 cm para a pá compósita e 2,45 cm para a pá metálica.

Palavras chave: Pá de turbina hidrocínética, Compósito, Método dos elementos finitos, Análise estrutural

ABSTRACT

The projections related to the global demand of electricity show a very high growth in consumption in the coming decades. It has been show that this consumption will increase by 93 % in 2040 compared to the one in 2010. Currently, more than 60 % of the energy consumed comes from fossil fuels, which are limited resources and highly harmful to the environment. In this context, the use of hydrokinetic turbines operating with the flow of the rivers is an excellent choice, as they have great predictability and high power density. The main objective of this work is the design of a composite blade to be used in a horizontal axis hydrokinetic which can generate 500 kW of electricity with Tucuruí's river flow in Pará state. This turbine has a rotor with three blades and a nominal diameter of 10 m. Two blades analyses were performed: the first one manufactured with carbon/epoxy unidirectional reinforced prepreg laminas type AS4/3501-6 and the second one made with 6061-T6 aluminum alloy. Results were obtained using ANSYS, reputed finite element analysis (FEA) software. Masters nodes and restrained equations were used to apply the hydrodynamic loading. The maximum failure index established for the composite and metallic blades were respectively 0.5 according to Tsai-Wu and 0.5 according to von Mises. The masses obtained for the composite and metallic blades were 221.87 kg and 709.16 kg, respectively. The maximum deflection at the blade tip were 5.65 cm for the composite blade and 2.45 cm to the metallic blade.

Keywords: Hydrokinetic turbine blade, Composite, Finite element method, Structural analysis

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	CONTEXTUALIZAÇÃO E MOTIVAÇÃO	1
1.2	ESTADO DA ARTE	5
1.3	DEFINIÇÃO DO PROBLEMA	7
1.4	OBJETIVOS DO PROJETO	7
1.5	APRESENTAÇÃO DO MANUSCRITO	7
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	9
2.1	TURBINAS HIDROcinÉTICAS	9
2.1.1	CONCEITOS BÁSICOS	9
2.1.2	HIDROFÓLIO	13
2.2	MATERIAIS COMPÓSITOS	16
2.2.1	CONCEITOS BÁSICOS	16
2.2.2	MATRIZ	18
2.2.3	REFORÇO	19
2.2.4	MICROMECHANICA	21
2.2.5	MACROMECHANICA	24
2.2.6	MACROMECHANICA DE PLACAS E CASCAS LAMINADAS	30
2.2.7	CRITÉRIO DE FALHA DE TSAI-WU	34
2.3	MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS	35
2.3.1	EQUILÍBRIO E TRABALHO VIRTUAL	36
2.3.2	PROCEDIMENTO GERAL	36
2.4	FLAMBAGEM LINEAR	39
2.5	TENSÃO EQUIVALENTE DE VON MISES	40
3	METODOLOGIA	42
3.1	TURBINA HIDROcinÉTICA - CONSIDERAÇÕES GERAIS	42
3.2	CARREGAMENTO HIDROdinÂMICO	43
3.3	PROCEDIMENTOS ADOTADOS NAS SIMULAÇÕES NUMÉRICAS EM ELEMENTOS FINITOS COM MATERIAL COMPÓSITO	46
3.3.1	MODELO GEOMÉTRICO	46
3.3.2	ELEMENTO DE CASCA ADOTADO	51
3.3.3	MATERIAL COMPÓSITO UTILIZADO NAS PÁS	52

3.3.4	CONDIÇÕES DE CONTORNO	53
3.3.5	CARREGAMENTOS.....	53
3.3.6	SISTEMA DE COORDENADAS DOS ELEMENTOS.....	57
3.3.7	CONVERGÊNCIA DA MALHA.....	59
3.3.8	PRÉ-SELEÇÃO DOS LAMINADOS	59
3.3.9	SELEÇÃO DOS LAMINADOS	60
3.3.10	PÓS-SELEÇÃO DOS LAMINADOS	61
3.4	PROCEDIMENTOS ADOTADOS NAS SIMULAÇÕES NUMÉRICAS EM ELEMENTOS FINITOS COM MATERIAL METÁLICO.....	62
3.4.1	MATERIAL METÁLICO UTILIZADO NAS PÁS.....	62
3.4.2	RESULTADOS DA PÁ METÁLICA	62
4	RESULTADOS OBTIDOS.....	64
4.1	INTRODUÇÃO	64
4.2	RESULTADOS OBTIDOS COM MATERIAL COMPÓSITO	64
4.3	RESULTADOS OBTIDOS COM MATERIAL METÁLICO.....	76
5	ANÁLISE DOS RESULTADOS E CONCLUSÕES	81
5.1	ANÁLISE DOS RESULTADOS.....	81
5.2	CONCLUSÕES	83
5.3	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	84
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	85

LISTA DE FIGURAS

1.1	Consumo mundial de energia em trilhões de kWh no período de 1990-2040. Adaptado de [1].	1
1.2	Consumo mundial de energia elétrica, em trilhões de kWh, no período de 1990-2040 por fonte energética. Adaptado de [1].	2
1.3	Quantidade de energia elétrica, em trilhões de kWh, no período de 2010-2040 produzida por fontes renováveis [1].	3
1.4	Densidades de potência para turbinas eólicas (a) e hidrocínéticas (b). Adaptado de [4].	4
2.1	Esquema simplificado de uma turbina hidrocínética. Adaptado de [2].	9
2.2	Exemplos de turbinas hidrocínéticas de eixo horizontal. Adaptado de [18].	10
2.3	Exemplos de turbinas hidrocínéticas de eixo vertical. Adaptado de [18].	11
2.4	Turbina eólica em escoamento livre. Adaptado de [19].	11
2.5	Representação do perfil de velocidade do escoamento de uma turbina sem e com difusor. Adaptado de [22].	12
2.6	Exemplos de difusores utilizados em turbinas de eixo vertical. Adaptado de [20].	12
2.7	Exemplos de difusores utilizados em turbinas de eixo horizontal. Adaptado de [20].	12
2.8	Terminologia utilizada em um hidrofólio. Adaptado de [23].	13
2.9	Distribuição de pressão em torno de um hidrofólio. Adaptado de [25].	14
2.10	Velocidades e forças em um hidrofólio. Adaptado de [23].	14
2.11	Forças normal e tangencial ao plano do rotor.	15
2.12	Estol em um hidrofólio. Adaptado de [23].	15
2.13	Desenho esquemático de um compósito reforçado com monofilamentos. Adaptado de [26].	17
2.14	Classificação hierárquica dos compósitos. Adaptado de [6].	17
2.15	Lâminas com reforço tipo: (a) unidirecional; (b) tecido bidirecional balanceado; (c) fibras picadas; e (d) manta contínua. Adaptado de [6].	18
2.16	Diferentes tipos de reforço. Adaptado de [27].	20
2.17	Rolo de pré-impregnado de carbono/epóxi da Nanolege Inc.	21
2.18	Direções principais 1 e 2 em uma lâmina compósita. Adaptado de [6].	22
2.19	Direção das fibras de uma lâminas em relação ao eixo X de uma peça: a) Fibras longitudinais alinhadas com X; e b)Fibras inclinadas de θ em relação a X. Adaptado de [6].	24

2.20	Laminado multidirecional com o seu sistema coordenado de referência. Adaptado de [27].....	25
2.21	Deformação assumida pela FSTD. Adaptado de [8].	31
2.22	Resultantes de tensões e momentos que atuam em uma placa ou elemento de casca: (a) forças por unidade de comprimento; (b) momentos por unidade de comprimento; e (c) definição das rotações ϕ da teoria de casca comparadas aos ângulos matemáticos θ . Adaptado de [8].....	33
2.23	Caminhos para a flambagem. Adaptado de [8].....	40
3.1	Pá obtida através do método descrito por [22]. Adaptado de [14].	42
3.2	Vista frontal e posterior da turbina hidrocínética idealizada [14].	43
3.3	Carregamento normal ao longo da pá.	44
3.4	Carregamento tangencial ao longo da pá.	44
3.5	Carregamento resultante ao longo da pá.....	44
3.6	Representação do rotor da turbina hidrocínética analisada.	45
3.7	Posições críticas da pá ao longo de uma rotação completa em torno do eixo Y positivo.	45
3.8	Figura geométrica utilizada nos perfis de transição.	46
3.9	Seções da pá descritas por <i>keypoints</i>	47
3.10	<i>Splines</i> ligando os <i>keypoints</i> das seções da pá.	47
3.11	Seções da pá descritas por 2 <i>splines</i> em cada uma.	48
3.12	Linhas guias para formação das áreas que compõem a casca da pá.	48
3.13	Áreas que formam a casca da pá.....	49
3.14	Conjunto composto por longarina e nervuras.....	49
3.15	Pá dividida em 2 partes: (a) extradorso separado do restante da pá e (b) pá sem o extradorso.....	50
3.16	Formas do elemento Shell281: (a) quadrilateral; e (b) triangular. Adaptado de [30]... ..	51
3.17	Pá engastada.	53
3.18	Distribuição dos nós mestres ao longo da pá.	54
3.19	Representação das conexões associadas às equações de restrição entre um nó mestre e seus respectivos nós escravos.	55
3.20	Carregamento hidrodinâmico aplicado sobre os nós mestres.....	55
3.21	Força centrífuga devida à rotação da pá.	56
3.22	Acelerações dos eixos: (a) 1 ^a posição; (b) 2 ^a posição; (c) 3 ^a posição; e (d) 4 ^a posição.	56
3.23	Orientação dos sistemas de coordenadas dos elementos na longarina.	58
3.24	Orientação dos sistemas de coordenadas dos elementos nas nervuras.	58
3.25	Orientação dos sistemas de coordenadas dos elementos na casca.....	58
3.26	Variação do ângulo de passo.	61
4.1	Convergência da malha na longarina.	65
4.2	Convergência da malha nas nervuras.	65
4.3	Convergência da malha na casca.	66
4.4	Índices de falha segundo Tsai-Wu encontrados na longarina na etapa de pré-seleção..	67
4.5	Índices de falha segundo Tsai-Wu encontrados nas nervuras na etapa de pré-seleção..	67

4.6	Índices de falha segundo Tsai-Wu encontrados na casca na etapa de pré-seleção.	68
4.7	Índices de falha na longarina ao final da etapa 3 da seleção dos laminados.	71
4.8	Índices de falha nas nervuras ao final da etapa 3 da seleção dos laminados.	71
4.9	Índices de falha na casca ao final da etapa 3 da seleção dos laminados.	72
4.10	Índices de falha na longarina ao final do processo de pós-seleção dos laminados.	72
4.11	Índices de falha nas nervuras ao final do processo de pós-seleção dos laminados.	73
4.12	Índices de falha na casca ao final do processo de pós-seleção dos laminados.	73
4.13	Deslocamento da pá compósita no eixo X.	74
4.14	Deslocamento da pá compósita no eixo Y.	74
4.15	Deslocamento da pá compósita no eixo Z.	74
4.16	Variação do ângulo de passo ao longo da pá compósita.	75
4.17	Resultante dos deslocamentos no 1º modo de flambagem linear da pá compósita.	75
4.18	Resultante dos deslocamentos no 2º modo de flambagem linear da pá compósita.	76
4.19	Tensões de von Mises na longarina da pá metálica.	76
4.20	Tensões de von Mises nas nervuras da pá metálica.	77
4.21	Tensões de von Mises na casca da pá metálica.	77
4.22	Deslocamento da pá metálica no eixo X.	78
4.23	Deslocamento da pá metálica no eixo Y.	78
4.24	Deslocamento da pá metálica no eixo Z.	78
4.25	Variação do ângulo de passo ao longo da pá metálica.	79
4.26	Resultante dos deslocamentos no 1º modo de flambagem linear da pá metálica.	79
4.27	Resultante dos deslocamentos no 2º modo de flambagem linear da pá metálica.	80

LISTA DE TABELAS

2.1	Propriedades de algumas resinas poliméricas. Adaptado de [27].	19
2.2	Propriedades de alguns reforços. Adaptado de [27].	21
3.1	Características gerais das lâminas pré-impregnadas de carbono/epóxi do tipo AS4/3501-6. Adaptado de [5].	52
3.2	Propriedades elásticas das lâminas pré-impregnadas de carbono/epóxi do tipo AS4/3501-6. Adaptado de [5].	52
3.3	Resistências mecânicas das lâminas pré-impregnadas de carbono/epóxi do tipo AS4/3501-6. Adaptado de [5].	53
3.4	Orientação das fibras dos laminados avaliados para construção dos componentes das pás.	60
3.5	Propriedades mecânicas da liga de alumínio AA6061-T6 envelhecida [15].	62
4.1	Relação entre o número de nós e o tamanho aproximado dos elementos em cada malha.	64
4.2	Resultados das 3 etapas da seleção dos laminados.	68
5.1	Tabela resumo dos componentes da pá compósita.	81
5.2	Tabela resumo dos componentes da pá metálica.	81
5.3	Tabela resumo dos resultados da pá compósita.	82
5.4	Tabela resumo dos resultados da pá metálica.	82

LISTA DE SÍMBOLOS

Turbina Hidrocinética

Símbolos Latinos

A	Área das pás do rotor	[m ²]
C_p	Coefficiente de potência	
F_D	Força de arrasto	[N]
F_L	Força de sustentação	[N]
F_N	Força normal	[N]
F_R	Força resultante	[N]
F_T	Força tangencial	[N]
M'	Torque	[N.m]
P	Potência mecânica extraída pela turbina	[W]
r	Posição ao longo da pá	[m]
T'	Força de empuxo	[N]
U	Velocidade linear	[m/s]
V	Velocidade do escoamento não perturbado	[m/s]
W	Velocidade relativa	[m/s]

Símbolos Gregos

α	Ângulo de ataque	[°]
θ	Ângulo de passo	[°]
ρ	Densidade	[kg/m ³]
ϕ	Ângulo de incidência	[°]
ω	Velocidade angular	[rpm]

Restante

Símbolos Latinos

A	Área	[m ²]
$[A]$	Matriz de rigidez extensional no plano do laminado	
a	Menor dimensão superficial	[m]
\underline{a}	Deslocamentos nodais	
$[B]$	Matriz de acoplamentos extensão-flexão	
$\underline{\underline{B}}$	Matriz de deformação	
$[C]$	Matriz de rigidez no sistema (X,Y,Z)	
$[C']$	Matriz de rigidez no sistema (1,2,3)	
$\underline{\underline{C}}$	Matriz constitutiva	
c	Coefficientes de acomplamento de Tsai-Wu	[m]
$[D]$	Matriz de rigidez à flexão e à torção	
E	Módulo de elasticidade	[GPa]
$[E]$	Matriz de rigidez ao cisalhamento intralaminar	
F	Resistência	[MPa]
f_i	Força de corpo por unidade de volume	[N/m ³]
G	Módulo de cisalhamento	[GPa]
I_F	Índice de falha	
\underline{K}	Matriz de rigidez global	
$\underline{\underline{K}}^e$	Matriz de rigidez do elemento	
M	Resultante de momento	[N.m/m]
N	Resultante de tensão	[N/m]
\underline{N}	Função de forma do elemento finito	
\underline{P}	Vetor de força global	
\underline{P}^e	Vetor de força do elemento	
$[Q']$	Matriz de rigidez reduzida para o estado plano de tensões	
$[R']$	Matriz de Reuter	
R	Razão de resistência	
r	Razão de aspecto	[m]
$[S]$	Matriz de compliância no sistema (X,Y,Z)	
$[S']$	Matriz de compliância no sistema (1,2,3)	
\underline{S}	Matriz de rigidez geométrica	
$[T]$	Matriz de transformação	
t	Espessura	[m]
T_g	Temperatura de transição vítrea	[°C]
t_i	Trações de superfície por unidade de área	[N/m ²]
V	Fração volumétrica	
v	Volume	[m ³]
z	Coordenada da superfície intermediária	[m]

Símbolos Gregos

γ	Deformação angular de engenharia	
ε	Deformação pura	
ϵ	Deformação de engenharia	
θ	Ângulo de inclinação das fibras em relação ao eixo X do laminado	[°]
κ	Curvatura	[1/m]
λ_i	i-ésimo autovalor	
ν	Coefficiente de Poisson	
ρ	Densidade	[g/cm ³]
σ	Tensão	[MPa]
σ_e	Tensão equivalente de von Mises	[MPa]
σ_Y	Tensão de escoamento do material	[MPa]
ψ_i	i-ésimo autovetor	

Subscritos

1	Direção 1 no sistema (1,2,3)
2	Direção 2 no sistema (1,2,3)
3	Direção 3 no sistema (1,2,3)
4	Plano (2,3) no sistema (1,2,3)
5	Plano (1,3) no sistema (1,2,3)
6	Plano (1,2) no sistema (1,2,3)
c	Compressão
t	Tração
x	Direção X no sistema (X,Y,Z)
xy	Plano XY no sistema (X,Y,Z)
xz	Plano XZ no sistema (X,Y,Z)
y	Direção Y no sistema (X,Y,Z)
yz	Plano YZ no sistema (X,Y,Z)
z	Direção Z no sistema (X,Y,Z)

Sobrescritos

- o Superfície intermediária

Siglas

AEF	Análise de Elementos Finitos
APDL	Ansys Parametric Design Language
BEM	Blade Element Momentum
CFD	Computational Fluid Dynamics
FEA	Finite Element Analyses
FSTD	First Order Shear Deformation
MEF	Método dos Elementos Finitos
MPRF	Material Plástico Reforçado com Fibras
NREL	National Renewable Energy Laboratory
NWTC	National Wind Technology Center
OCDE	Organização para a Cooperação e Desenvolvimento Econômico

Capítulo 1

Introdução

1.1 Contextualização e Motivação

O aumento expressivo e preocupante do consumo de energia elétrica pela humanidade deve-se, principalmente, ao rápido crescimento da população mundial e ao alto padrão de consumo das sociedades modernas. A Figura 1.1 apresenta o consumo mundial de energia em trilhões de kWh no período de 1990-2040 [1].

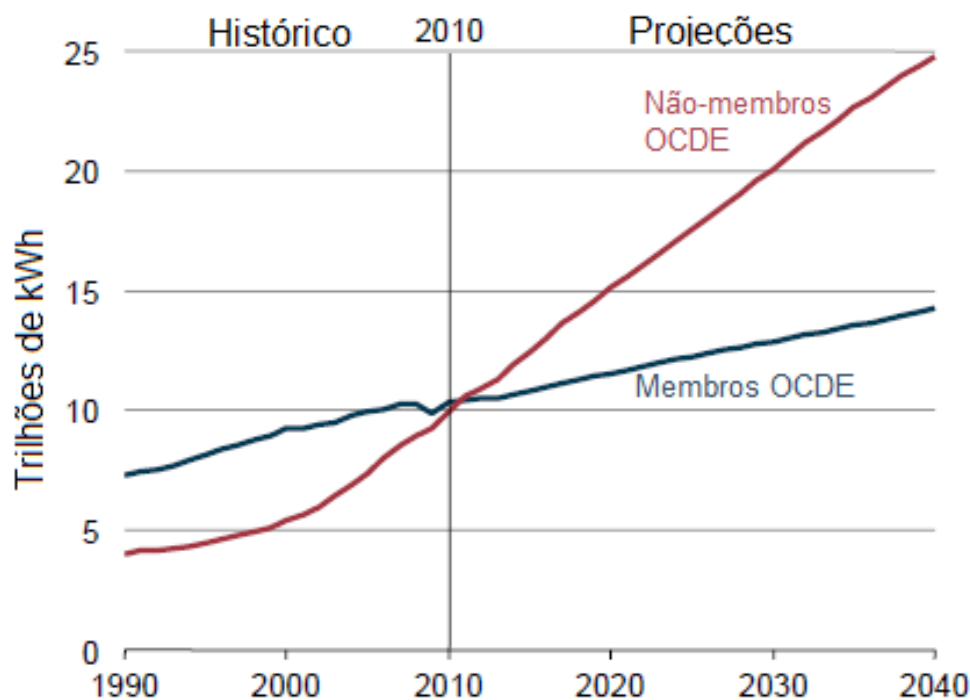


Figura 1.1: Consumo mundial de energia em trilhões de kWh no período de 1990-2040. Adaptado de [1].

As projeções apontam que o consumo de energia elétrica pelos países membros da Organização para a Cooperação e Desenvolvimento Econômico (OCDE) (por exemplo, Estados Unidos, Japão

e Alemanha) será superado pelo dos países não-membros da OCDE (Brasil, China e Índia, por exemplo) no ano de 2015, onde os consumos serão, respectivamente, de, aproximadamente, 10,8 e 12,5 trilhões de kWh. No ano de 2040, o consumo estimado para os países membros da OCDE será de 14,2 trilhões de kWh contra 24,8 kWh dos países não-membros (consumo, aproximadamente, 75% maior que o dos países membros). Sendo assim, o total de energia elétrica a ser utilizada no ano de 2040 será de 39 trilhões de kWh, o que representa um consumo 93% maior que o do ano de 2010 [1]. A Figura 1.2 mostra as fontes energéticas utilizadas e as perspectivas de utilização para o período de 1990-2040 [1].

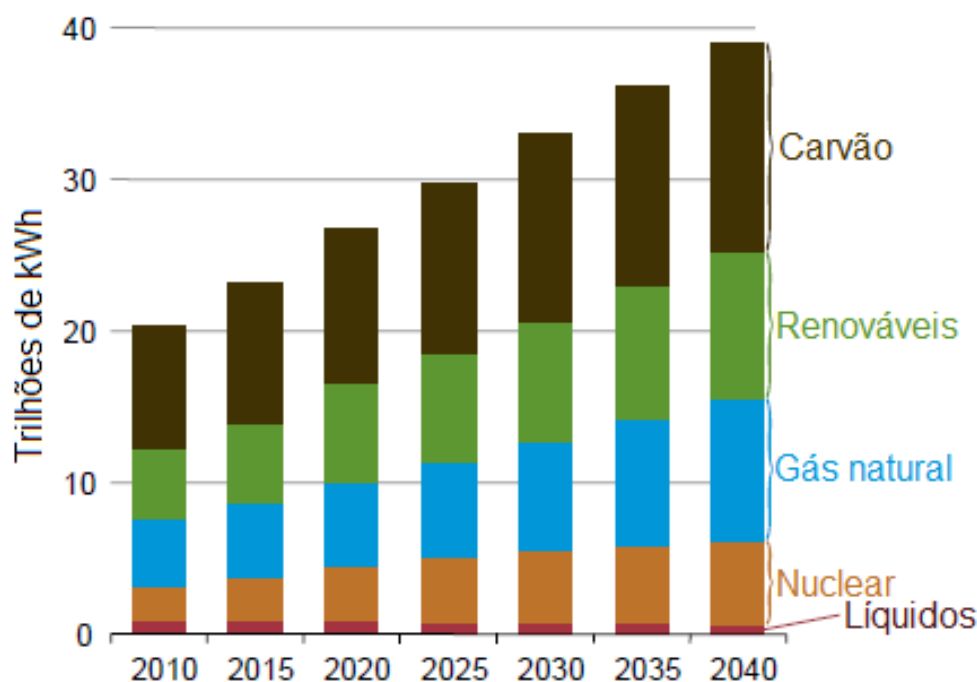


Figura 1.2: Consumo mundial de energia elétrica, em trilhões de kWh, no período de 1990-2040 por fonte energética. Adaptado de [1].

Atualmente, a maior parte da energia elétrica consumida no planeta provém dos combustíveis fósseis, principalmente do carvão e do gás natural (40% e 22% do total, respectivamente) [1]. No entanto, a reserva desses é limitada e os efeitos nocivos causados ao meio ambiente (por exemplo, efeito estufa, altas emissões de CO_2 e chuvas ácidas) pelo uso exagerado dos mesmos são irreversíveis com a atual tecnologia. Petróleo e biocombustíveis são exemplos de líquidos e são responsáveis por apenas 4,5% do total de energia consumida para gerar eletricidade no planeta [1].

As fontes renováveis de energia compõem um total de 20,8% da energia elétrica produzida no mundo [1]. Esse tipo de fonte se apresenta como uma alternativa às fontes derivadas de combustíveis fósseis e de energia nuclear [2]. Uma fonte de energia ideal é aquela que seja renovável e apresente um baixo impacto ambiental [3]. As projeções apontam que fontes renováveis serão responsáveis por 24,6% do total de energia elétrica produzida na Terra no ano de 2040. As principais fontes de energia renovável são: hidroelétrica, eólica, solar, biomassa e geotérmica. As projeções de produção de energia elétrica em trilhões de kWh por fontes de energia renováveis para o período de 2010-2040

são apresentadas na Figura 1.3 [1].

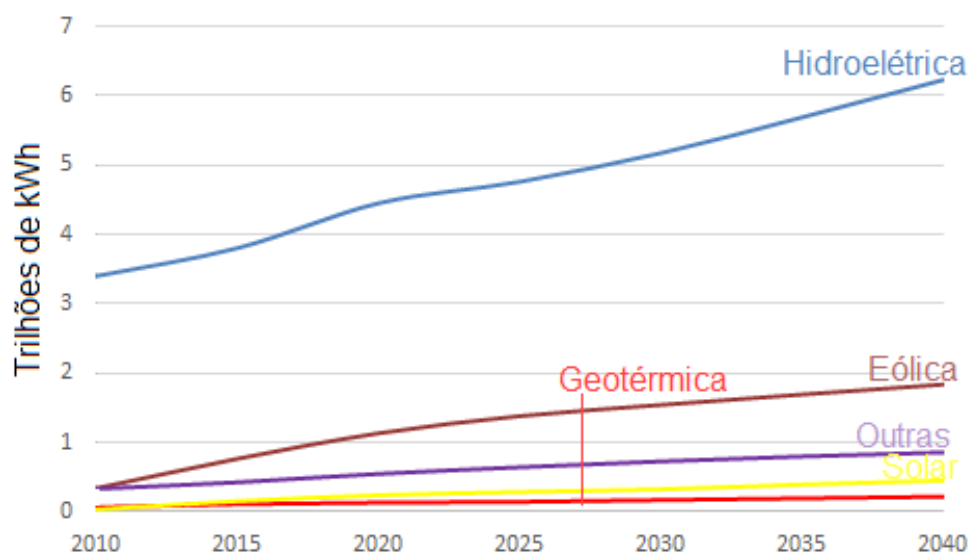


Figura 1.3: Quantidade de energia elétrica, em trilhões de kWh, no período de 2010-2040 produzida por fontes renováveis [1].

As fontes renováveis de origem hidráulica e eólica são as mais importantes nas projeções apresentadas pela Figura 1.3. Hoje em dia, essas fontes constituem as melhores opções dentre as renováveis [2]. As previsões apontam que a geração de energia elétrica proveniente fontes hídricas passará de 3,402 trilhões kWh em 2010 para 6,232 trilhões kW em 2040, ou seja, um aumento da ordem de 83%. Em se tratando da geração por meio de fontes eólicas, o consumo mais que quadruplicará (de 0,342 trilhões kWh em 2010 para 1,839 trilhões kWh em 2040).

Além da produção de energia elétrica utilizando-se usinas hidroelétricas e geradores eólicos, há atualmente outras fontes renováveis disponíveis. Existem 5 tipos principais de tecnologias energéticas de caráter marinho e hidrocinético: ondas do mar, maremotriz, corrente oceânica, térmica oceânica e hidrocinética de rio. Os métodos básicos para se aproveitar a energia hidráulica são: **i)** utilização da pressão hidrostática com o uso, por exemplo, de uma barragem para criar uma queda d'água e, **ii)** extração da energia cinética, por exemplo, dos rios sem a utilização de pressão. Para o último modelo, a equação que governa a conversão energética é dada por [4]:

$$P = \frac{1}{2}\rho AV^3 C_p \quad (1.1)$$

onde:

P = potência mecânica extraída pela turbina, W;

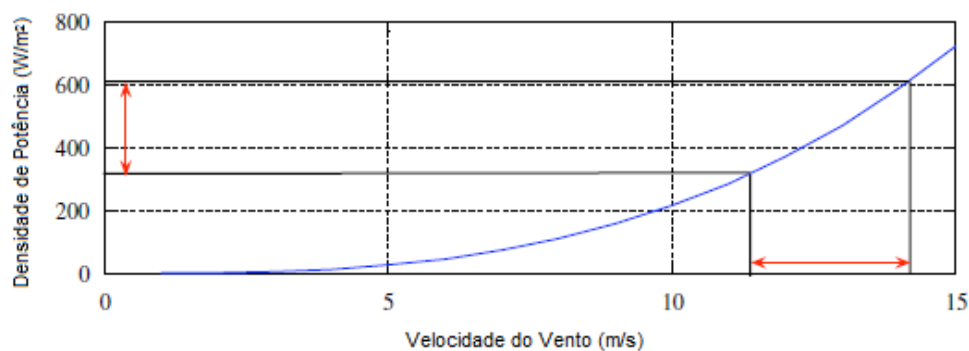
ρ = densidade do fluido, kg/m^3 ;

A = área das pás do rotor, m^2 ;

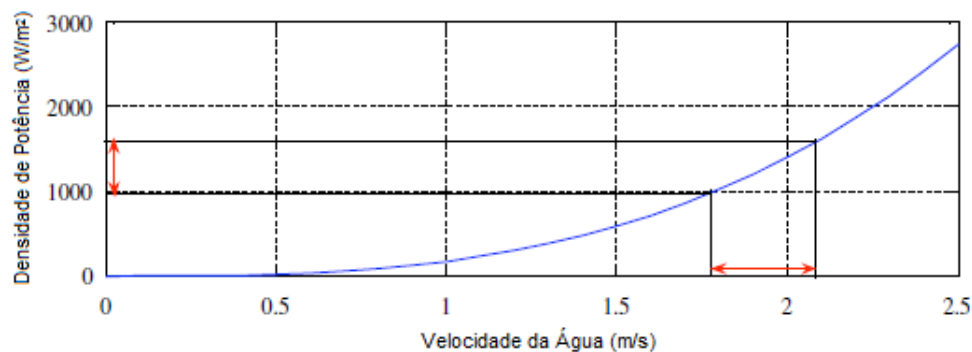
V = velocidade do fluido, m/s;

C_p = coeficiente de potência, que mede a eficiência da turbina.

Utilizando-se a equação 1.1, comparando-se turbinas de mesma dimensão e eficiência energética, levando-se em conta que densidade da água e do ar sejam, respectivamente, 1000 kg/m^3 e $1,223 \text{ kg/m}^3$ e sabendo-se que as turbinas hidrocinéticas operam, em média, a velocidades que variam de 1,75 a 2,25 m/s, bem como que as turbinas eólicas funcionam, em média, a velocidades na faixa de 11 a 13 m/s, pode-se concluir que as turbinas hidrocinéticas possuem maior capacidade de converter energia cinética em energia elétrica, em relação aos geradores eólicos. Define-se como densidade de potência a relação entre a potência e área das pás dos rotores [4]. A Figura 1.4 apresenta as densidades de potência para as turbinas eólicas (a) e hidrocinéticas (b) para diversas velocidades (as faixas médias de operação das mesmas encontram-se na região com a seta vermelha) [4].



(a) Densidade de potência para turbinas eólicas



(b) Densidade de potência para turbinas hidrocinéticas

Figura 1.4: Densidades de potência para turbinas eólicas (a) e hidrocinéticas (b). Adaptado de [4].

Além de possuírem alta densidade de potência, superior em relação aos geradores eólicos por um fator maior que dois, as turbinas hidrocinéticas apresentam as seguintes vantagens: **i)** fácil introdução em locais remotos que possuam rios circundantes, **ii)** baixo impacto ambiental (por exemplo, baixo nível de ruído, não emite CO_2 , não altera o curso do rio e pouco afeta o ecossistema), **iii)** tecnologia similar à utilizada nas turbinas eólicas, e **iv)** maior previsibilidade de disponibilidade, quando comparada às turbinas eólicas [4].

O dimensionamento das pás dos rotores de turbinas hidrocinéticas deve levar em conta os

aspectos hidrodinâmicos, estruturais e dinâmicos. A literatura acerca dos materiais utilizados na construção de pás para turbinas eólicas é muito vasta enquanto para as de turbinas hidrocinéticas é bem mais limitada, relativamente [5]. Para este tipo de pá, a seleção dos materiais a serem utilizados deve levar em conta, principalmente, os seguintes fatores: **i)** proteção contra corrosão, **ii)** impermeabilidade à água, **iii)** fluabilidade, **iv)** rigidez mecânica, e **v)** resistência à fadiga e ao impacto.

Os materiais compósitos estruturais são responsáveis por inúmeros avanços, por exemplo, nas indústrias aeronáutica, aeroespacial, petroquímica, naval, automobilística, da construção civil, da bioengenharia e de artigos esportivos [6]. Os compósitos consistem na combinação de duas ou mais fases distintas de materiais (metais, polímeros e cerâmicos, por exemplo) para formar, do ponto de vista macroscópico, uma unidade estrutural com elevados índices de resistência mecânica e rigidez por unidade de peso [7].

As fases presentes são chamadas de reforço e matriz. Normalmente, o reforço se encontra na forma de filamentos e possui melhores propriedades mecânicas. Já a matriz, na maior parcela das aplicações constituída por um polímero termofixo, é contínua e tem as seguintes funções: aglutinar, proteger e estabilizar a estrutura [6]. Por apresentarem altos índices de resistência e rigidez específicos, boa tenacidade à fratura e excelente resistência à corrosão, os compósitos estruturais poliméricos podem ser aplicados na construção de pás para turbinas hidrocinéticas [5].

O uso de materiais compósitos estruturais em aplicações complexas e de geometria intrincada, tal como no caso de pás para turbinas hidrocinéticas, requer um estudo bem detalhado acerca de todas as variáveis envolvidas no problema para que, ao final, estruturas seguras e economicamente viáveis possam ser construídas. Por isso, a utilização do Método dos Elementos Finitos (MEF) se apresenta como uma excelente ferramenta para a resolução de problemas complexos que envolvam o uso de materiais compósitos [8].

Vários fenômenos da engenharia são descritos por equações diferenciais parciais com determinadas condições de contorno e que são formuladas pelo uso da mecânica do contínuo. As soluções exatas dessas equações são de difícil obtenção e, por isso, vários métodos numéricos são utilizados para obtenção de soluções aproximadas das mesmas. Um dos métodos mais populares é o MEF, que, em termos básicos, aproxima o contínuo que possui infinitos graus de liberdade por um corpo discreto com finitos graus de liberdade. Assim, as equações diferenciais são reduzidas à equações lineares simultâneas que podem ser resolvidas numericamente [9].

1.2 Estado da Arte

Nicholls-Lee et al [10] publicou um artigo que discorre sobre as principais técnicas de otimização baseadas em simulações para turbinas hidrocinéticas de correntes marinhas, os benefícios e desvantagens de cada método. Foram discutidos os métodos do *Blade Element Momentum* (BEM), *Computational Fluid Dynamics* (CFD) e *Finite Element Analyses* (FEA) e, posteriormente, o acoplamento de tais técnicas. Por ter um enfoque de somente apresentar as técnicas possíveis de serem utilizadas na construção de uma pá para uso em turbina hidrocinética, esse artigo serve apenas

como ponto de partida para um projeto de análise estrutural desse tipo de pá.

O relatório publicado por Pierson [11] utiliza métodos comumente utilizados na indústria de turbinas eólicas para o projeto de uma pá para turbina hidrocínética de eixo horizontal com velocidade fixa e controle de estol. Inicialmente, é realizada uma análise nos aspectos hidrodinâmicos utilizando-se o código do *National Wind Technology Center* (NWTC) denominado WT_Perf, que é baseado no BEM. Foi necessário verificar se havia cavitação no modelo e também a utilização de um algoritmo genético para otimizar a pá do ponto de vista hidrodinâmico. Por fim, foi criado um código em Matlab que conseguia otimizar a espessura dos laminados compósitos com orientações pré determinadas em cada estação da pá através de uma análise de deformações bastante simplificada. O método utilizado pelo autor não é capaz de calcular, por exemplo, as tensões nas regiões concentradas e a deflexão da pá.

A dissertação de mestrado desenvolvida por Asseff [5] apresenta o projeto de uma pá de turbina hidrocínética movida pela correnteza oceânica segundo os aspectos hidrodinâmicos e estruturais. A análise hidrodinâmica foi realizada utilizando-se o BEM. Análises de tensão, deflexão e flambagem dos componentes da pá foram realizadas utilizando-se o método dos elementos finitos via *software* Ansys. A pá apresenta uma casca constituída de lâminas pré-impregnadas unidirecionais de carbono/epóxi, duas longarinas feitas com lâminas pré-impregnadas unidirecionais de vidro/epóxi e uma espuma de alta densidade de células fechadas, que preenche as regiões entre a casca e as longarinas, bem como impede a entrada de água no interior do componente. O manuscrito não apresenta nenhum estudo acerca da otimização da orientação das fibras das lâminas compósitas empregadas no projeto.

Bir at all [12] também apresenta o projeto de uma pá compósita de turbina hidrocínética movida com a correnteza oceânica. Foram realizadas duas análises: hidrodinâmica e estrutural. As duas análises foram efetuadas com o auxílio de códigos desenvolvidos pelos autores do artigo para o NWTC do National Renewable Energy Laboratory (NREL). Devido às simplificações assumidas, as análises estruturais realizadas possuíam apenas um caráter preliminar. A otimização nos laminados contemplou somente as espessuras de cada região analisada.

O principal objetivo da dissertação de mestrado escrita por [13] consiste no aprimoramento das análises e projetos estruturais do HARP_Opt, um código para o projeto e otimização de uma turbina de eixo horizontal desenvolvido pelo NREL. Modelos para o cálculo da deflexão e torção local da ponta da pá, de automatização do projeto de uma longarina quadrada e de previsão do vortex na ponta da pá foram criados. Algumas análises estruturais foram efetuadas utilizando-se *softwares* comerciais de elementos finitos para validar alguns dos modelos desenvolvidos, os erros encontrados não superaram 10 %. Por fim, os métodos de projeto e análise foram aplicados a um projeto de uma turbina com potência de 500 kW com duas pás.

O artigo publicado por Costa et al [14] apresenta uma análise estrutural linear elástica utilizando-se o método dos elementos finitos via Ansys de uma pá para turbina hidrocínética movida com a correnteza do rio Tucuruí de eixo horizontal com diâmetro nominal de 10 m e potência de 500 kW. Foram criados 4 modelos: duas pás sólidas, fabricadas em **i**) liga de alumínio 6061-T6, e **ii**) aço inoxidável 304; bem como duas pás ocas (com cascas, longarinas e nervuras), fabricadas em **iii**)

liga de alumínio AA6061-T6, e **iv**) aço inoxidável 304. Foram comparadas as tensões e deflexões de cada um dos modelos.

Dentre as opções de materiais estruturais para fabricar-se pás de turbinas hidrocínéticas, apesar do relativo baixo custo e elevada rigidez, os aços ao carbono são excluídos devido à baixa resistência à corrosão em meio aquoso e alta densidade [15]. Por serem mais leves e terem uma resistência à corrosão relativamente melhor, as ligas de alumínio são bons candidatos para este tipo de aplicação, principalmente em turbinas que não apresentam cavitação em serviço [14]. Em particular, a liga Al-Mg-Si (AA6061-T6) possui uma elevada tensão de escoamento e uma relação rigidez/peso comparável à dos aços estruturais. Ela tem uma rigidez cerca de 3 vezes menor que os aços, mas também é cerca de 3 vezes mais leve. Já os compósitos de carbono/epóxi são imunes à corrosão, apresentam uma resistência mecânica mais elevada em relação à liga AA6061-T6 e, adicionalmente, tem relação rigidez/peso mais favorável [11]. Um desempenho ainda superior poderia ser obtido usando-se a liga Ti6Al4V. Entretanto, esta liga é bem mais cara que um compósito tipo carbono/epóxi [15]. Neste contexto, considerando-se desempenho e custo, dois candidatos bem atrativos para uso em pás de turbinas hidrocínéticas são a liga AA6016-T6 e laminados tipo carbono/epóxi. E, na eventualidade de haver cavitação, uma liga de aço inoxidável.

1.3 Definição do Problema

Projetar, modelar numericamente e realizar a análise de tensões de uma pá compósita reforçada com fibras contínuas de carbono e matriz de resina epóxi, para uso em uma turbina hidrocínética de eixo horizontal com capacidade de gerar 500 kW de eletricidade e que poderá operar com a correnteza do rio Tucuruí no estado do Pará. O rotor dessa turbina apresenta 3 pás e possui diâmetro nominal de 10 m. Bem como compará-la com uma pá equivalente de liga AA6061-T6.

1.4 Objetivos do Projeto

Os objetivos dessa dissertação são: **i**) especificar o material compósito laminado tipo carbono/epóxi a ser utilizado na construção da pá e comparar o seu desempenho com o de uma liga Al-Mg-Si estrutural (AA6061-T6), dimensionada para uso em uma turbina hidrocínética de mesma potência e diâmetro; **ii**) conceber o modelo numérico, bem como determinar as condições de contorno do problema e os carregamentos mecânicos que solicitam a pá durante sua operação; **iii**) implementar o modelo utilizando o software Ansys; e **iv**) obter uma pá otimizada segundo os critérios de resistência mecânica e rigidez adotados na metodologia, levando em conta, principalmente, a orientação das fibras em relação à direção longitudinal da pá.

1.5 Apresentação do Manuscrito

O capítulo 1 apresenta a contextualização, estado da arte, a definição do problema e os objetivos do trabalho. No capítulo 2 é feita uma revisão acerca dos temas mais importantes a serem abor-

dados no estudo. Em seguida, o capítulo 3 descreve a metodologia empregada no desenvolvimento do projeto. Os resultados são apresentados no capítulo 4, seguido das análises dos resultados, conclusões e sugestões para trabalhos futuros no capítulo 5.

Capítulo 2

Revisão Bibliográfica

2.1 Turbinas Hidrocinéticas

2.1.1 Conceitos Básicos

As turbinas hidrocinéticas utilizam-se apenas da energia cinética do fluxo da água para poder mover o gerador, diferentemente das tradicionais turbinas hidráulicas que convertem a energia potencial em energia elétrica com o uso, por exemplo, de barragens. Como o curso dos rios ou oceanos onde esse tipo de turbina opera não é alterado, não são necessários altos investimentos em infraestrutura para instalação desse tipo de turbina. Um esquema simplificado de uma turbina hidrocinética é apresentado na figura 2.1.

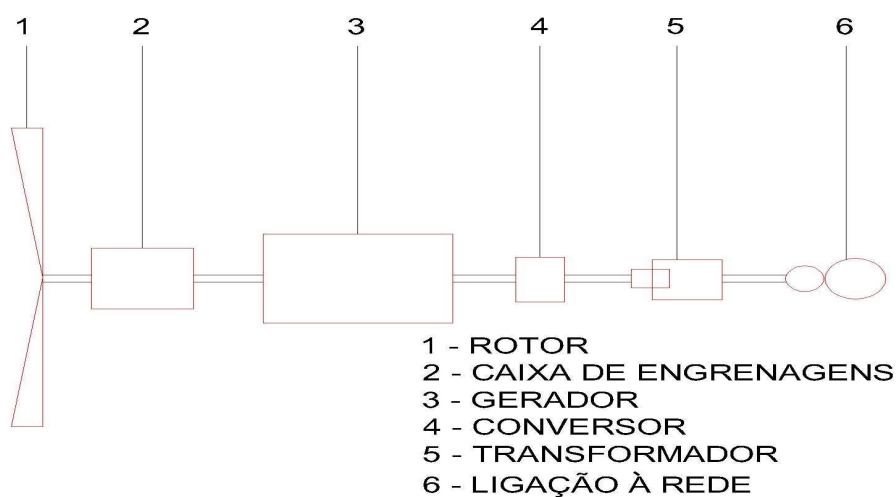


Figura 2.1: Esquema simplificado de uma turbina hidrocinética. Adaptado de [2].

Turbinas hidrocinéticas operam utilizando vários princípios semelhantes aos das turbinas eólicas, tais como o de Bernoulli. E, por isso, compartilham de filosofias de projeto similares, por exemplo a que estima o máximo coeficiente de potência de Betz [4]. Como a densidade da água é

maior que a do ar por um fator maior que 800 e sabendo-se que a as velocidade típicas de operação de turbinas hidrocínéticas tendem a ser uma ordem de magnitude menor que as de turbinas eólicas (ver Figura 1.4), pode-se observar que os números de Reynolds envolvidos são semelhantes. Sendo assim, os dados experimentais de aerofólios podem ser utilizados na construção de pás hidrocínéticas. Além disso, as técnicas de fluido incompressíveis utilizadas em turbinas eólicas também podem ser utilizadas nas hidrocínéticas. Diferentemente das pás eólicas, as pás que operam em meio aquático devem ser projetadas para evitar a cavitação (condição na qual baixas pressões no hidrofólio podem causar a vaporização local da água causando um desgaste acelerado e o aumento da incerteza da carga) [11].

O melhor desempenho e a mais alta produção de energia com o uso de turbinas hidrocínéticas é alcançado a partir de um escoamento linear de água em altas velocidades [16]. As características, tanto sazonais como diárias, do fluxo de um rio possuem uma variação estocástica e o ponto de instalação da mesma deve ser bem planejado. Um aspecto positivo do fluxo dos rios é que eles são unidirecionais, o que dispensa a necessidade de um mecanismo de guinada para os rotores desses tipos de turbinas [17].

As turbinas hidrocínéticas podem ser caracterizadas de acordo com a orientação dos seus eixos de rotação em relação à direção do fluxo da água: são chamadas de turbinas de eixo horizontal (ou turbinas axiais), quando o eixo de rotação encontra-se paralelo ao fluxo da água, e turbinas de eixo vertical (ou turbinas verticais), quando o fluxo de água está perpendicular ao eixo de rotação. Exemplos de turbinas de eixo horizontal e de eixo vertical são apresentados, respectivamente, nas Figuras 2.2 e 2.3

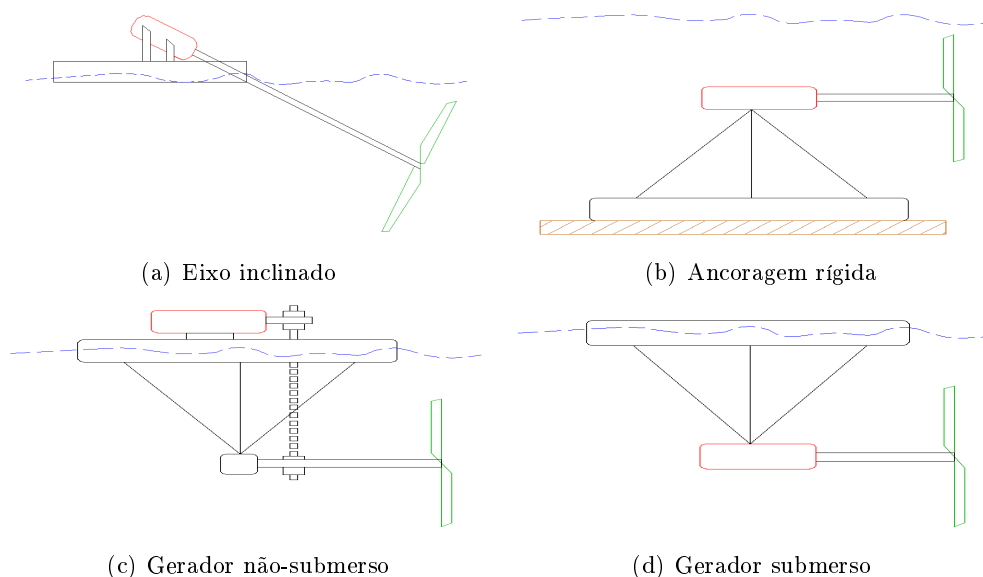


Figura 2.2: Exemplos de turbinas hidrocínéticas de eixo horizontal. Adaptado de [18].

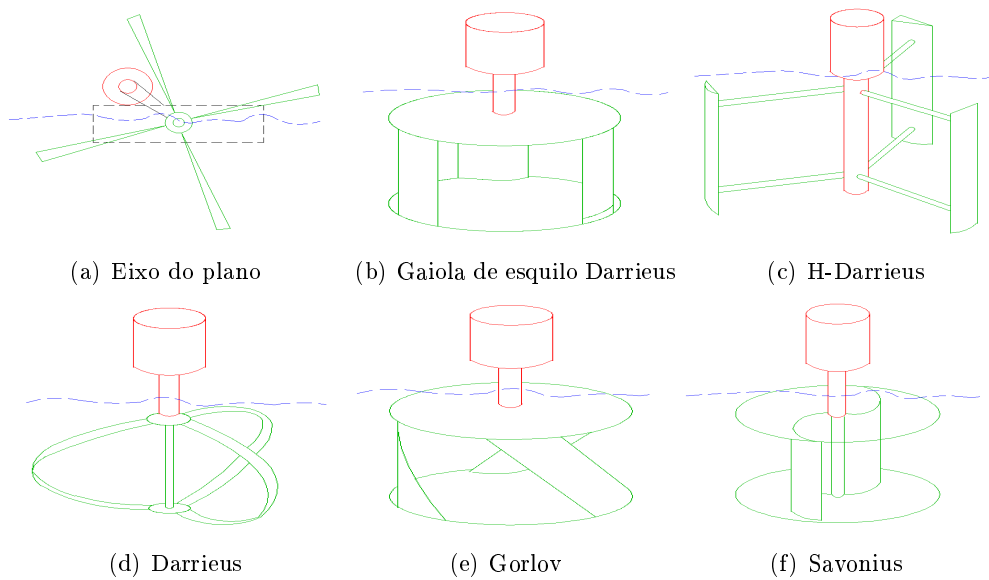


Figura 2.3: Exemplos de turbinas hidrocínéticas de eixo vertical. Adaptado de [18].

Albert Betz demonstrou que a quantidade máxima de energia que uma turbina eólica em escoamento livre (ver Figura 2.4) pode converter em trabalho é de, aproximadamente, 59,26 %. A teoria elaborada por Betz, mesmo que tenha sido utilizada inicialmente para turbinas que operam no ar, pode ser aplicada a turbinas que operem em qualquer fluido newtoniano. O resultado encontrado por Betz é chamado de limite de Betz e representa o maior valor possível para o coeficiente de potência (C_p) apresentado na equação 1.1 para uma turbina hidrocínética de fluxo livre.

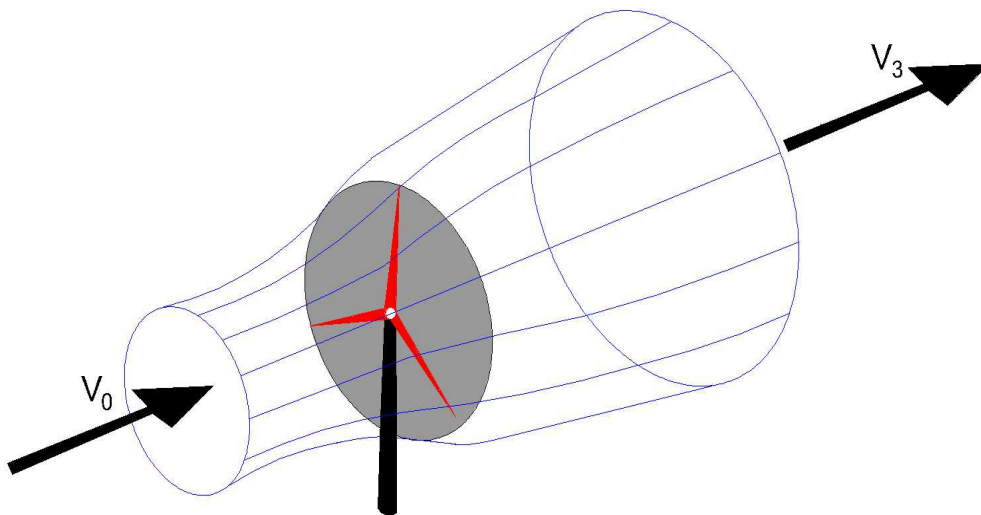


Figura 2.4: Turbina eólica em escoamento livre. Adaptado de [19].

A presença de um difusor, definindo uma superfície axissimétrica em relação ao eixo de rotação da turbina, induz uma pressão sub-atmosférica dentro uma área restrita e, assim, consegue aumentar a velocidade do escoamento. O rotor de uma turbina posicionada dentro de um difusor

experimentará uma velocidade maior que se estivesse em fluxo livre [20]. A Figura 2.5 apresenta, de forma esquemática, o perfil de velocidade de uma turbina sem e com difusor. O aumento de velocidade experimentado pelo rotor devido à presença do difusor aumenta o coeficiente de potência de uma turbina de tal modo que, em boa parte dos casos, o limite de Betz é excedido. Dadas as mesmas condições de operação, uma turbina com difusor poderá fornecer a mesma quantidade de potência de saída de uma turbina sem difusor apresentado um tamanho menor que o desta. A redução da dimensão das partes móveis simplifica o projeto e reduz os custos iniciais de uma unidade [21]. Os tipos de difusores mais comumente encontrados em turbinas hidrocínéticas de eixo vertical e de eixo horizontal são apresentados, respectivamente, nas Figuras 2.6 e 2.7.

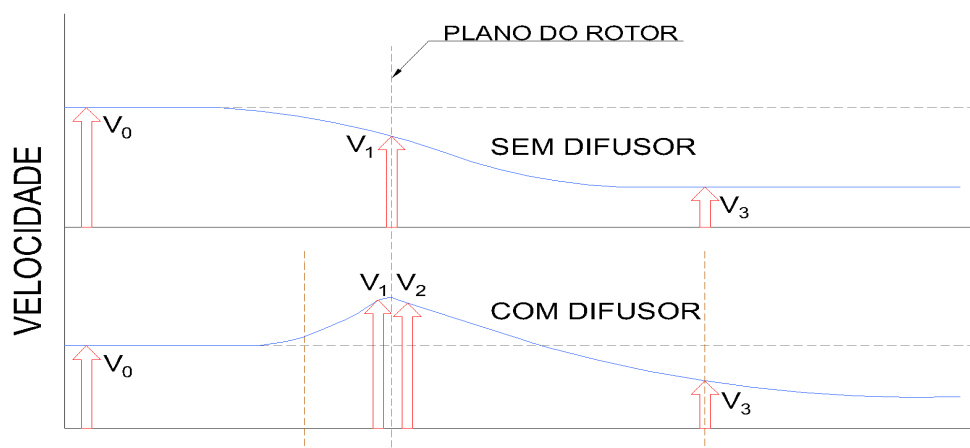


Figura 2.5: Representação do perfil de velocidade do escoamento de uma turbina sem e com difusor. Adaptado de [22].

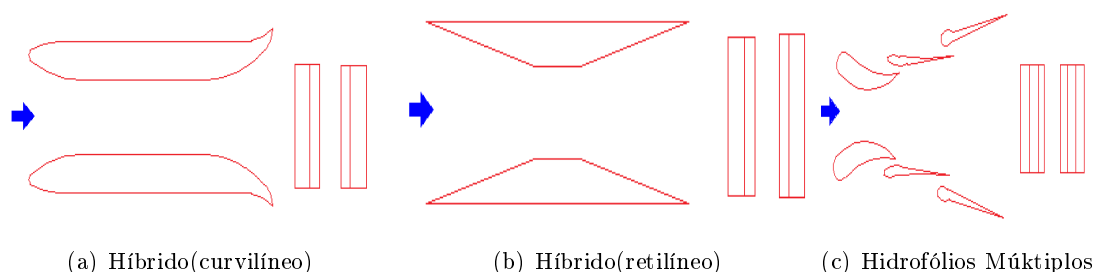


Figura 2.6: Exemplos de difusores utilizados em turbinas de eixo vertical. Adaptado de [20].

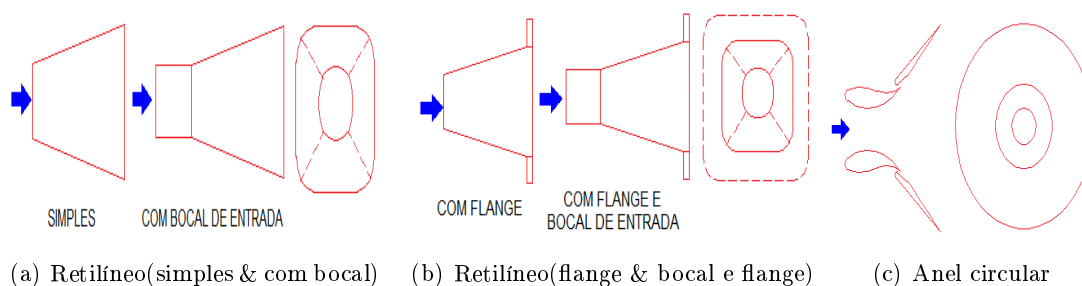


Figura 2.7: Exemplos de difusores utilizados em turbinas de eixo horizontal. Adaptado de [20].

2.1.2 Hidrofólio

A seção transversal de uma pá de turbina hidrocínética tem o formato de um hidrofólio. O bordo de ataque encontra-se na parte anterior de um hidrofólio e é geralmente arredondado enquanto o bordo de fuga é encontrado na parte posterior e possui, normalmente, formato afilado ou levemente curvo. A linha de corda, também chamada simplesmente de corda, é a linha que une o bordo de ataque ao bordo de fuga. A linha de camber (também chamada de linha média, linha de arqueamento médio e linha de curvatura média) divide, de forma equidistante, a superfície superior (extradorso) e a superfície inferior (intradorso). O ângulo definido entre a linha de corda e a velocidade relativa (W) é chamado de ângulo de ataque (α). A terminologia utilizada em um hidrofólio pode ser observada na Figura 2.8.

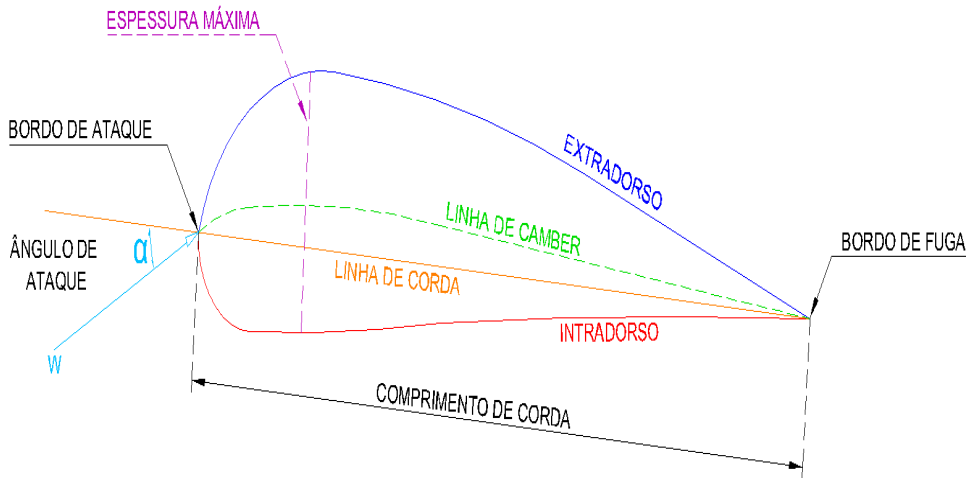


Figura 2.8: Terminologia utilizada em um hidrofólio. Adaptado de [23].

O escoamento em torno de um hidrofólio é dividido em duas regiões distintas. A velocidade do fluxo aumenta ao longo do extradorso, resultando assim em uma região de menor pressão em relação à região do intradorso. De acordo com o princípio de Bernoulli, se a velocidade de uma partícula de fluido aumenta, enquanto ela escoar ao longo de uma linha de corrente, a pressão dinâmica aumenta e a pressão estática diminui [24]. A distribuição de pressão devido ao escoamento em torno de um hidrofólio é apresentada na Figura 2.9.

A velocidade linear do hidrofólio é dada por U e é igual a ωr , em que ω é velocidade angular e r é a posição ao longo da pá. V é a velocidade do escoamento não perturbado e W é a velocidade relativa. A diferença de pressão encontrada entre as superfícies do hidrofólio devida ao escoamento geram a força de sustentação (em inglês - lift force), F_L , que é perpendicular ao fluxo relativo. O arrasto entre o escoamento e o hidrofólio é a principal razão para o surgimento da força de arrasto (em inglês - drag force), F_D , que é paralela ao fluxo. As forças de sustentação e arrasto são linearmente dependentes do ângulo de ataque, α . A força de empuxo, T' , é perpendicular à velocidade linear do hidrofólio. O torque, M' , atua na linha de corda à uma distância de um quarto do comprimento de corda do bordo de ataque e é paralelo à velocidade linear da pá [23].

As variáveis θ e ϕ são chamadas de ângulo de passo e ângulo de incidência, respectivamente. A figura 2.10 apresenta as velocidades e forças em um hidrofólio.

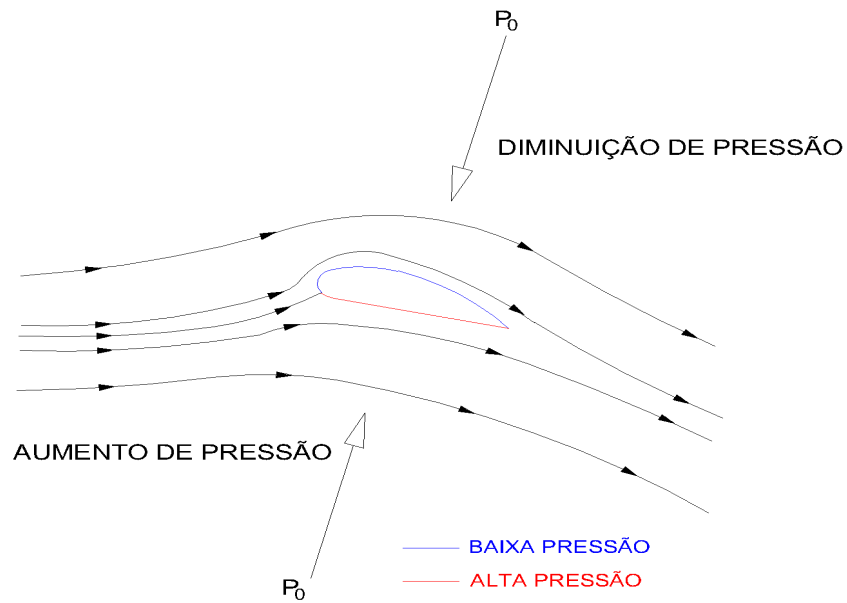


Figura 2.9: Distribuição de pressão em torno de um hidrofólio. Adaptado de [25].

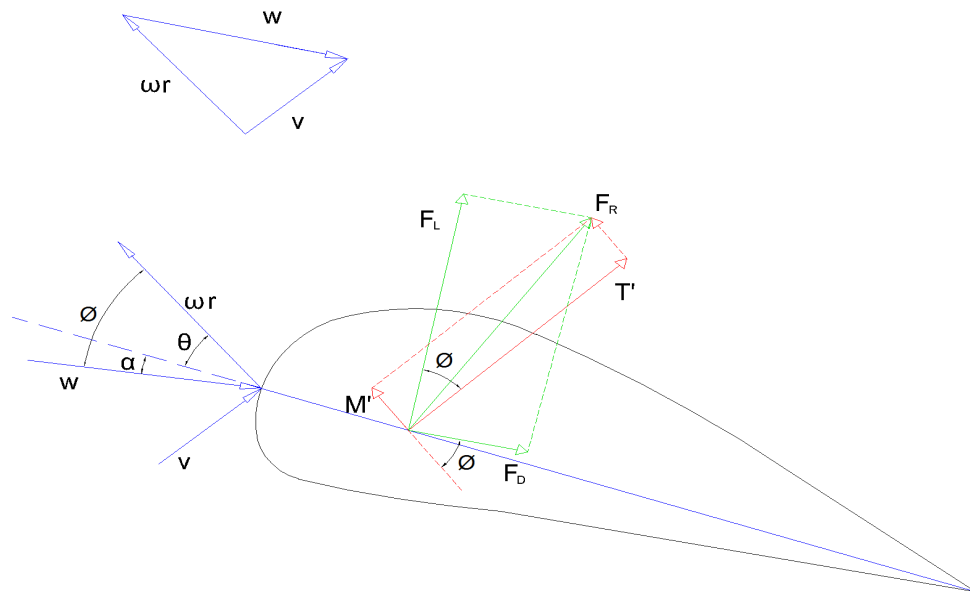


Figura 2.10: Velocidades e forças em um hidrofólio. Adaptado de [23].

As forças normal e tangencial ao plano do rotor são apresentadas na figura 2.11. Para se calcular os valores da força normal (F_N) e da força tangencial (F_T) deve-se utilizar, respectivamente, as equações 2.1 e 2.2.

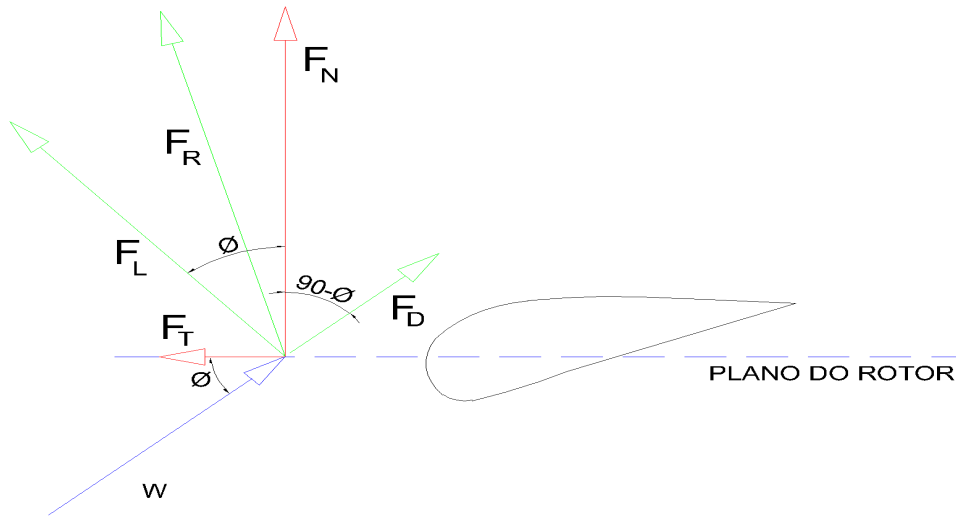


Figura 2.11: Forças normal e tangencial ao plano do rotor.

$$F_N = F_L \cos \phi + F_D \sin \phi \quad (2.1)$$

$$F_T = F_L \sin \phi - F_D \cos \phi \quad (2.2)$$

Quando o ângulo de ataque de um hidrofólio é muito alto, ocorre um fenômeno chamado estol (em inglês - stall). Esse evento se caracteriza pela separação do escoamento da superfície do hidrofólio, por possuir o bordo de fuga como ponto de partida do fenômeno e pelas linhas de corrente que, na região estolada, não seguem o hidrofólio. O estol, por exemplo, causa turbulência, esteira, baixa velocidade e perda de sustentação no hidrofólio [23]. A figura 2.12 apresenta esse fenômeno.

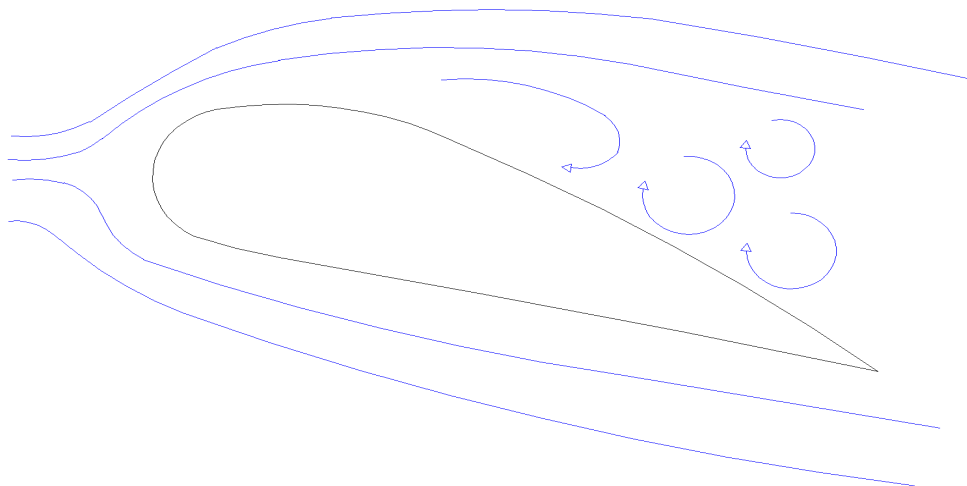


Figura 2.12: Estol em um hidrofólio. Adaptado de [23].

Os componentes de uma turbina hidrocínética são projetados para operarem em uma velocidade nominal determinada. Caso essa seja excedida, os componentes poderão ter sua vida útil comprometida. Visando proteger a turbina e submeter o gerador a operar em regime de máxima eficiência, as pás de turbinas hidrocínéticas normalmente são concebidas para, de forma passiva (sem variação da velocidade do rotor ou ajuste de passo da pá), estolarem quando a velocidade de operação exceder a nominal, fazendo com que o coeficiente de sustentação caia e a rotação da turbina se mantenha próxima à do regime nominal de operação. Para turbinas hidrocínéticas, esse tipo de controle passivo tem o potencial para ser mais confiável e de menor custo em relação aos outros sistemas (velocidade e passo variáveis, por exemplo), devido à ausência de mecanismos de controle adicionais e menor quantidade de peças móveis [11].

2.2 Materiais Compósitos

Cerca de meio século após a sua introdução comercial, os materiais compósitos são amplamente utilizados em diversos setores da indústria. Aplicações tais como as aeroespaciais, automotivas, biomédicas, pás de turbinas eólicas, *retrofit* de pontes rodoviárias e muitas outras exigem projetos que garantam uma operação eficiente, segura, competitiva e confiável, por 20 anos ou mais. O uso desse tipo de material permite ao projetista obter praticamente quaisquer propriedades (rigidez, resistência mecânica, inércia química e condutividade térmica, por exemplo) selecionando-se os materiais constitutivos, suas proporções, arranjo geométrico, e assim por diante [8].

2.2.1 Conceitos Básicos

A característica básica dos compósitos é combinar, a nível macroscópico, pelo menos, duas fases distintas denominadas de matriz e reforço [6]. O reforço é a fase descontínua e, normalmente, mais resistente mecanicamente. A matriz, por outro lado, é a fase aglutinadora e, comumente, menos resistente. Em muitos casos, a combinação de materiais diferentes para criar materiais compósitos possibilita o surgimento de efeitos sinérgicos, os quais, via de regra, nenhum de seus constituintes possui isoladamente [6]. A figura 2.13 apresenta um desenho esquemático de um compósito reforçado com monofilamentos.

Quando possuem reforços contínuos, os compósitos apresentam ótimo desempenho estrutural, no que diz respeito a rigidez e resistência específica (resistência por unidade de massa). Além de serem resistentes a vários tipos de corrosão, esses materiais também são bem mais leves que as ligas metálicas estruturais de resistência mecânica comparável (por fatores superiores a até 4 vezes) [6].

Os materiais compósitos podem ser divididos em naturais e sintéticos. Como exemplo de compósitos naturais, pode-se citar alguns ossos de mamíferos que são constituídos de camadas orientadas de fibrilas de colágeno embebidas em uma matriz de fosfato de proteína e cálcio [7]. A divisão dos compósitos sintéticos é dada de acordo com o tipo e o arranjo dos reforços. Esse tipo de material pode ser reforçado com fibras ou partículas. As fibras podem ser dispostas em feixes paralelos entre si, de modo a formar e orientar o reforço em multidireções, multicamadas ou na

forma de camadas isoladas ou lâminas. Uma proposta de classificação hierárquica dos compósitos é apresentada na figura 2.14.

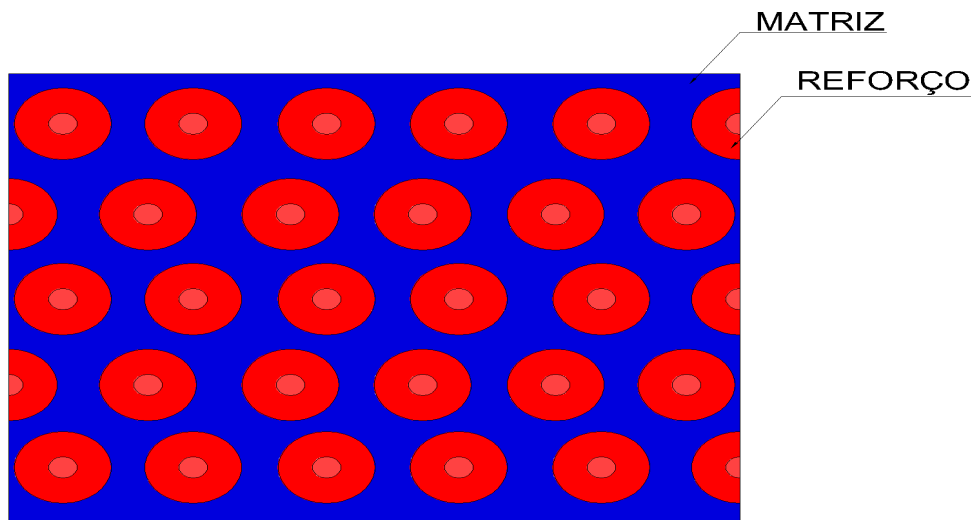


Figura 2.13: Desenho esquemático de um compósito reforçado com monofilamentos. Adaptado de [26].

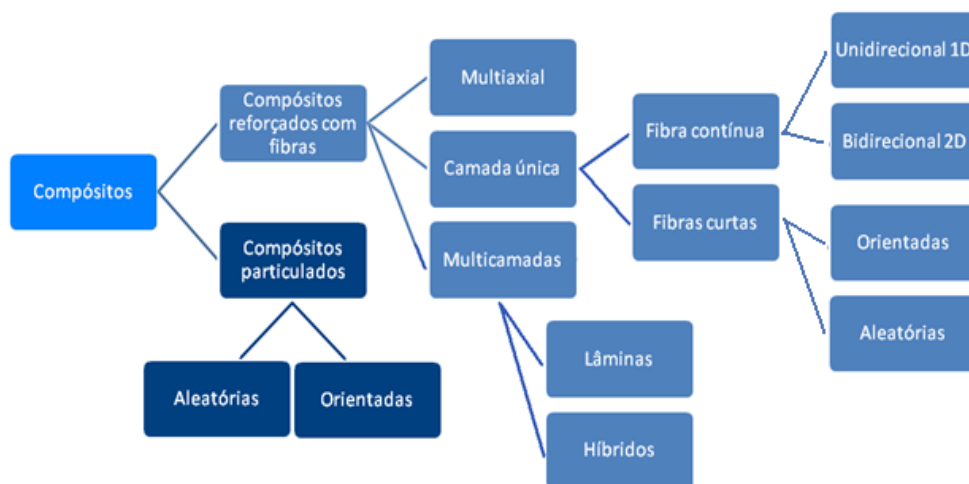


Figura 2.14: Classificação hierárquica dos compósitos. Adaptado de [6].

Os reforços empregados proporcionam formas de atuação diferentes para os compósitos. Para aplicações de baixo e médio desempenho, são empregados, normalmente, reforços na forma de partículas ou fibras curtas, que proporcionam alguma rigidez, mas com baixa resistência mecânica. Para esses casos, a matriz é a maior responsável pelas propriedades mecânicas do composto [26]. Para aplicações de alto desempenho, são empregadas fibras contínuas, que garantem melhor resistência mecânica e rigidez na direção em que as mesmas estão dispostas [27].

Em se tratando de compósitos fabricados com fibras contínuas, os mesmos podem apresentar

reforço unidirecional ou reforço bidirecional (tecidos). Estes materiais apresentam, em cada camada, uma fase de reforço que possui uma orientação preferencial [6]. Diversos tipos diferentes de lâminas são mostradas na figura 2.15.

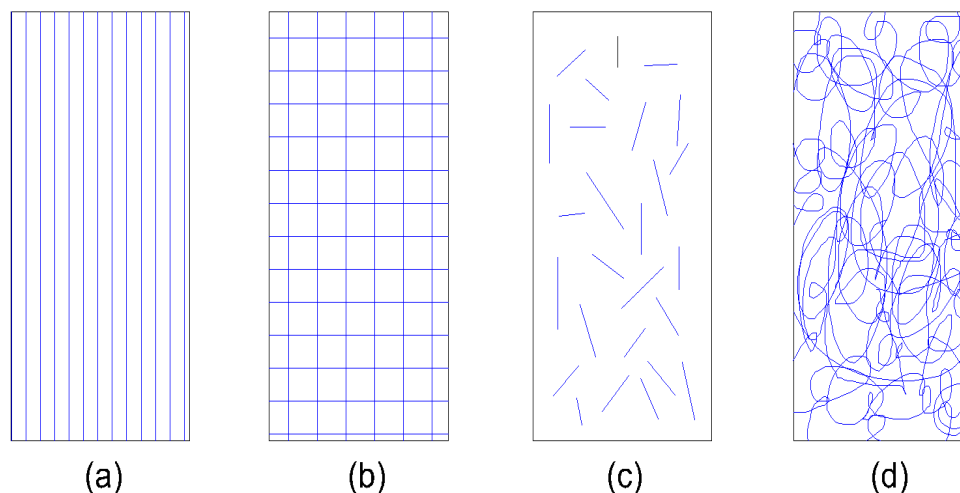


Figura 2.15: Lâminas com reforço tipo: (a) unidirecional; (b) tecido bidirecional balanceado; (c) fibras picadas; e (d) manta contínua. Adaptado de [6].

2.2.2 Matriz

Em um material compósito reforçado com fibras, a matriz une as fibras criando uma estrutura coesa e também serve como meio no qual as tensões externas se distribuem e são transmitidas às fibras. As matrizes ainda protegem as fibras contra danos superficiais e contribuem ainda, por exemplo, com as seguintes propriedades: tenacidade, ductibilidade e isolamento elétrico [7].

As matrizes mais utilizadas na confecção de compósitos estruturais são as de polímeros termorrígidos como, por exemplo, as resinas epóxi, poliéster e fenólicas. Há décadas, as indústrias vêm desenvolvendo processos para a utilização desses tipos de polímeros. No entanto, várias pesquisas vem sendo desenvolvidas com o objetivo de aumentar o uso das matrizes termoplásticas (poliéter-éter, cetona, PEEK, polímidas, etc.), metálicas (alumínio, magnésio, titânio, etc.), cerâmicas (carbeto de silício, mulita, etc.) e o concreto [6].

Mesmo possuindo maior custo, as resinas epóxi são as matrizes mais utilizadas comercialmente dentre os polímeros termorrígidos, pois, normalmente, apresentam, quando comparada às demais, melhores propriedades mecânicas e maiores resistências ao calor e umidade. Tanto para os polímeros termorrígidos como para os termoplásticos, as maiores restrições no uso desses materiais são: baixo limite de temperatura em que podem operar (100 a 300 °C) e baixa tenacidade à fratura (0,1-5 kJ/m²) [6].

As matrizes termorrígidas apresentam um processo de polimerização chamado de cura, onde a formação de uma rede molecular com ligações covalentes cruzadas é formada. Ao final do processo, o material passa de um estado borrachoso para um estado vítreo [6]. A reação depende da utilização

de um catalisador, também denominado como endurecedor. Propriedades como, por exemplo, temperatura de transição vítrea, tempo de gel, módulo de elasticidade e resistência mecânica de uma resina curada são influenciadas pela relação estequiométrica entre epóxi e endurecedor. [6].

Existem dois tipos básicos de cura de um material termorrígido (ou termofixo). O primeiro tipo é chamado de cura a frio, que é quando as unidades monoméricas demandam um tempo relativamente bem maior para transformarem-se em macromoléculas (superior a uma dezena de horas) e, por isso, apresentam menores densidades de ligações covalentes cruzadas, e, assim, uma temperatura de transição vítrea baixa. Já o processo de cura a quente apresenta uma polimerização bem mais rápida das unidades monoméricas iniciais e, como consequência, uma maior temperatura de transição vítrea (T_g) e um menor tempo de cura (de poucas horas). Em aplicações especiais, que exijam maior resistência ao calor, as resinas termofixas podem também passar por um ciclo de pós-cura, elevando ainda mais o T_g [6]. Pode-se dizer que materiais com baixa temperatura de transição vítrea são utilizados em sistema com exposição a baixas variações de temperaturas (elementos esportivos, por exemplo) e que os que possuem alta temperatura de transição vítrea são mais usados em aplicações de maior desempenho como, por exemplo, estruturas aeroespaciais [27].

Resinas epóxi curadas são isotrópicas, leves, e apresentam, comumente, as seguintes propriedades: resistência à tração na faixa de 40 a 90 MPa; resistência à compressão cerca de 50 % maior, em relação à tração; módulo de elasticidade entre 2,5 e 6 GPa; e deformações de ruptura que vão de 1 a 6 % [6]. A tabela 2.1 apresenta as propriedades de algumas resinas poliméricas.

Tabela 2.1: Propriedades de algumas resinas poliméricas. Adaptado de [27].

Propriedade	Epóxi (977-3)	Epóxi (3501-6)	Poliésteres	PEEK
Densidade, ρ , [g/cm^3]	1,28	1,27	1,1 a 1,5	1,32
Módulo de elasticidade [GPa]	3,7	4,3	3,2 a 3,5	3,7
Resistência à tração [MPa]	90	69	40 a 90	96
Temperatura de transição vítrea, T_g , [$^{\circ}C$]	200	200	50 a 110	143

2.2.3 Reforço

Em um material compósito, a tarefa de suportar os carregamentos fica a cargo, principalmente, do reforço. O reforço é a fase resistente, mas é disperso e, por isso, necessita ser aglutinado pela matriz para que possa ter estabilidade geométrica e utilidade estrutural [6]. Podem ser encontrados na forma de partículas, fibras curtas (também chamada de picadas) e fibras contínuas. Os diferentes tipos de reforço são mostrados na figura 2.16.

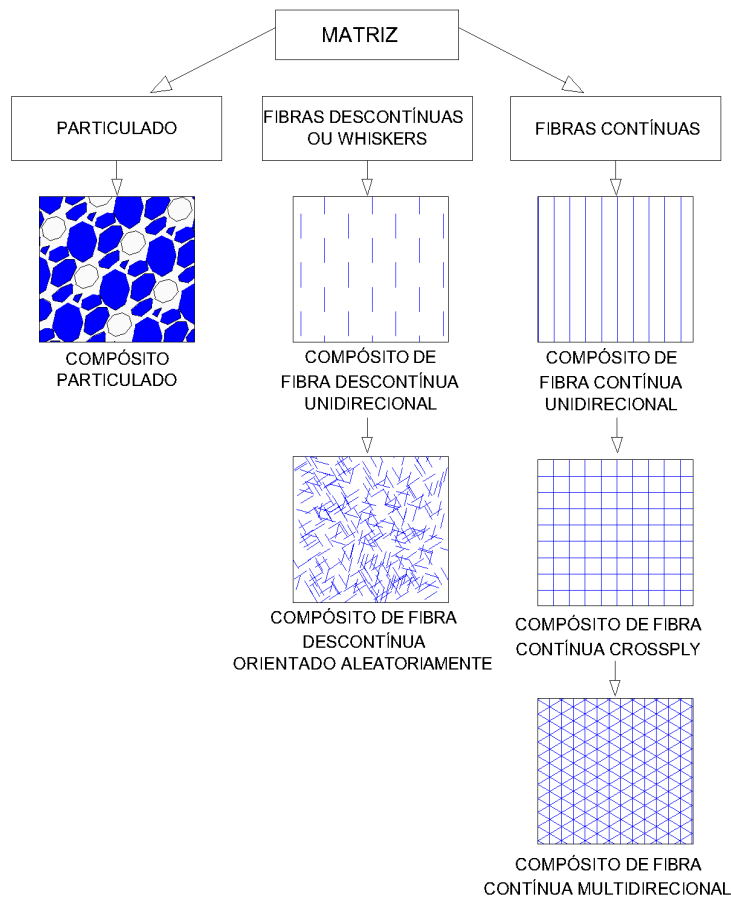


Figura 2.16: Diferentes tipos de reforço. Adaptado de [27].

As fibras contínuas, dentre os diferentes tipos de reforço, são as que possuem propriedades mecânicas mais elevadas. Sendo assim, esse tipo de reforço é o mais utilizado em aplicações de alto desempenho. Por possuírem diâmetros mínimos, da ordem de uma dezena de microns, as fibras apresentam excelentes propriedades mecânicas, isso porque esse tipo de configuração reduz o número de defeitos que induzem a falhas e, assim, a fibra apresenta resistência bem próxima à resistência teórica do material [6].

As fibras mais utilizadas como reforço em compósitos estruturais são: fibras de vidro-E, fibras de aramida e fibras de carbono. As fibras de vidro-E apresentam módulo de elasticidade da ordem de 72 GPa (valor próximo ao das ligas de alumínio estruturais). As fibras de aramida como, por exemplo, o Kevlar 49[©] da Du Pont possui módulo de elasticidade de, aproximadamente, 130 GPa (sendo mais rígidas que o titânio). Em se tratando das fibras de carbono, as de alta resistências têm módulo de elasticidade maior que 230 GPa (valor maior que os aços em geral). As densidades específicas desses reforços são baixas e são de, aproximadamente: 2,5 g/cm³ para o vidro-E; 1,4 g/cm³ para a aramida; e 1,75 g/cm³ para o carbono. Apesar de apresentar rigidez superior ao aço por fatores de 2 a 4 vezes, as fibras de carbono de última geração obtidas através de piche mesofásico ainda apresentam um alto custo. As fibras de reforço são vendidas por valores entre US\$ 10/kg e US\$ 100/kg [6]. A tabela 2.2 apresenta algumas propriedades de alguns reforços.

Tabela 2.2: Propriedades de alguns reforços. Adaptado de [27].

Propriedade	Vidro-E	Carbono AS-4	Grafite P100 S	Aramida Kevlar 49 [©]
Diâmetro [μm]	8 a 14	7	10	12
Densidade [g/cm^3]	2,54	1,81	2,02	1,45
Módulo de elasticidade [GPa]	73	235	720	131
Tensão de ruptura [MPa]	3450	3700	1725	3800

Afim de satisfazer padrões rígidos de qualidade das indústrias aeronáutica e aeroespacial, foi criado um produto semi-manufaturado, em salas limpas e de umidade controlada, chamado de pré-impregnado (em inglês - prepreg). O pré-impregnado se caracteriza então como sendo um produto intermediário, pronto para a confecção de compostos, que é feito a partir de uma mistura (ou composição) de fibras de reforço embebidas por um certo polímero, em uma dada fração mássica [6]. Essas lâminas pré-impregnadas são produzidas e vendidas de modo a serem, normalmente, moldáveis por períodos não inferiores a 6 meses, se foram armazenadas em freezers [15]. Pode-se observar na figura 2.17 um rolo de pré-impregnado de carbono/epóxi da Nanoleedge Inc.



Figura 2.17: Rolo de pré-impregnado de carbono/epóxi da Nanoleedge Inc.

2.2.4 Micromecânica

É chamada de lâmina uma fina camada plana (ou curva) de fibras unidirecionais ou tecidos em uma matriz [27]. Uma lâmina com reforço unidirecional é mostrada na figura 2.18. Define-se como direção 1 o eixo coordenado paralelo às fibras, e como direção 2 o eixo coordenado perpendicular às fibras. Quase sempre, as fibras possuem rigidez bem maior que a matriz e, por isso, a lâmina mostrada na figura 2.18 possui um módulo de elasticidade E_1 (na direção 1) maior que o módulo de elasticidade E_2 (na direção 2) [6].

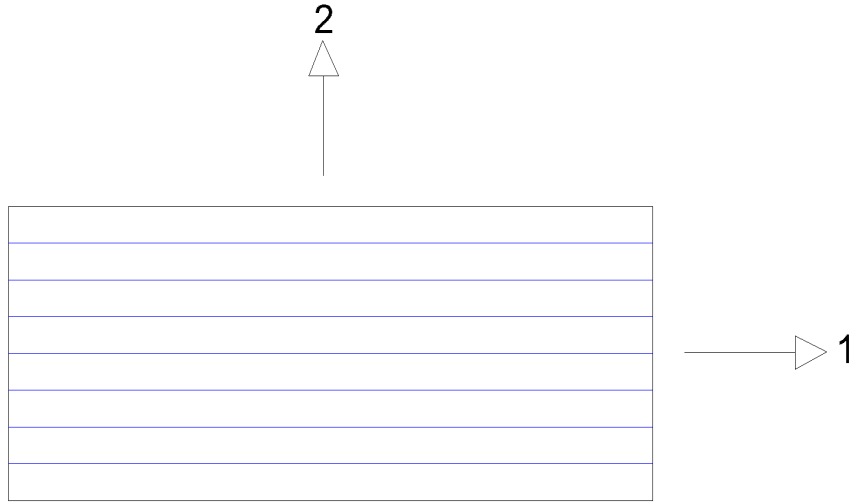


Figura 2.18: Direções principais 1 e 2 em uma lâmina compósita. Adaptado de [6].

O volume total (v_T) de uma lamina é dado pela soma do volume de fibras (v_F), do volume de matriz (v_M) e do volume vazios (v_V), sendo que o volume de vazios corresponde ao volume de bolhas de ar e gases resultantes dos voláteis que são produzidos no processo de cura [6]. A equação 2.3 apresenta a composição do volume total de uma lâmina.

$$v_T = v_F + v_M + v_V \quad (2.3)$$

As frações volumétricas de fibra (V_F), de matriz (V_M) e de vazios (V_V) são dadas, respectivamente, pelas equações 2.4, 2.5 e 2.6.

$$V_F = \frac{v_F}{v_T} \quad (2.4)$$

$$V_M = \frac{v_M}{v_T} \quad (2.5)$$

$$V_V = \frac{v_V}{v_T} \quad (2.6)$$

A equação 2.7 é a combinação das equações 2.3, 2.4, 2.5 e 2.6.

$$V_F + V_M + V_V = 1 \quad (2.7)$$

Quando se trata de compósitos estruturais de alto desempenho, deseja-se que a fração volumétrica de vazios (V_V) seja menor que 1%. As frações volumétricas de fibras (V_F) e matriz (V_M) são, normalmente, de ordens de grandeza semelhantes [6]. Em geral, quanto maior for a fração volumétrica de fibras (V_F), melhores serão as propriedades mecânicas de um material compósito.

Para diminuir a complexidade das equações da micromecânica, deve-se levar em conta algumas simplificações apresentadas em [6]. Sendo assim, considera-se a matriz: **i**) homogênea; **ii**) de

comportamento linear e elástico; **iii**) isotrópica (ou seja, comportamentos mecânicos iguais, independentemente da direção de solitação). As fibras, adicionalmente as hipóteses anteriores, são consideradas: **i**) perfeitamente alinhadas (ou seja, paralelas umas à outras); e **ii**) igualmente espaçadas entre si. Dessa forma, pode-se usar a Lei de Hooke nas relações entre tensão e deformação, no que tange as fibras e a matriz.

Mesmo que as lâminas sejam heterogêneas, elas são admitidas, sob o ponto de vista macroscópico, como sendo homogêneas, podendo-se assim atribuir relações tensão-deformação à lâmina como um todo. Assim sendo, as lâminas também são consideradas: **i**) lineares e elásticas; **ii**) ortotrópicas (propriedades diferentes definidas ao longo das direções 1 e 2 da figura 2.18); e **iii**) inicialmente livres de tensões residuais (tensões higrotérmicas, por exemplo).

Por último, considera-se perfeita a ancoragem mecânica relativa à contração das resinas durante a cura e relativa às ligações químicas na interface entre a matriz e as fibras. Dessa forma, quando a lâmina é tracionada na direção 1, as deformações longitudinais na lâmina (ϵ_1), na matriz (ϵ_M) e na fibra (ϵ_F) são iguais, ou seja, $\epsilon_1 = \epsilon_M = \epsilon_F$. Na direção 2, um esforço irá causar tensões normais iguais na lâmina (σ_1), na matriz (σ_M) e nas fibras (σ_F), ou seja, $\sigma_1 = \sigma_M = \sigma_F$.

Estabelecidas todas as simplificações, pode-se obter uma fundamental equação da micromecânica chamada de Regra das Misturas. De posse dos módulos de elasticidade e das frações volumétricas das fibras e da matriz, a Regra das Misturas permite estimar o módulo de elasticidade E_1 de uma lâmina com reforço unidirecional (para maiores referências, consultar [6], [27] e [7]). Essa importante regra é mostrada na equação 2.8.

$$E_1 = E_F V_F + E_M V_M \quad (2.8)$$

O módulo de elasticidade E_2 de uma lâmina pode ser obtido com a equação 2.9 (para maiores referências, consultar [6], [27] e [7]).

$$E_2 = \frac{E_F E_M}{V_F E_M + V_M E_F} \quad (2.9)$$

Uma lâmina compósita apresenta dois coeficientes de Poisson: ν_{12} , que é o maior deles e se refere ao caso onde uma tensão normal é aplicada na direção 1 (paralela às fibras); e o ν_{21} , que é o menor deles e está relacionado quando a tensão é aplicada na direção 2 (perpendicular às fibras). Os coeficientes de Poisson ν_{12} e ν_{21} podem ser encontrados, respectivamente, através das equações 2.10 e 2.11 (tais relações podem ser encontradas em [7]).

$$\nu_{12} = V_F \nu_F + V_M \nu_M \quad (2.10)$$

$$\frac{E_1}{E_2} = \frac{\nu_{12}}{\nu_{21}} \quad (2.11)$$

em que:

ν_F = coeficiente de Poisson das fibras;

ν_M = coeficiente de Poisson da matriz.

O módulo de cisalhamento G_{12} de uma lâmina de material plástico reforçado com fibras (MPRF) relaciona as tensões de cisalhamento, τ_{12} no plano da lâmina (1,2), com as deformações angulares, $\gamma_{1,2}$. O valor de G_{12} pode ser obtido por meio da equação 2.12 (para maiores informações, consultar [7]).

$$G_{12} = \frac{G_F G_M}{V_F G_M + V_M G_F} \quad (2.12)$$

em que:

G_F = módulo de cisalhamento das fibras;

G_M = módulo de cisalhamento da matriz.

2.2.5 Macromecânica

As propriedades de uma lâmina ortotrópica (E_1 , E_2 , G_{12} , ν_{12} e ν_{21}) definidas na seção 2.2.4 são válidas apenas para o sistema de coordenadas principal do material, ou seja, nas direções 1 e 2. As fibras de uma lâmina com reforço unidirecional podem estar, em relação ao eixo longitudinal da peça (eixo X), alinhadas ou inclinadas. A figura 2.19 apresenta, respectivamente, uma lâmina com suas fibras longitudinais alinhadas com X e uma lâmina com suas fibras inclinadas de θ em relação a X. A direção das fibras é dada pela seta tracejada.

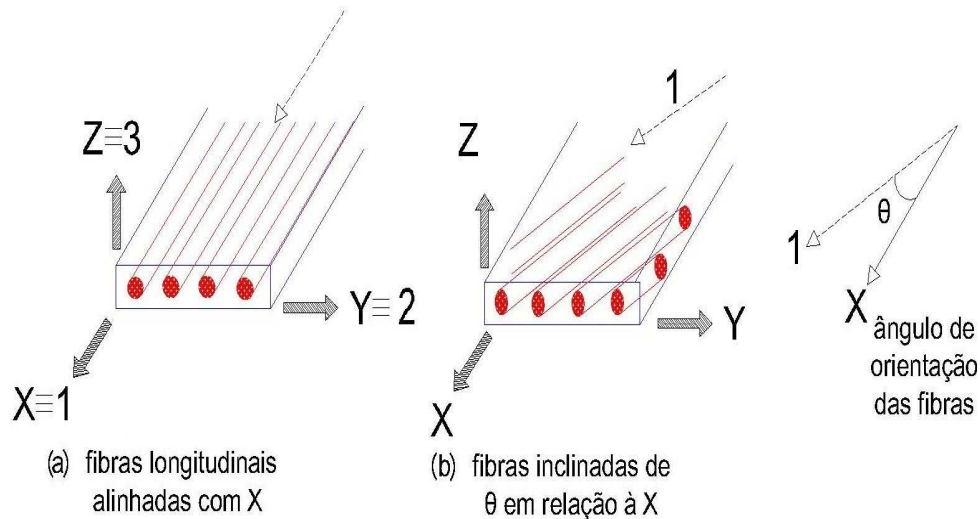


Figura 2.19: Direção das fibras de uma lâminas em relação ao eixo X de uma peça: a) Fibras longitudinais alinhadas com X; e b)Fibras inclinadas de θ em relação a X. Adaptado de [6].

Um laminado é composto por um empilhamento de duas ou mais lâminas que possuem suas fibras orientadas em múltiplas direções, em relação à direção longitudinal X. As lâminas podem ser de espessuras e materiais distintos [27]. Problemas que envolvam o comportamento mecânico

de estruturas compósitas necessita de dois sistemas de coordenadas: o primeiro que descreva adequadamente os carregamentos mecânicos e a geometria da peça (X,Y,Z); e o segundo (1,2,3), para descrever corretamente a localização das fibras em relação ao componente [6]. Um desenho esquemático de um laminado multidirecional com o seu sistema coordenado de referência (X,Y,Z) é mostrado na figura 2.20.

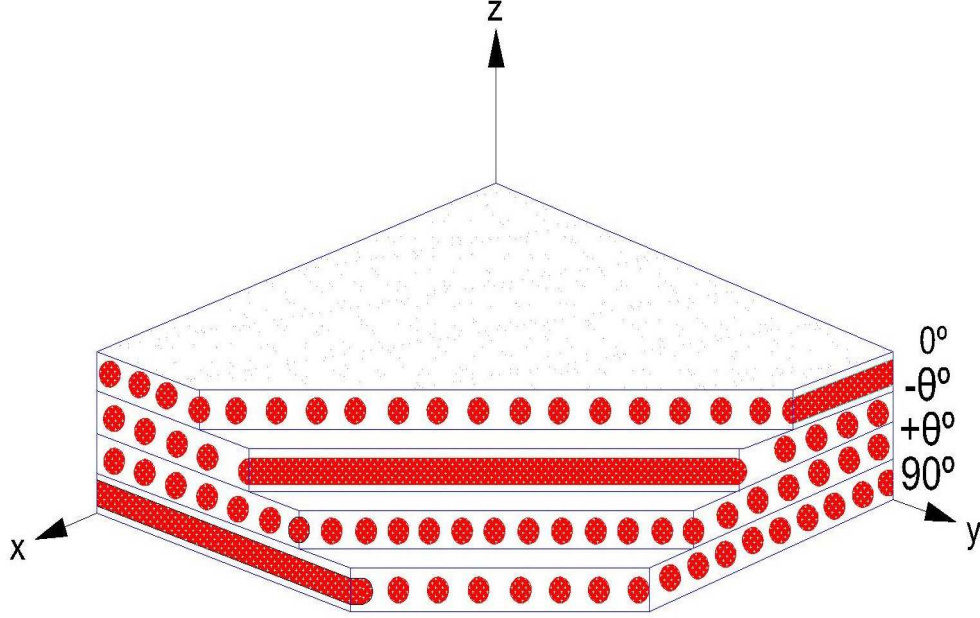


Figura 2.20: Laminado multidirecional com o seu sistema coordenado de referência. Adaptado de [27].

Quando os tensores de tensões e deformações são definidos no sistema de coordenada (1,2,3) de uma lâmina reforçada por fibras, o material é considerado como ortotrópico e a relação entre deformação e tensão no sistema de coordenada (1,2,3) é dada pela equação 2.13 [8].

$$\begin{pmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \epsilon_3 \\ \gamma_4 \\ \gamma_5 \\ \gamma_6 \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{21}}{E_2} & -\frac{\nu_{31}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & -\frac{\nu_{32}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{13}}{E_1} & -\frac{\nu_{23}}{E_2} & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{13}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \sigma_4 \\ \sigma_5 \\ \sigma_6 \end{pmatrix} = [S'] \begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \sigma_4 \\ \sigma_5 \\ \sigma_6 \end{pmatrix} \quad (2.13)$$

em que:

$\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3$ são as deformações lineares nas direções 1, 2 e 3, respectivamente;

$\gamma_4 = \gamma_{23}, \gamma_5 = \gamma_{13}, \gamma_6 = \gamma_{12}$ são as deformações angulares totais, ou de engenharia, nos planos (2,3), (1,3) e (1,2), respectivamente;

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ são as tensões normais nas direções 1, 2 e 3, respectivamente;

$\sigma_4 = \tau_{23}, \sigma_5 = \tau_{13}, \sigma_6 = \tau_{12}$ são as tensões de cisalhamento, ou tangenciais, nos planos

(2,3), (1,3) e (1,2), respectivamente;

E_1, E_2, E_3 são os módulos de elasticidade nas direções 1,2 e 3, respectivamente;

$\nu_{12}, \nu_{13}, \nu_{21}, \nu_{23}, \nu_{31}$ e ν_{32} são os coeficiente de Poisson (1,2), (1,3), (2,1), (2,3), (3,1) e (3,2), respectivamente;

G_{12}, G_{13} e G_{23} são os módulos de cisalhamento nos planos (1,2), (1,3) e (2,3), respectivamente.

A matriz $[S']$ (chamada de matriz de compliância no sistema (1,2,3)) é simétrica. Sendo assim, a equação 2.13 pode ser reescrita na forma apresentada pela equação 2.14.

$$\begin{pmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \epsilon_3 \\ \gamma_4 \\ \gamma_5 \\ \gamma_6 \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & \frac{-\nu_{12}}{E_1} & \frac{-\nu_{13}}{E_1} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & \frac{-\nu_{23}}{E_2} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{13}}{E_1} & \frac{-\nu_{23}}{E_2} & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{13}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \sigma_4 \\ \sigma_5 \\ \sigma_6 \end{pmatrix} \quad (2.14)$$

A relação matricial inversa fornece as tensões em função das deformações [6]. A equação 2.15 apresenta essa relação inversa. A matriz $[C']$ (denominada de matriz de rigidez no sistema (1,2,3)) é igual à inversa da matriz $[S']$.

$$\begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \sigma_4 \\ \sigma_5 \\ \sigma_6 \end{pmatrix} = [C'] \begin{pmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \epsilon_3 \\ \gamma_4 \\ \gamma_5 \\ \gamma_6 \end{pmatrix} = [S']^{-1} \begin{pmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \epsilon_3 \\ \gamma_4 \\ \gamma_5 \\ \gamma_6 \end{pmatrix} \quad (2.15)$$

Quando as fibras não estiverem alinhadas com o sistema de coordenadas 1,2,3 da lâmina (vide figura 2.19b), e estiverem inclinadas com um ângulo $\theta \neq 0^\circ$, em relação ao eixo X, não se pode utilizar as equações 2.13, 2.14 e 2.15 [6]. A relação entre as tensões nos sistemas (1,2,3) e (X,Y,Z) pode ser obtida com o uso da matriz de transformação $[T]$ (equação 2.16) e a equação 2.17 [8].

$$[T] = \begin{bmatrix} m^2 & n^2 & 0 & 0 & 0 & 2mn \\ n^2 & m^2 & 0 & 0 & 0 & -2mn \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & m & -n & 0 \\ 0 & 0 & 0 & n & m & 0 \\ -mn & mn & 0 & 0 & 0 & m^2 - n^2 \end{bmatrix} \quad (2.16)$$

em que:

$$m = \cos \theta;$$

$$n = \sin \theta.$$

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \sigma_4 \\ \sigma_5 \\ \sigma_6 \end{Bmatrix} = [T] \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \sigma_{yz} \\ \sigma_{xz} \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.17)$$

As componentes do tensor de deformações podem ser transformada de maneira semelhante às do tensor de tensões, como apresentado pela equação 2.18 [8].

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \varepsilon_4 \\ \varepsilon_5 \\ \varepsilon_6 \end{Bmatrix} = [T] \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{xz} \\ \varepsilon_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.18)$$

onde:

$\varepsilon_4 = \varepsilon_{23} = \left(\frac{\gamma_{23}}{2}\right)$, $\varepsilon_5 = \varepsilon_{13} = \left(\frac{\gamma_{13}}{2}\right)$, $\varepsilon_6 = \varepsilon_{12} = \left(\frac{\gamma_{12}}{2}\right)$ são deformações angulares puras, ou tensoriais, nos planos (2,3), (1,3) e (1,2), respectivamente.

Entretanto, na prática, as três deformações de cisalhamento de engenharia (γ_{xz} , γ_{yz} e γ_{xy}) são normalmente utilizadas frente às componentes de cisalhamento do tensor de deformações (ε_{xz} , ε_{yz} e ε_{xy}). As deformações de engenharia (ϵ ao invés de ε) podem ser obtidas através da relação apresentada pela equação 2.19 [8].

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \epsilon_z \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = [R] \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{xz} \\ \varepsilon_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.19)$$

A matriz $[R]$ é chamada de matriz de Reuter e é apresentada na equação 2.20 [8].

$$[R] = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2 \end{bmatrix} \quad (2.20)$$

A relação entre as componentes de deformação de engenharia no sistemas (1,2,3) e (X,Y,Z) é apresentada na equação 2.21 [8].

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \epsilon_3 \\ \gamma_4 \\ \gamma_5 \\ \gamma_6 \end{Bmatrix} = [T]^{-T} \begin{Bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \epsilon_z \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.21)$$

onde:

A matriz $[T]^{-T}$ é a transposta da inversa de $[T]$.

De forma explícita, pode-se escrever a matriz $[T]^{-T}$ como mostrado pela equação 2.22 [8].

$$[T]^{-T} = \begin{bmatrix} m^2 & n^2 & 0 & 0 & 0 & mn \\ n^2 & m^2 & 0 & 0 & 0 & -mn \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & m & -n & 0 \\ 0 & 0 & 0 & n & m & 0 \\ -2mn & 2mn & 0 & 0 & 0 & m^2 - n^2 \end{bmatrix} \quad (2.22)$$

A relação entre tensão e deformação no sistema (X,Y,Z) é dada pela equação 2.23 [8].

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \sigma_{yz} \\ \sigma_{xz} \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix} = [C] \begin{Bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \epsilon_z \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.23)$$

A matriz $[C]$ é a matriz de rigidez no sistema (X,Y,Z) e pode ser escrita em termos da matriz $[C']$ como mostrado a seguir pela equação 2.24 [8].

$$[C] = [T]^{-1} [C'] [T]^{-T} \quad (2.24)$$

De forma alternativa, pode-se escrever a relação entre deformação e tensão no sistema (X,Y,Z) como apresentado pela equação 2.25 [8].

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \epsilon_z \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = [S] \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \sigma_{yz} \\ \sigma_{xz} \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.25)$$

A matriz $[S]$ é denominada de matriz de compliância no sistema (X,Y,Z) e é pode ser obtida como mostrado na equação 2.26 [8].

$$[S] = [T]^T [S'] [T] \quad (2.26)$$

Para se obter as equações para o estado plano de tensões a partir das equações 3D, pode-se definir que $\sigma_3 = 0$ na equação constitutiva de um material ortotrópico, e, assim, obter a equação a seguir [8]:

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \epsilon_3 \\ \gamma_4 \\ \gamma_5 \\ \gamma_6 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} S'_{11} & S'_{12} & S'_{13} & 0 & 0 & 0 \\ S'_{12} & S'_{22} & S'_{23} & 0 & 0 & 0 \\ S'_{13} & S'_{32} & S'_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & S'_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & S'_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & S'_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 = 0 \\ \sigma_4 \\ \sigma_5 \\ \sigma_6 \end{Bmatrix} \quad (2.27)$$

As duas primeiras equações em conjunto com a última podem ser escritas em separado das restantes, em termos de uma matriz de compliância reduzida 3x3 e usando $\gamma = 2\epsilon$, como mostrado na equação 2.28 [8].

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \gamma_6 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} S'_{11} & S'_{12} & 0 \\ S'_{12} & S'_{22} & 0 \\ 0 & 0 & S'_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_6 \end{Bmatrix} \quad (2.28)$$

A terceira equação, que raramente é utilizada, é apresentada na equação 2.29 [8].

$$\epsilon_3 = S'_{13}\sigma_1 + S'_{23}\sigma_2 \quad (2.29)$$

De forma separada, as equações restantes são escritas como [8]:

$$\begin{Bmatrix} \gamma_4 \\ \gamma_5 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} S'_{44} & 0 \\ 0 & S'_{55} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_4 \\ \sigma_5 \end{Bmatrix} \quad (2.30)$$

As componentes de tensão no plano podem ser calculados a partir das deformações. Para isso, deve-se inverter a equação 2.28, como mostrado na equação abaixo [8]:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_6 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} Q'_{11} & Q'_{12} & 0 \\ Q'_{12} & Q'_{22} & 0 \\ 0 & 0 & Q'_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \gamma_6 \end{Bmatrix} \quad (2.31)$$

em que a matriz $[Q'] = [S'_{3x3}]^{-1}$ é a matriz de rigidez reduzida para o estado plano de tensões.

As componentes da matriz de compliância reduzida $[S'_{3x3}]$ são iguais às posições correspondentes na matriz de compliância 6x6. As componentes da matriz de rigidez reduzida $[Q']$ não são iguais

às posições equivalentes da matriz de rigidez 6x6, por isso a mudança no nome. A explicação para essa diferença decorre de um fato: a inversa de uma matriz 3x3 é diferente da inversa de uma matriz 6x6. As tensões restantes podem ser obtidas através da equação 2.32 [8].

$$\begin{Bmatrix} \sigma_4 \\ \sigma_5 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C'_{44} & 0 \\ 0 & C'_{55} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \gamma_4 \\ \gamma_5 \end{Bmatrix} \quad (2.32)$$

Quando as fibras não encontram-se alinhadas com o sistema de coordenadas longitudinal e transversal da lâmina ($\theta \neq 0^\circ$ e 90°), a relação entre tensão e deformação no sistema (X,Y) para o estado plano de tensões é dada pela equação 2.33 [6].

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{16} \\ \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{26} \\ \bar{Q}_{16} & \bar{Q}_{26} & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.33)$$

onde a matriz de rigidez reduzida $[\bar{Q}]$ é frequentemente chamada de "Q-barra".

Cabe destacar que os elementos 16 e 26 da matriz $[\bar{Q}]$ acoplam extensão com cisalhamento.

2.2.6 Macromecânica de Placas e Cascas Laminadas

A placa laminada é um elemento estrutural compósito amplamente utilizado. O comportamento desse tipo de estrutura depende das propriedades, das espessuras e da sequência de empilhamento das lâminas utilizadas. Normalmente, para se analisar o comportamento mecânico de um laminado em geral, utiliza-se um modelo de casca (i.e. de baixa espessura). Na análise estrutural de uma pá de turbina hidrocínética, por exemplo, os laminados dos revestimentos e de uma longarina circular são modelados como cascas, ao passo que os referentes a nervuras planas como placas. A teoria de casca mais utilizada atualmente é a teoria de deformação cisalhante de primeira ordem (conhecida, em inglês, como FSTD - First Order Shear Deformation). Essa teoria é baseada nas suposições [8]:

1. Uma linha reta desenhada ao longo da espessura da casca na configuração não deformada pode rotacionar, mas permanecerá reta quando a casca se deformar. Caso haja algum ângulo formado com a normal da superfície intermediária não deformada, esses são chamados de ϕ_x e ϕ_y quando medidos, respectivamente, nos planos x-z e y-z (ver figura 2.21);
2. Conforme a casca se deforma, a mudança na espessura é desprezível

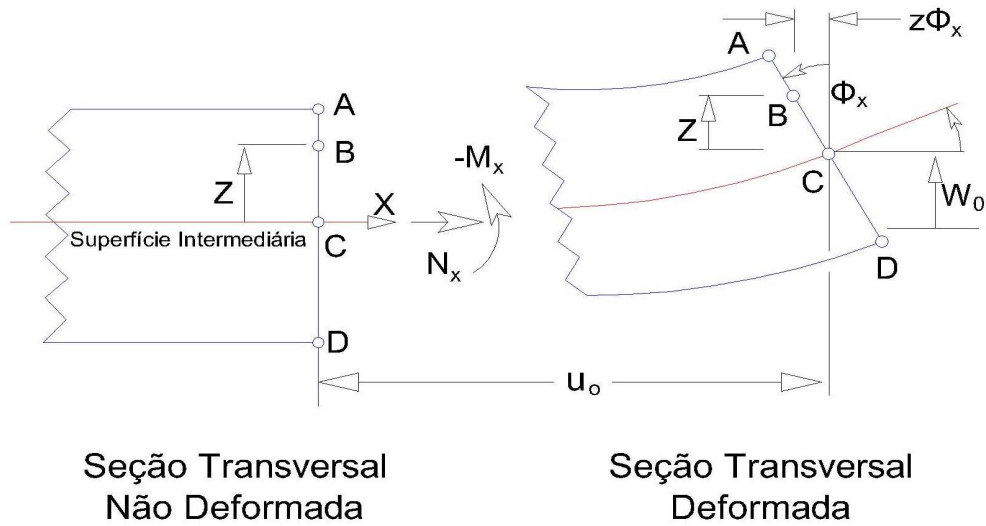


Figura 2.21: Deformação assumida pela FSTD. Adaptado de [8].

Essas suposições são verificadas, através de observação experimental, na maioria das cascas laminadas quando [8]:

- A razão de aspecto $r = \frac{a}{t}$, definida como a razão entre a menor dimensão superficial e a espessura t , é maior que 10;
- A rigidez das lâminas nas coordenadas do laminados (X, Y, Z) não diferem por mais de duas ordens de magnitude.

Baseado nos pressupostos definidos anteriormente, o deslocamento de um ponto genérico B (localizado a uma distância z , entre $-\frac{t}{2}$ e $+\frac{t}{2}$) em qualquer lugar da casca pode ser escrito em termos de deslocamentos e rotações na superfície intermediária (ou plano médio de uma placa), como mostrado na equação 2.34 [8].

$$\begin{aligned}
 u(x, y, z) &= u_0(x, y) - z\theta_x(x, y) \\
 v(x, y, z) &= v_0(x, y) - z\theta_y(x, y) \\
 w(x, y, z) &= w_0(x, y)
 \end{aligned}
 \tag{2.34}$$

As variáveis da superfície intermediária que estão no lado direito da equação 2.34 estão em função apenas de 2 coordenadas (x e y), assim a teoria de casca é 2D. No lado esquerdo dessa mesma equação, os deslocamentos estão em função de 3 coordenadas, e então correspondem à representação 3D do material. Ao nível 3D, usa-se as equações tridimensionais constitutivas e as relações entre descolamento e deformação, que agora podem ser escritas em termos de quantidades 2D (equação 2.35) [8].

$$\begin{aligned}
\epsilon_x(x, y, z) &= \frac{\partial u_0}{\partial x} - z \frac{\partial \phi_x}{\partial x} = \epsilon_x^0 + z\kappa_x \\
\epsilon_y(x, y, z) &= \frac{\partial v_0}{\partial y} - z \frac{\partial \phi_y}{\partial y} = \epsilon_y^0 + z\kappa_y \\
\gamma_{xy}(x, y, z) &= \frac{\partial u_0}{\partial y} + \frac{\partial v_0}{\partial x} - z \left(\frac{\partial \phi_x}{\partial y} + \frac{\partial \phi_y}{\partial x} \right) = \gamma_{xy}^0 + z\kappa_{xy}; \\
\gamma_{yz}(x, y) &= -\phi_y + \frac{\partial w_0}{\partial y} \\
\gamma_{xz}(x, y) &= -\phi_x + \frac{\partial w_0}{\partial x} \\
\epsilon_z &= 0
\end{aligned} \tag{2.35}$$

onde:

As deformações na superfície intermediária $\epsilon_x^0, \epsilon_y^0, \gamma_{xy}^0$, também chamadas de deformações de membrana, representam o alongamentos por unidade de comprimento (em relação à geometria não deformada) e a deformação angular, no plano da superfície intermediária;

As mudanças de curvatura $\kappa_x, \kappa_y, \kappa_{xy}$, são próximas, mas não são exatamente iguais às curvaturas geométricas da superfície intermediária;

As deformações angulares transversais, devido às tensões de cisalhamento intralaminares γ_{xz}, γ_{yz} , são deformações cisalhantes ao longo da espessura. Mesmo que essas deformações sejam pequenas, elas não podem ser desprezadas para compósitos laminados, pois os módulos de cisalhamento intralaminares (G_{23} e G_{13}) são pequenos quando comparados o módulo de elasticidade E_1 no plano. Além disso, a resistência ao cisalhamento intralaminar dos compósitos (F_4 e F_5) são pequenas se comparadas com os valores de resistência no plano (F_{1t} e F_{1c}), o que torna necessária a análise das deformações intralaminares, para poder-se prevenir a ocorrência de delaminações em laminados.

Enquanto as equações constitutivas 3D relacionam deformação e tensão (ver equações 2.14, 2.23 e 2.25), as equações constitutivas do laminados relacionam as resultantes de tensões e momentos, com as deformações e curvaturas na superfície intermediária (ou plano médio, no caso de placas). As equações constitutivas do laminado são obtidas com o uso das resultantes de tensões (normais e de cisalhamento) e momentos (fletores e torçores). Na elasticidade 3D, cada ponto material está sob tensão. Uma casca, no entanto, é carregada por resultantes de tensão (ver figura 2.22), que são simplesmente integrais das componentes de tensão ao longo da espessura da casca, como pode ser observado no sistema de equações 2.36 [8]. Observar que no caso das resultantes de momentos, as tensões são multiplicadas pela distância z , a qual atua como um braço de momento em relação à superfície intermediária.

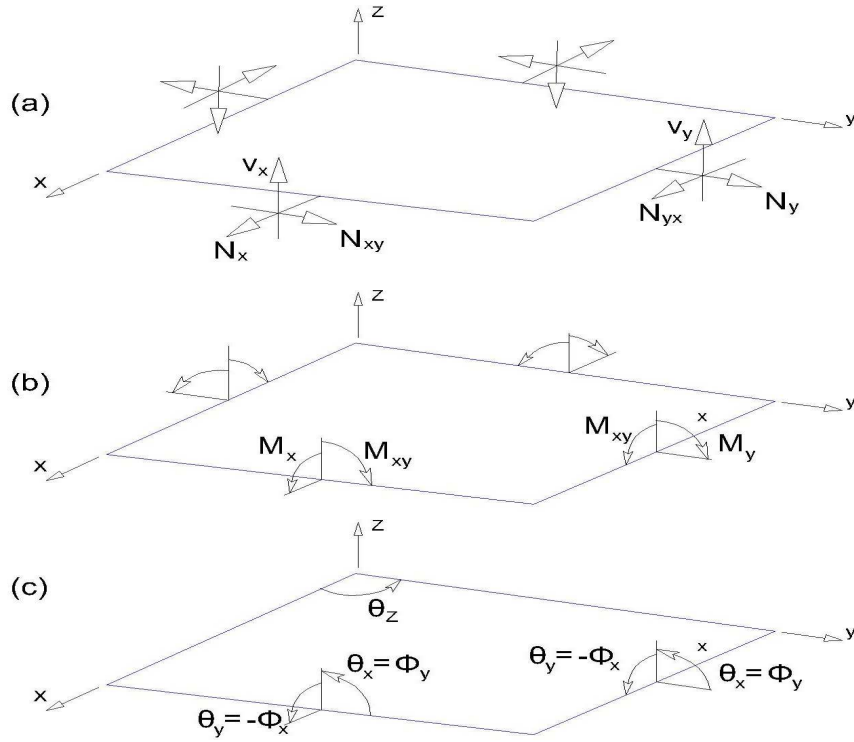


Figura 2.22: Resultantes de tensões e momentos que atuam em uma placa ou elemento de casca: (a) forças por unidade de comprimento; (b) momentos por unidade de comprimento; e (c) definição das rotações ϕ da teoria de casca comparadas aos ângulos matemáticos θ . Adaptado de [8].

$$\begin{aligned}
 \begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \end{Bmatrix} &= \sum_{k=1}^N \int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix}^k dz \\
 \begin{Bmatrix} V_y \\ V_x \end{Bmatrix} &= \sum_{k=1}^N \int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{Bmatrix} \sigma_{yz} \\ \sigma_{xz} \end{Bmatrix}^k dz \\
 \begin{Bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{Bmatrix} &= \sum_{k=1}^N \int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix}^k z dz
 \end{aligned} \tag{2.36}$$

em que:

N representa o número de lâminas;

z_{k-1} e z_k representam, respectivamente, as coordenadas superficiais do fundo e do topo da k -ésima lâmina.

Substituindo a versão de tensão no plano da equação constitutiva 3D no sistema (X,Y,Z) em cada uma das lâminas e efetuando a integração, pode-se obter o sistema de equações 2.37 [8].

$$\begin{aligned}
\begin{pmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \\ M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{pmatrix} &= \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} & B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ A_{12} & A_{22} & A_{26} & B_{12} & B_{22} & B_{26} \\ A_{16} & A_{26} & A_{66} & B_{16} & B_{26} & B_{66} \\ B_{11} & B_{12} & B_{16} & D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ B_{12} & B_{22} & B_{26} & D_{12} & D_{22} & D_{26} \\ B_{16} & B_{26} & B_{66} & D_{16} & D_{26} & D_{66} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \epsilon_x^0 \\ \epsilon_y^0 \\ \gamma_{xy} \\ \kappa_x \\ \kappa_y \\ \kappa_{xy} \end{pmatrix}; \\
\begin{pmatrix} V_y \\ V_x \end{pmatrix} &= \begin{bmatrix} H_{44} & H_{45} \\ H_{45} & H_{55} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \end{pmatrix}
\end{aligned} \tag{2.37}$$

em que:

$$\begin{aligned}
A_{ij} &= \sum_{k=1}^N (\bar{Q}_{ij})_k t_k; \quad i, j = 1, 2, 6 \\
B_{ij} &= \sum_{k=1}^N (\bar{Q}_{ij})_k t_k \bar{z}_k; \quad i, j = 1, 2, 6 \\
D_{ij} &= \sum_{k=1}^N (\bar{Q}_{ij})_k \left(t_k \bar{z}_k^2 + \frac{t_k^3}{12} \right); \quad i, j = 1, 2, 6 \\
H_{ij} &= \frac{5}{4} \sum_{k=1}^N (\bar{Q}_{ij}^*)_k \left[t_k - \frac{4}{t^2} \left(t_k \bar{z}_k^2 + \frac{t_k^3}{12} \right) \right]; \quad i, j = 1, 2, 6
\end{aligned} \tag{2.38}$$

onde:

$(\bar{Q}_{ij}^*)_k$ são os coeficientes, nas coordenadas da lâmina, da matriz de rigidez em estado plano de tensão para lâmina k;

t_k é a espessura da lâmina k;

\bar{z}_k é a coordenada da superfície intermediária da k-ésima lâmina.

Além disso, de forma resumida, pode-se dizer que:

- Os termos A_{ij} representam a rigidez extensional no plano do laminado;
- Os coeficientes B_{ij} são responsáveis pelos acoplamentos extensão-flexão;
- Os elementos D_{ij} representam a rigidez à flexão e à torção;
- Os componentes H_{ij} são responsáveis pela rigidez ao cisalhamento intralaminar.

2.2.7 Critério de Falha de Tsai-Wu

Os critérios de falhas se constituem como uma importante ferramenta para projetos e também para orientação na melhoria de materiais [28]. Os critérios de falhas são ajustes de curvas de

dados experimentais que tentam prever a falha (fratura, no caso de lâminas reforçadas com fibras de carbono, aramida, e/ou vidro) de componentes sob tensão multiaxial, com base em dados experimentais obtidos sob tensão uniaxial [8].

O critério de falha de Tsai-Wu é um dos critérios mais utilizados para prever a falha de materiais compósitos com reforços unidirecionais. Esse critério é definido pela equação 2.39 [8].

$$I_F = \frac{1}{R} = \left[-\frac{B}{2A} + \sqrt{\left(\frac{B}{2A}\right)^2 + \frac{1}{A}} \right]^{-1} \quad (2.39)$$

Na equação 2.39, os termos A e B são dados, respectivamente, pelas equações 2.40 e 2.41.

$$A = \frac{\sigma_1^2}{F_{1t}F_{1c}} + \frac{\sigma_2^2}{F_{2t}F_{2c}} + \frac{\sigma_3^2}{F_{3t}F_{3c}} + \frac{\sigma_4^2}{F_4^2} + \frac{\sigma_5^2}{F_5^2} + \frac{\sigma_6^2}{F_6^2} + c_4 \frac{\sigma_2\sigma_3}{\sqrt{F_{2t}F_{2c}F_{3t}F_{3c}}} + c_5 \frac{\sigma_1\sigma_3}{\sqrt{F_{1t}F_{1c}F_{3t}F_{3c}}} + c_6 \frac{\sigma_1\sigma_2}{\sqrt{F_{1t}F_{1c}F_{2t}F_{2c}}} \quad (2.40)$$

$$B = (F_{1t}^{-1} - F_{1c}^{-1}) \sigma_1 + (F_{2t}^{-1} - F_{2c}^{-1}) \sigma_2 + (F_{3t}^{-1} - F_{3c}^{-1}) \sigma_3 \quad (2.41)$$

onde:

I_F é o índice de falha;

R é a razão de resistência;

Os números subscritos (1, 2 e 3) representam, respectivamente, as direções: da fibra; do plano transversal às fibras; e através da espessura da lâmina;

As letras subscritos (t e c) representam tensão e compressão, respectivamente;

A resistência ao longo de uma dada direção é dada pela letra F;

c_i , $i=4..6$, são os coeficientes de acoplamento de Tsai-Wu, que, por padrão, são considerados como sendo iguais a -1;

Os valores das resistências à compressão são números positivos.

Raramente são encontrados na literatura os valores das resistências através da espessura (F_{3t} e F_{3c}), então é uma prática comum usar o correspondente valor de resistência transversal no plano. A resistência ao cisalhamento transversal ou intralaminar (F_5) é normalmente assumida como sendo igual à resistência ao cisalhamento no plano. Na falta de dados experimentais, pode-se estimar a resistência intralaminar F_4 como sendo igual à resistência ao cisalhamento da matriz [8]. O critério de falha de Tsai-Wu prevê a primeira ocorrência de falha em uma das lâminas quando: $I_F \geq 1$ ou $R \leq 1$.

2.3 Método dos Elementos Finitos

Quando se deseja conhecer, por exemplo, o comportamento mecânico de uma estrutura com condições de contorno e/ou geometria complexa, pode-se discretizar o domínio e utilizar o método

dos elementos finitos (MEF) para que se possa encontrar a solução aproximada desse problema, que é governado por equações diferenciais parciais. A presente seção aborda, de forma simplificada, as equações básicas que norteiam a aplicação do MEF.

2.3.1 Equilíbrio e Trabalho Virtual

Na forma de notação tensorial, pode se escrever as equações de equilíbrio em todos os pontos de um corpo como mostrado na equação 2.42 [8].

$$\sigma_{ij,j} + f_i = 0 \quad (2.42)$$

em que:

$$(),_{,j} = \frac{\partial}{\partial x_j};$$

f_i é a força de corpo por unidade de volume.

Quando as forças de corpo são desprezíveis (gravitacionais e/ou magnéticas, por exemplo), a forma expandida das equações de equilíbrio escritas no sistema de coordenadas (X,Y,Z) é dada pela equação 2.43 [8].

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{xz}}{\partial z} &= 0 \\ \frac{\partial \sigma_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{yz}}{\partial z} &= 0 \\ \frac{\partial \sigma_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} &= 0 \end{aligned} \quad (2.43)$$

As equações de equilíbrio podem ser reescritas com o uso do princípio dos trabalhos virtuais. A formulação de elementos finitos se beneficia do fato de o princípio dos trabalhos virtuais possuir uma formulação integral. Sendo assim, utiliza-se a equação 2.44 ao invés da equação 2.42 na formulação do MEF [8].

$$\int_V \sigma_{ij} \delta \epsilon_{ij} dV - \int_S t_i \delta u_i dS - \int_V f_i \delta u_i dV = 0 \quad (2.44)$$

em que t_i são as trações de superfície por unidade de área que atuam na superfície S. O sinal negativo indica que o trabalho é realizado pelas forças externas (t_i e f_i) no corpo.

2.3.2 Procedimento Geral

Expandindo a equação 2.44 para um estado de deformação 3D, pode-se escrever o trabalho virtual interno como mostrado a seguir [8]:

$$\delta W_I = \int (\sigma_{xx}\delta\epsilon_{xx} + \sigma_{yy}\delta\epsilon_{yy} + \sigma_{zz}\delta\epsilon_{zz} + \sigma_{yz}\delta\gamma_{yz} + \sigma_{xz}\delta\gamma_{xz} + \sigma_{xy}\delta\gamma_{xy}) dV = \int_V \underline{\underline{\sigma}}^T \underline{\underline{\delta\epsilon}} dV \quad (2.45)$$

em que:

$$\begin{aligned} \underline{\underline{\sigma}}^T &= [\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}, \sigma_{yz}, \sigma_{xz}, \sigma_{xy}] \\ \underline{\underline{\delta\epsilon}}^T &= [\delta\epsilon_{xx}, \delta\epsilon_{yy}, \delta\epsilon_{zz}, \delta\gamma_{yz}, \delta\gamma_{xz}, \delta\gamma_{xy}] \end{aligned} \quad (2.46)$$

O trabalho externo é dado por:

$$\delta W_E = \int_V \underline{\underline{f}}^T \underline{\underline{\delta u}} dV + \int_S \underline{\underline{t}}^T \underline{\underline{\delta u}} dS \quad (2.47)$$

As forças de volume por unidade de volume e as forças de superfície por unidade de área são das por:

$$\begin{aligned} \underline{\underline{f}}^T &= [f_x, f_y, f_z] \\ \underline{\underline{t}}^T &= [t_x, t_y, t_z] \end{aligned} \quad (2.48)$$

O sublinhado() representa uma matriz unidimensional, que não é necessariamente um vetor. A partir dos deslocamentos virtuais e usando as equações de tensão-deformação, pode-se calcular as deformações virtuais, em notação matricial, como mostrado na equação 2.49 [8].

$$\begin{aligned} \underline{\underline{\epsilon}} &= \underline{\underline{\partial}} \underline{\underline{u}} \\ \underline{\underline{\delta\epsilon}} &= \underline{\underline{\partial}} \underline{\underline{\delta u}} \end{aligned} \quad (2.49)$$

onde:

$$\underline{\underline{\partial}} = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial y} & 0 & \frac{\partial}{\partial z} \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} & 0 & \frac{\partial}{\partial x} & \frac{\partial}{\partial z} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial z} & 0 & \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} \end{bmatrix} \quad (2.50)$$

Reescrevendo a equação 2.44 em notação matricial, obtém-se a equação 2.51 [8].

$$\int_V \underline{\underline{\sigma}}^T \underline{\underline{\partial}} \underline{\underline{\delta u}} dV = \int_V \underline{\underline{f}}^T \underline{\underline{\delta u}} dV + \int_S \underline{\underline{t}}^T \underline{\underline{\delta u}} dS \quad (2.51)$$

As integrais sobre o volume V e superfície S do corpo podem ser quebradas elemento por elemento sobre m elementos, como apresentado na equação 2.52 [8].

$$\sum_{e=1}^m \left[\int_{V_e} \underline{\sigma}^T \underline{\underline{\partial}} \delta \underline{u} dV \right] = \sum_{e=1}^m \left[\int_{V_e} \underline{f}^T \delta \underline{u} dV + \int_{S_e} \underline{t}^T \delta \underline{u} dS \right] \quad (2.52)$$

Para se obter as componentes de tensão, deve-se utilizar as equações constitutivas. Tratando-se de um material no regime linear, encontra-se a equação 2.53 [8].

$$\underline{\sigma} = \underline{\underline{C}} \underline{\epsilon} \quad (2.53)$$

em que $\underline{\underline{C}}$ é chamada de matriz constitutiva e é dada pela equação 2.24.

O trabalho virtual interno sobre cada elemento se torna [8]:

$$\delta W_i^e = \int_{V_e} \underline{\sigma}^T \delta \underline{\epsilon} dV = \int_{V_e} \underline{\epsilon}^T \underline{\underline{C}} \delta \underline{\epsilon} dV \quad (2.54)$$

Na forma matricial, o campo de deslocamento pode ser escrito como [8]:

$$\underline{u} = \underline{N} \underline{a} \quad (2.55)$$

em que:

\underline{N} representa a função de interpolação ou função de forma do elemento finito;
 \underline{a} são os deslocamentos nodais do elemento.

As deformações podem ser encontradas através da equação 2.56 [8].

$$\underline{\epsilon} = \underline{\underline{\partial}} \underline{u} = \underline{\underline{\partial}} \underline{N} \underline{a} = \underline{\underline{B}} \underline{a} \quad (2.56)$$

em que $\underline{\underline{B}}$ é a matriz de deformação.

A equação 2.54 pode ser escrita da seguinte forma [8]:

$$\delta W_I^e = \int_{V_e} \underline{a}^T \underline{\underline{B}}^T \underline{\underline{C}} \underline{\underline{B}} \delta \underline{a} dV = \underline{a}^T \int_{V_e} \underline{\underline{B}}^T \underline{\underline{C}} \underline{\underline{B}} dV \delta \underline{a} = \underline{a}^T \underline{\underline{K}}^e \delta \underline{a} \quad (2.57)$$

em que $\underline{\underline{K}}^e$ é a matriz de rigidez do elemento.

O trabalho virtual externo é dado pela equação 2.58 [8].

$$\begin{aligned} \delta W_E^e &= \int_{V_e} \underline{f}^T \delta \underline{u} dV + \int_{S_e} \underline{t}^T \delta \underline{u} dS = \\ &= \left(\int_{V_e} \underline{f}^T \underline{N} dV + \int_{S_e} \underline{t}^T \underline{N} dS \right) \delta \underline{a} = (\underline{P}^e)^T \delta \underline{a} \end{aligned} \quad (2.58)$$

onde \underline{P}^e é o vetor de força do elemento.

Normalmente, as integrais sobre o volume do elemento e sobre a superfície são calculadas numericamente através da quadratura Gaussiana. Esse método requer, para as integrais de volume, a avaliação do integrando em alguns pontos dentro do volume. Esses pontos são chamados de pontos Gauss e são importantes por dois motivos: **i)** a matriz $[C]$ é avaliada nesses locais; **ii)** os valores mais exatos de deformação e tensão são obtidos nesses locais [8].

Quando todas as matrizes de rigidez dos elementos (K^e) e todos os vetores de força dos mesmos (P^e) são assemblados no sistema global do corpo, obtém-se a equação 2.59.

$$\underline{\underline{K}} \underline{a} = \underline{P} \quad (2.59)$$

Para resolução da equação 2.59, é necessário aplicar as condições de contorno do problema. Resolvidas as equações algébricas da equação 2.59, descobre-se os deslocamentos nodais (\underline{a}) do corpo. De posse dos deslocamentos nodais, é possível calcular as tensões e deformações em qualquer lugar dentro dos elementos [8].

2.4 Flambagem Linear

Um projeto eficiente de uma estrutura deve satisfazer as condições impostas de resistência, rigidez e estabilidade. Materiais compósitos são conhecidos por falharem catastroficamente e, por isso, medidas cautelosas devem ser adotadas para prevenir tais eventos [5]. Quando estruturas longas ou esbeltas estão submetidas a cargas de compressão, esse carregamento pode ser suficiente para dar origem a um fenômeno chamado de flambagem, que é uma perda de estabilidade devida a efeitos geométricos que pode levar à falha do material e o seu colapso caso as deformações subsequentes não forem contidas [8].

Uma análise uniaxial de flambagem linear é capaz de prever as cargas críticas (P_{cr}), que são as cargas axiais necessárias para que a estrutura atinja a iminência de flambar, e os modos de flambagem da estrutura, que representam as formas da coluna deformada (cada modo de flambagem possui a sua carga crítica própria), para uma coluna ideal. Para uma coluna ser considerada ideal ela precisa atender os seguintes critérios: **i)** ser perfeitamente retilínea antes de ser carregada; **ii)** ser feita de um material homogêneo; **iii)** que o carregamento seja aplicado no centróide de sua seção transversal; **iv)** que o material utilizado na sua confecção apresente comportamento linear elástico; e **v)** que a coluna flambe em um plano [29]. Para que a estrutura não falhe no seu 1º modo de flambagem, que é chamado de modo de flambagem fundamental, é necessário que haja alguma restrição lateral que impeça a estrutura de falhar nesse modo.

Tratando-se de uma coluna ideal, cada modo de flambagem apresentará dois caminhos: primário e secundário. A estrutura seguirá o caminho primário antes da flambagem ocorrer (deslocamento lateral igual a 0). O comportamento da estrutura após a ocorrência da flambagem acompanhará o caminho secundário. O ponto de intersecção entre o caminho primário e o caminho secundário é denominado de ponto de bifurcação, que representa a máxima carga que uma estrutura pode suportar sem que ocorra deslocamento lateral, ou seja, a carga no ponto de bifurcação é a P_{cr} .

A Figura 2.23 apresenta um gráfico da carga aplicada pelo deslocamento lateral de uma coluna. Pode-se observar nesse gráfico o caminho primário, o caminho secundário e o ponto de bifurcação.

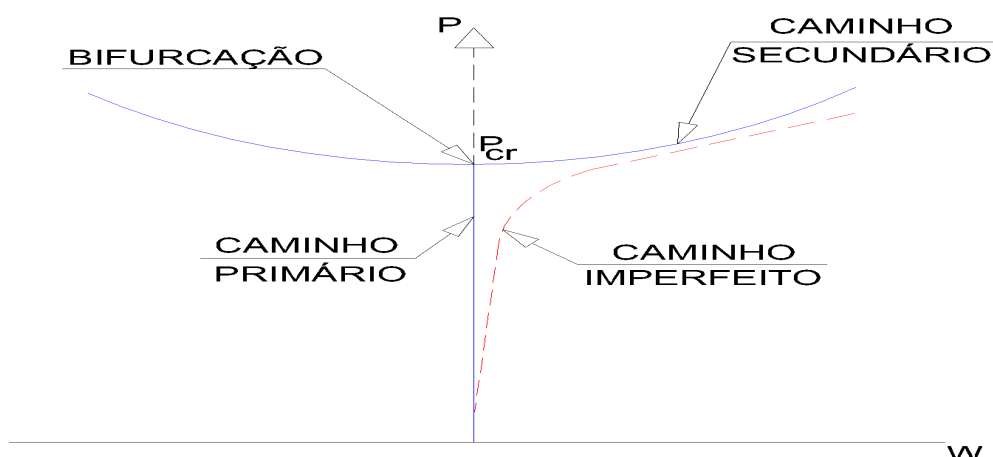


Figura 2.23: Caminhos para a flambagem. Adaptado de [8].

O sistema de equações, formulado na forma de um problema de autovalor, que rege o comportamento da flambagem linear é dado pela equação 2.60 [30].

$$(\underline{K} + \lambda_i \underline{S}) \underline{\psi}_i = \underline{0} \quad (2.60)$$

em que:

- \underline{S} é a matriz de rigidez geométrica;
- λ_i é o i -ésimo autovalor;
- $\underline{\psi}_i$ é o i -ésimo autovetor.

Na equação 2.60, os autovalores estão associados às cargas críticas de flambagem e os autovetores aos modos de flambagem.

As imperfeições dos materiais, erros nos processos de fabricação e as não-linearidades fazem com que as estruturas reais dificilmente possam ser classificadas como colunas ideais. O caminho imperfeito apresentado na Figura 2.23 representa o caminho seguido por esse tipo de estrutura. Dessa forma, as cargas críticas previstas com o método da flambagem linear devem ser utilizadas com bastante cautela por parte do projetista.

2.5 Tensão Equivalente de von Mises

Um dos critérios de resistência mais utilizados para a análise de materiais dúcteis é a teoria da máxima energia de distorção. A tensão equivalente de von Mises, σ_e , é caracterizada como a tensão de tração uniaxial capaz de criar a mesma quantidade de energia de distorção gerada pela combinação atual das tensões aplicadas [31]. A tensão equivalente de von Mises, expressa em termos das tensões aplicadas para o caso tridimensional, é dada pela equação 2.61 [31].

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2 + \sigma_{zx}^2)}{2}} \quad (2.61)$$

A equação 2.62 apresenta o índice de falha, I_F , em relação ao critério de von Mises.

$$I_F = \frac{\sigma_e}{\sigma_Y} \quad (2.62)$$

em que σ_Y é a tensão de escoamento do material.

Capítulo 3

Metodologia

3.1 Turbina Hidrocinética - Considerações Gerais

A turbina hidrocinética de eixo horizontal, cuja pá será analisada no presente trabalho, é capaz de gerar 500 kW de eletricidade com a correnteza do rio Tucuruí no estado do Pará. O rotor é constituído por 3 pás, possui diâmetro nominal de 10 m e a sua rotação máxima é de 30 rpm. Para se atingir os requisitos de projeto, fez-se necessário a utilização de um difusor no projeto da referida turbina. Outro parâmetro importante é que a turbina possui controle passivo de velocidade. Os perfis hidrodinâmicos das pás foram obtidos usando-se uma extensão do modelo BEM clássico que permite a obtenção desses perfis para uma turbina hidrocinética com difusor (essa metodologia é descrita em [22]). A aplicação dessa teoria proporcionou a obtenção de uma pá com 50 perfis da série *NACA 65₃ – 618*, com cordas e ângulos de ataque contínuos e variáveis, como mostrado na figura 3.1. A figura 3.2 apresenta duas vistas da turbina hidrocinética idealizada, sendo uma frontal e uma posterior.

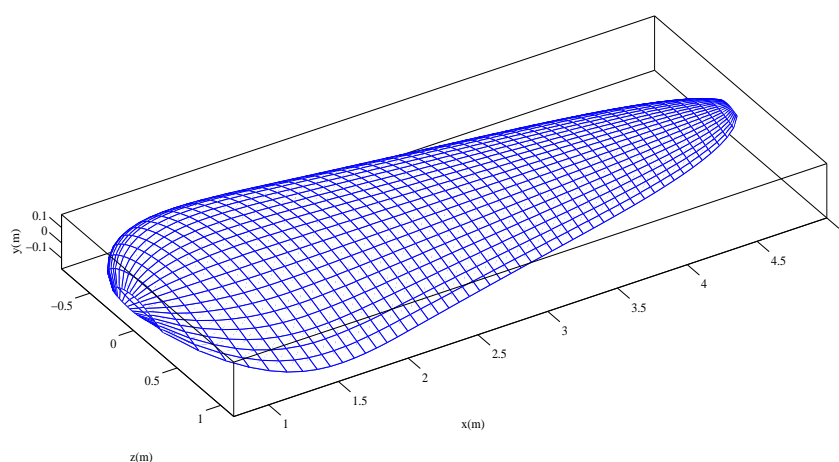


Figura 3.1: Pá obtida através do método descrito por [22]. Adaptado de [14].



Figura 3.2: Vista frontal e posterior da turbina hidrocínética idealizada [14].

3.2 Carregamento Hidrodinâmico

A turbina hidrocínética trabalha imersa na água e o fluxo do rio, que é perpendicular ao plano do rotor, rotaciona as pás [14]. Como consequência, são observados carregamentos hidrodinâmicos nas pás (ver figura 2.10). Além dos perfis hidrodinâmicos, a aplicação da teoria descrita por [22] também é capaz de prever, em cada uma das pás, os carregamentos distribuídos normais (vetor F_N na figura 2.11) e tangenciais (vetor F_T na figura 2.11). Esses carregamentos, medidos em kN/m, são continuamente distribuídos ao longo do raio da pá, desde a raiz da pá, que é composta por uma área de transição de, aproximadamente, 33,67 cm entre o engaste da pá ao cubo (em inglês *-hub*) e o primeiro perfil propriamente hidrodinâmico importante, até a ponta da extremidade livre da mesma, e se encontram em um ponto localizado à $\frac{1}{4}$ da corda, medido a partir do bordo de ataque (ver figura 2.10) [14]. As forças resultantes totais destes carregamentos, normais e tangenciais (ver figuras 3.3 e 3.4), são, respectivamente, $F_N = 59,58 \text{ kN}$ e $F_T = 20,05 \text{ kN}$. A raiz da pá não é prevista pela teoria formulada por [22] e, por isso, não se tem informações acerca dos carregamentos nessa região. Cabe destacar que: **i)** o carregamento nessa região é baixo, pois essa não é uma zona hidrodinamicamente significativa; e **ii)** o carregamento nessa parte gera baixas tensões nas regiões críticas da pá. Os carregamentos normais, tangenciais e resultantes podem ser observados, respectivamente, nas figuras 3.3, 3.4 e 3.5.

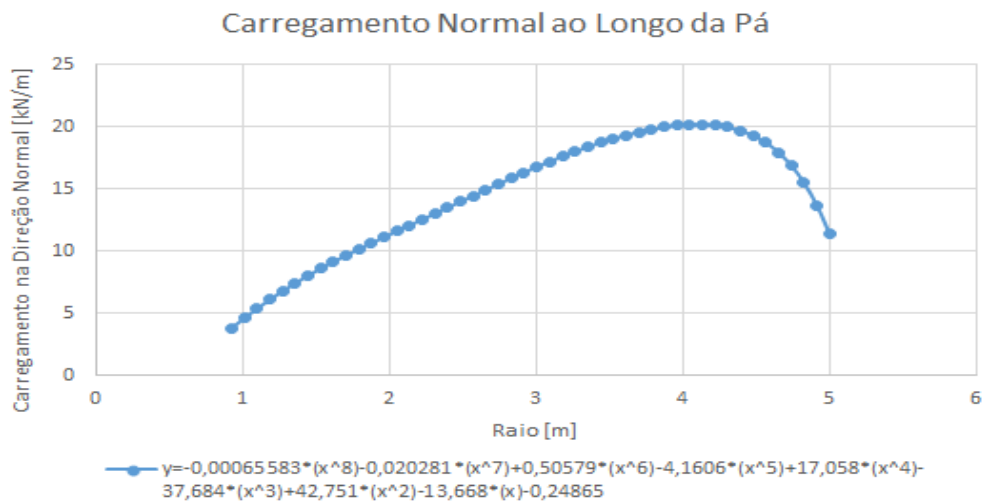


Figura 3.3: Carregamento normal ao longo da pá.

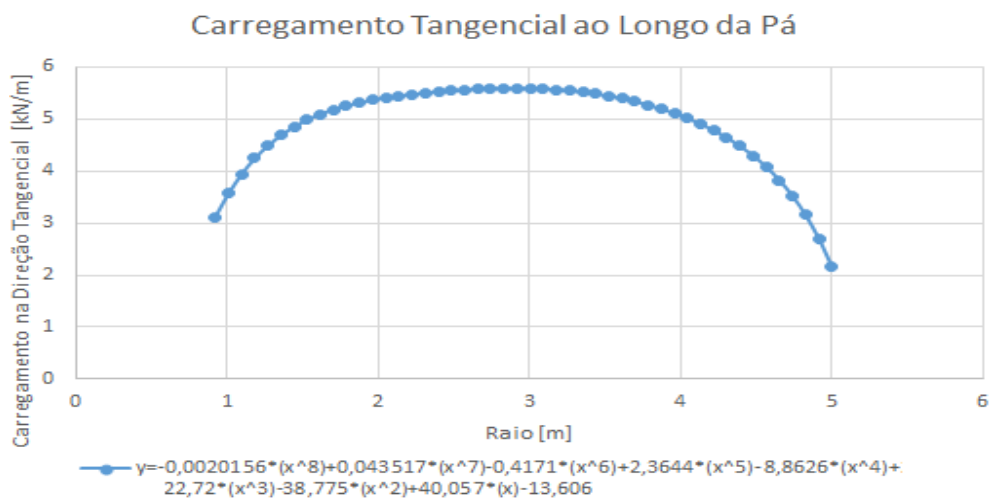


Figura 3.4: Carregamento tangencial ao longo da pá.

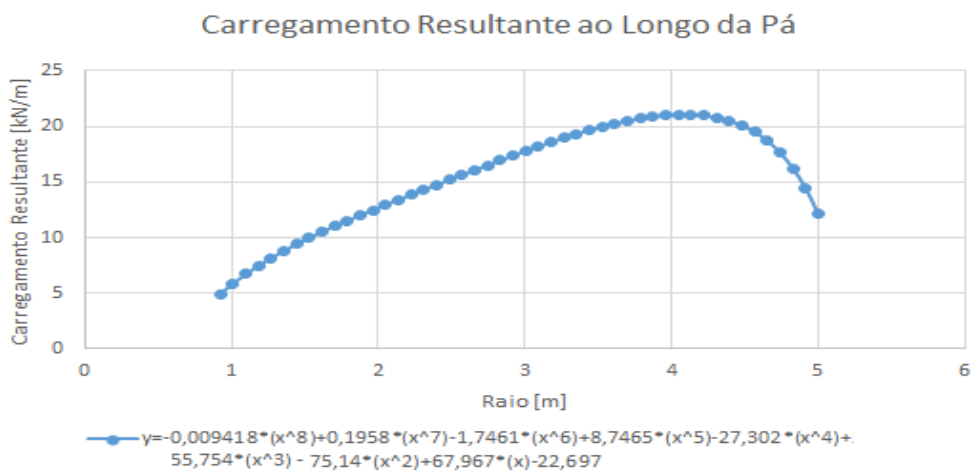


Figura 3.5: Carregamento resultante ao longo da pá.

Pode-se observar na figura 3.6 uma representação incluindo detalhes geométricos e o funcionamento do rotor da turbina hidrocinética analisada, com seu cubo e uma das suas 3 pás. Também são apresentados na figura 3.6 os comprimentos característicos dessa pá, cortes da mesma com a representação de alguns perfis hidrodinâmicos e o sentido de rotação do rotor.

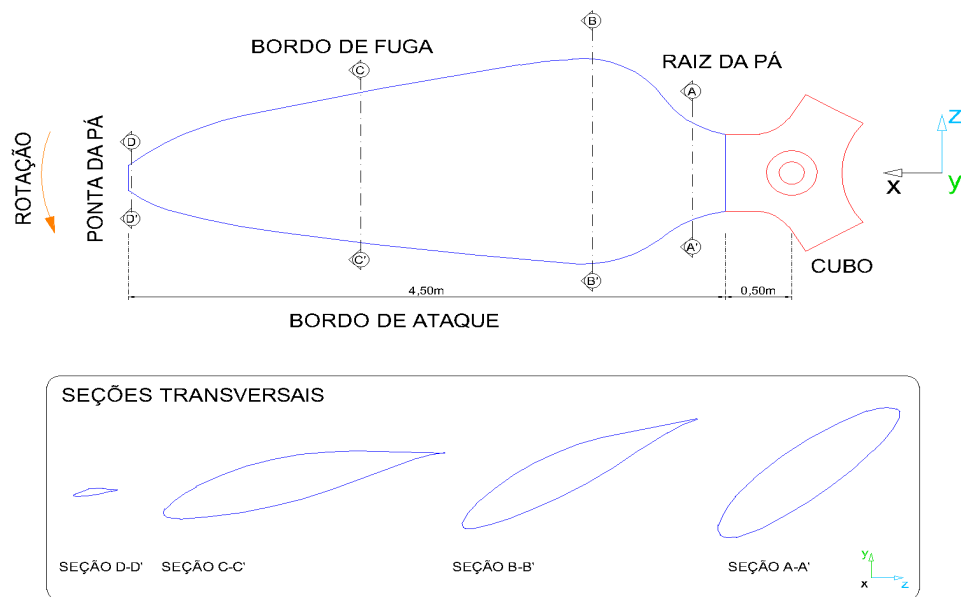


Figura 3.6: Representação do rotor da turbina hidrocinética analisada.

Foram estabelecidas 4 posições críticas para as pás quando as mesmas concluem uma rotação completa em torno do eixo Y positivo. Essas posições são apresentadas na figura 3.7. Na 2ª posição crítica, a direção e o sentido positivo do eixo X coincidem com a orientação do campo gravitacional terrestre.

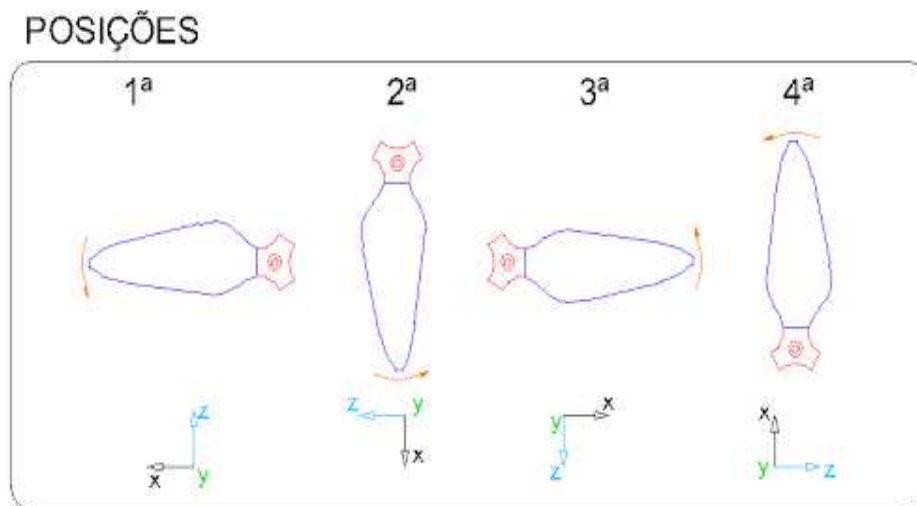


Figura 3.7: Posições críticas da pá ao longo de uma rotação completa em torno do eixo Y positivo.

3.3 Procedimentos Adotados nas Simulações Numéricas em Elementos Finitos com Material Compósito

Para analisar o comportamento mecânico da pá da turbina hidrocínética citada anteriormente, submetida a esforços combinados devidos a: carregamento hidrodinâmico; peso próprio; e força centrífuga, foi utilizada a versão acadêmica do software comercial de elementos finitos Ansys Mechanical APDL 14.0. As subseções a seguir descrevem os procedimentos mais importantes adotados nas simulações numéricas.

3.3.1 Modelo Geométrico

De posse dos 50 perfis hidrodinâmicos obtidos com o auxílio da teoria descrita por [22], foi necessário criar um trecho para o alívio de tensões na raiz da pá. Dessa forma, foram inseridos nessa região 4 perfis de transição que são, cada um deles, a composição de 4 arcos de elipses com os mesmos centros geométricos (C) e semi-eixos diferentes, conforme ilustrado na Figura 3.8, unidos da seguinte maneira: o primeiro quadrante é composto por 1/4 de elipse com semi-eixo vertical V_a e semi-eixo horizontal H_a , o segundo quadrante é formado por um 1/4 de elipse com semi-eixo vertical V_a e semi-eixo horizontal H_b , o terceiro quadrante é estabelecido por 1/4 de elipse com semi-eixo vertical V_b e semi-eixo horizontal H_b e, por fim, o quarto quadrante é constituído por 1/4 de elipse com semi-eixo vertical V_b e semi-eixo horizontal H_a . O último perfil de transição substitui o primeiro perfil hidrodinâmico previsto anteriormente, já o segundo perfil hidrodinâmico previsto foi removido da pá. Os dois primeiros perfis hidrodinâmicos previstos apresentam uma geometria extremamente afilada tal que, do ponto de vista estrutural, concentra muito as tensões mecânicas. Por esse motivo, foram necessárias fazer as modificações citadas anteriormente. O centro geométrico de cada perfil de transição é alinhado com a intersecção entre a linha de corda e a linha da espessura média (ver figura 2.8) do 1º perfil hidrodinâmico da pá modelada, ou seja, o 3º perfil hidrodinâmico calculado pela teoria descrita por [22].

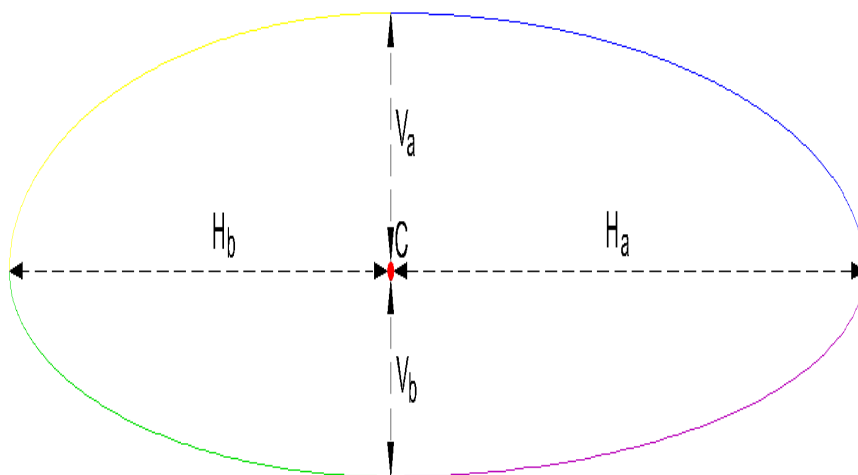


Figura 3.8: Figura geométrica utilizada nos perfis de transição.

Cada seção da pá foi modelada pela seguinte quantidade de *keypoints*: os 4 perfis de transição foram descritos por 100 *keypoints* cada um, e os 48 perfis hidrodinâmicos restantes por 48 *keypoints* cada um. A figura 3.9 apresenta as seções da pá descritas por *keypoints*.

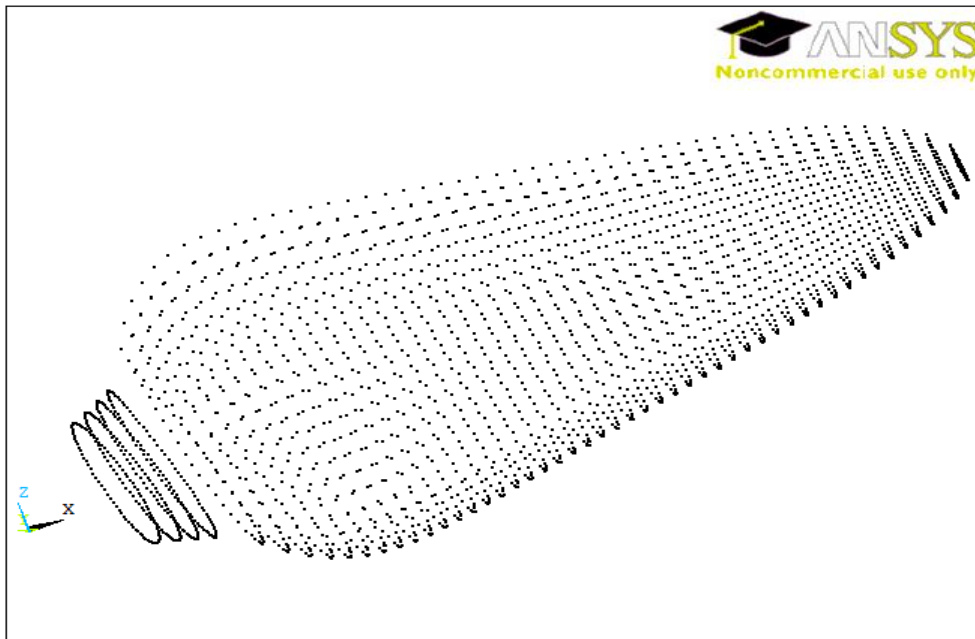


Figura 3.9: Seções da pá descritas por *keypoints*.

Após descrever todas as seções por *keypoints*, foram criadas *splines* ligando os *keypoints* em cada uma das seções, como mostrado na figura 3.10.

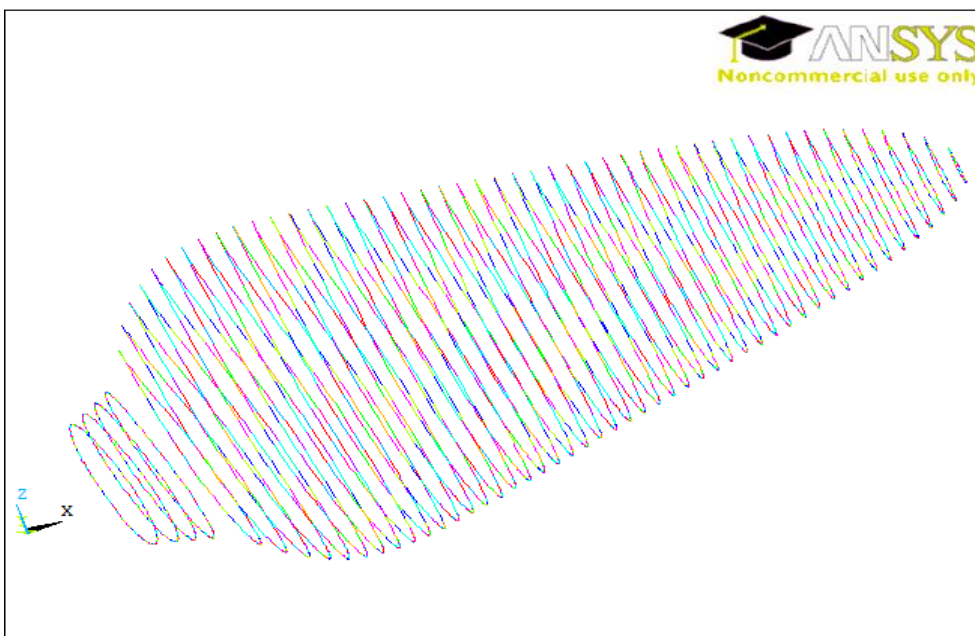


Figura 3.10: *Splines* ligando os *keypoints* das seções da pá.

Como mostrado na figura 3.11, as várias *splines* de cada seção da pá foram combinadas e, como resultado, foram transformadas em apenas 2 *splines* por seção.

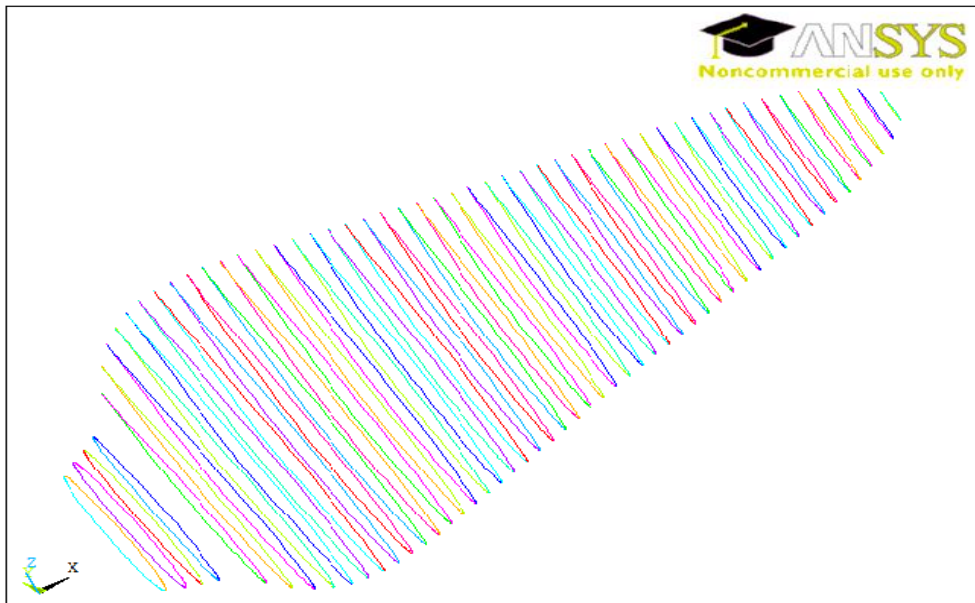


Figura 3.11: Seções da pá descritas por 2 *splines* em cada uma.

Foram criadas *splines* que compõem 2 linhas guias. Essas linhas, que são apresentadas na figura 3.12, servirão para moldar os contornos das áreas que compõem a casca da pá.

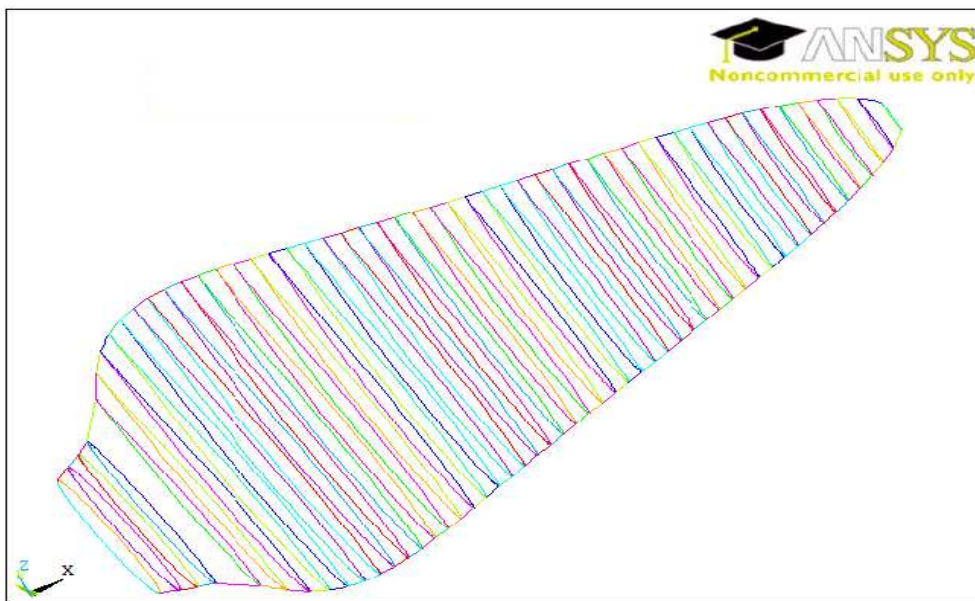


Figura 3.12: Linhas guias para formação das áreas que compõem a casca da pá.

A casca da pá é formada pelas várias áreas dispostas ao longo do comprimento da pá. Essas áreas, que são mostradas na figura 3.13, são formadas pelas regiões delimitadas pelos respectivos contornos das porções das seções da pá, e das linhas guias correspondentes.

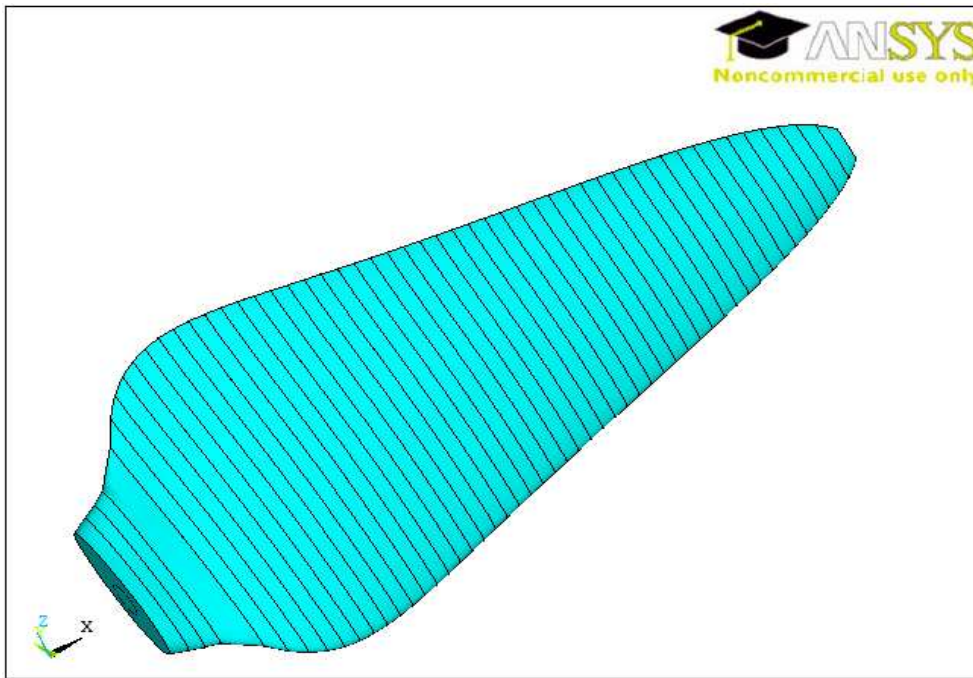


Figura 3.13: Áreas que formam a casca da pá.

Para garantir maior rigidez estrutural, facilitar a fabricação das pás e reduzir os esforços sobre as cascas, foi criado um conjunto de elementos internos, que pode ser visto na figura 3.14, composto por 1 longarina e 10 nervuras. A longarina tem a forma de um tubo cilíndrico com diâmetro igual a 20 cm e comprimento aproximado de 2,5 m. Cada nervura é gerada pela área formada entre as seções transversais da casca e da longarina.

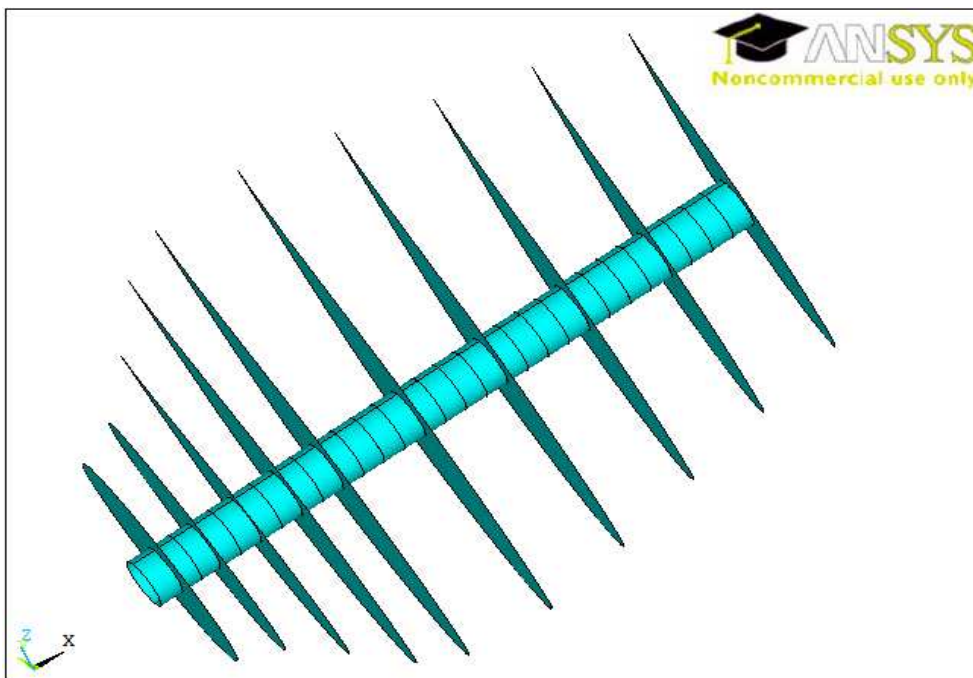
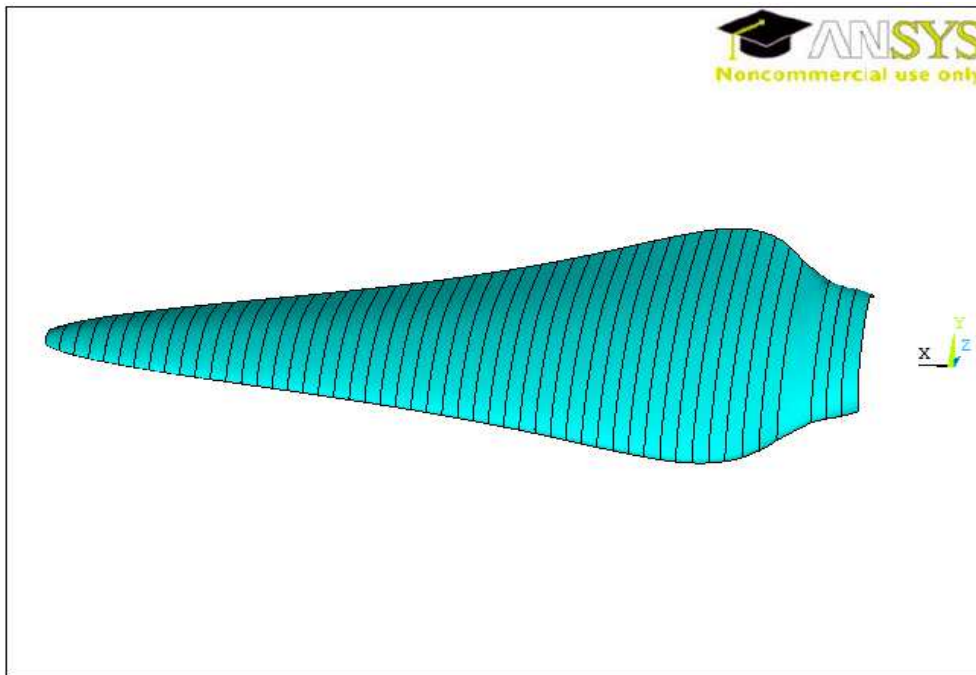
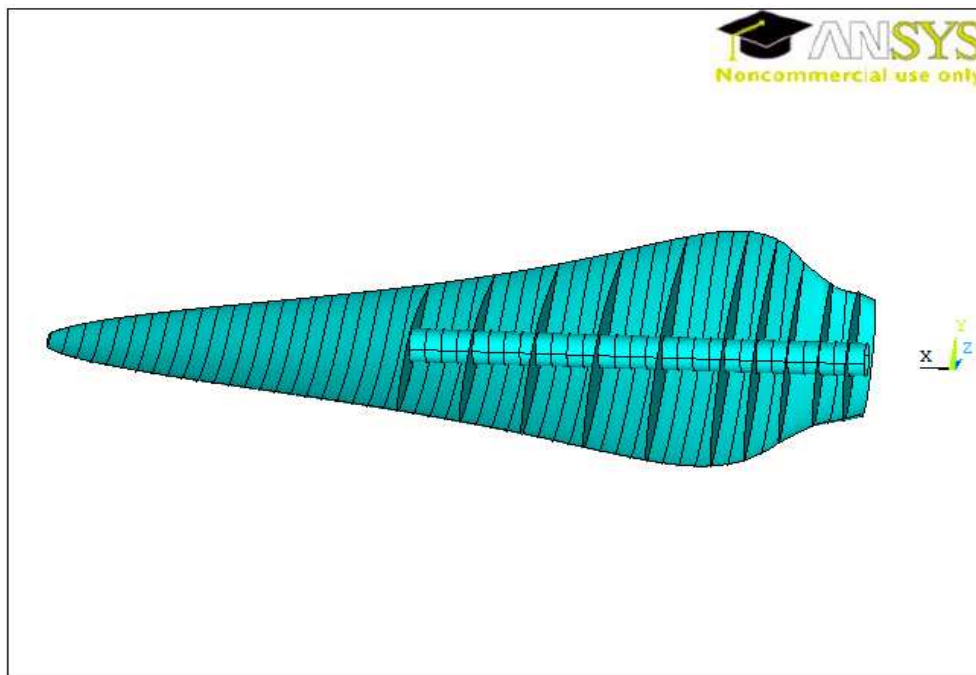


Figura 3.14: Conjunto composto por longarina e nervuras.

Para facilitar o entendimento acerca da estrutura da pá, a figura 3.15 apresenta a pá dividida em 2 partes: (a) parte superior da casca (extradorso) separada do restante da pá e (b) pá sem a parte superior da casca, ou seja, pá com a parte inferior da casca (intradorso), longarina e nervuras.



(a) Extradorso separado do restante da pá.



(b) Pá sem o extradorso.

Figura 3.15: Pá dividida em 2 partes: (a) extradorso separado do restante da pá e (b) pá sem o extradorso.

3.3.2 Elemento de Casca Adotado

O elemento finito utilizado nas simulações numéricas para prever o comportamento mecânico da pá foi o Shell281, que é um elemento bidimensional apropriado para analisar estruturas de cascas com espessuras finas a moderadamente grossas. Trata-se de um elemento quadrático que possui 8 nós com 6 graus de liberdade em cada nó: translações nos eixos x , y e z ; e rotações em torno dos eixos x , y e z . Esse elemento pode ser utilizado em aplicações com laminados para modelagem de cascas compósitas ou estruturas sanduíche. A teoria de deformação cisalhante de primeira ordem (ver sub-seção 2.2.6) rege a precisão da modelagem de cascas compósitas desse elemento [30]. A figura 3.16 apresenta as formas possíveis para o elemento Shell281, o sistema de coordenadas do elemento e a localização dos 8 nós (I, J, K, L, M, N, O e P).

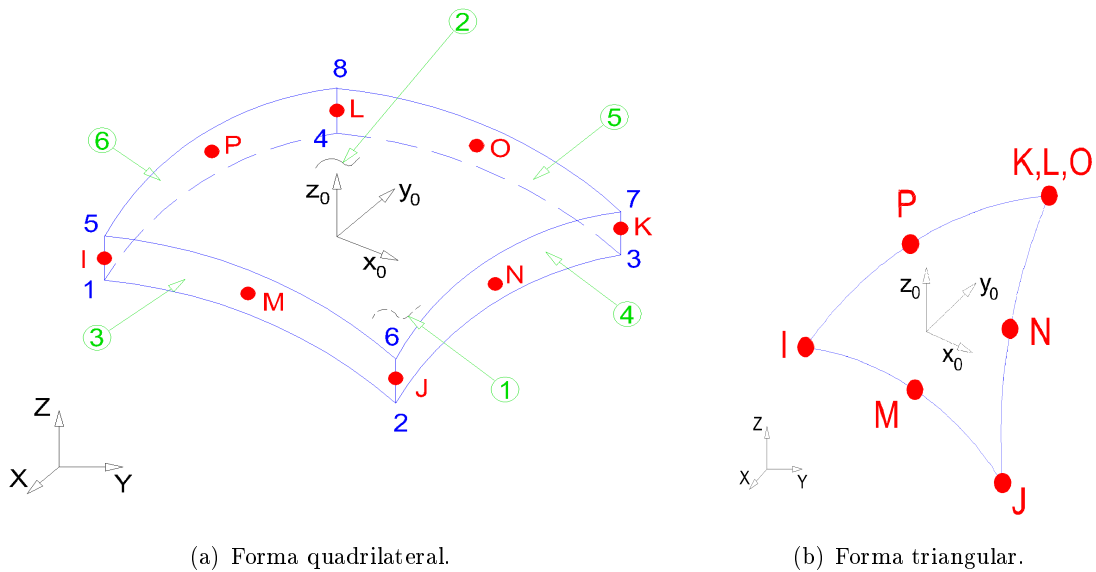


Figura 3.16: Formas do elemento Shell281: (a) quadrilateral; e (b) triangular. Adaptado de [30].

Normalmente, o elemento Shell281 encontra-se em sua forma quadrilateral (ver figura 3.16 (a)). Entretanto, a forma triangular (ver figura 3.16 (b)) pode ser obtida definindo-se o mesmo número de nó para os nós K, L e O. Para se obter maior precisão dos resultados, a Ansys Inc. recomenda que esse elemento seja utilizado em sua forma quadrilateral [30].

Quando na forma quadrilateral, esse elemento utiliza 2x2 pontos de Gauss. Já quando esse elemento se apresenta na forma triangular, são utilizados 3 pontos de Gauss. A regra de integração utilizada para os resultados ao longo da espessura da lâmina é a regra de Simpson e o número de pontos de integração pode ser definido como sendo igual a 1, 3, 5, 7 e 9 [30]. Foi atribuído no presente trabalho a quantidade de pontos integração padrão desse elemento, ou seja, 3 pontos de integração ao longo da espessura.

Para esse elemento, a quantidade de resultados armazenados nas lâminas é definida pelo comando KEYOPT(8). O padrão para esse elemento é o KEYOPT(8)=1, aonde somente serão armazenados os resultados do fundo da última lâmina e do topo da primeira lâmina. Para se obter resultados mais precisos, foi adotado o KEYOPT(8)=2, que armazena, para todas as camadas, os

resultados do topo, do meio e do fundo das mesmas. A adoção do KEYOPT(8)=2 permite que os resultados de membrana sejam calculados de forma correta, mas cabe lembrar que há um aumento significativo do volume de dados obtidos [30].

3.3.3 Material Compósito Utilizado nas Pás

Como citado no capítulo 1, existem poucas informações detalhadas sobre os tipos de materiais utilizados em pás de turbinas hidrocínéticas quando comparadas às de turbinas eólicas. Entretanto, os materiais usados em pás de turbinas eólicas podem ser empregados em aplicações subaquáticas, desde que sejam levados em conta os seguintes aspectos: maior ênfase na proteção contra corrosão, leveza e impermeabilidade à água, flutuabilidade neutra e revestimento anti-incrustante [5]. Para garantir a impermeabilidade e o bom acabamento, as superfícies externas das cascas de pás compósitas são revestidas com uma camada de gel *coat* [6].

Considerando-se os altos índices de resistências e rigidez específicos, excelente resistência à corrosão e à fadiga, boa tenacidade à fratura, facilidade de moldar-se a superfícies complexas e de dupla curvatura, e capacidade de desenvolver um produto compatível com o carregamento, Assef [5] propõe a utilização de lâminas pré-impregnadas de carbono/epóxi unidirecional do tipo AS4/3501-6 para a casca de uma pá de hidrocínética movida pela correnteza oceânica. Dada a similaridade dos tipos de pás, adotou-se também no presente trabalho as lâminas pré-impregnadas do tipo AS4/3501-6, cujas características gerais, propriedades elásticas e resistências mecânicas são apresentadas, respectivamente, nas tabelas 3.1, 3.2 e 3.3. Nas tabelas 3.2 e 3.3, os subscritos 1 e 2 referem-se às direções paralelas e transversais às fibras, respectivamente, e o subscrito 3 é perpendicular ao plano (1,2). Os subscritos 12, 13 e 23, referem-se aos planos formados pelas direções 1 e 2, 1 e 3, e 2 e 3, respectivamente.

Tabela 3.1: Características gerais das lâminas pré-impregnadas de carbono/epóxi do tipo AS4/3501-6. Adaptado de [5].

Sistema do material	Pré-impregnado
Tipo de fibra	Carbono AS-4
Tipo de resina	Epóxi
Fração Volumétrica de fibra, V_F , [%]	60
Densidade, ρ , [g/cm^3]	1,58

Tabela 3.2: Propriedades elásticas das lâminas pré-impregnadas de carbono/epóxi do tipo AS4/3501-6. Adaptado de [5].

E_1	E_2	E_3	G_{12}	G_{23}	G_{13}	ν_{12}	ν_{23}	ν_{13}
[GPa]	[GPa]	[GPa]	[GPa]	[GPa]	[GPa]			
143	10	10	6	3	5	0,3	0,52	0,3

Tabela 3.3: Resistências mecânicas das lâminas pré-impregnadas de carbono/epóxi do tipo AS4/3501-6. Adaptado de [5].

F_{1t} [MPa]	F_{1c} [MPa]	F_{2t} [MPa]	F_{2c} [MPa]	F_{3t} [MPa]	F_{3c} [MPa]	F_4 [MPa]	F_5 [MPa]	F_6 [MPa]	c_4	c_5	c_6
2172	-1558	54	-186	59	-186	87	94	124	-1	-1	-1

3.3.4 Condições de Contorno

A casca e a longarina das pás de turbinas hidrocínéticas são normalmente fixadas junto ao cubo através de parafusos, restringindo assim os 6 graus de liberdade das mesmas. Na prática, para fazer a conexão das pás ao cubo na região da raiz, as cascas e a longarina são fixadas por adesivos a insertos metálicos constituídos por anéis de aço. Dessa forma, a pá foi modelada como engastada em suas base, como pode ser observado na figura 3.17.

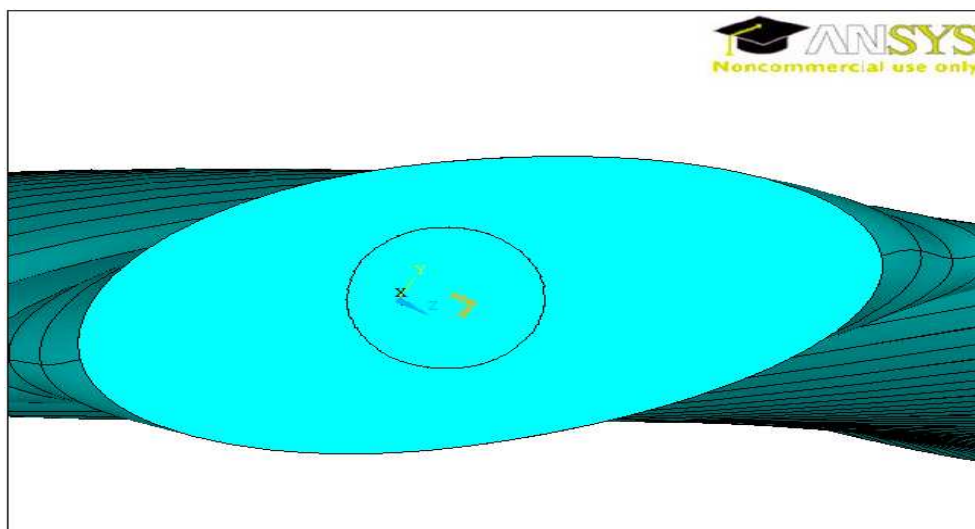


Figura 3.17: Pá engastada.

3.3.5 Carregamentos

A pá modelada apresenta dois carregamentos hidrodinâmicos: um normal à superfície definida pelo plano de rotação das pás e outro tangencial, como descrito na seção 3.2. Foram plotados nos gráficos das figuras 3.3 e 3.4 somente os valores a partir do 3º perfil hidrodinâmico previsto, pois não há informações acerca dos carregamento sobre os perfis de transição. Sendo assim, os carregamentos hidrodinâmicos somente foram atribuídos aos perfis hidrodinamicamente significativos.

Como citado na seção 3.2, os carregamentos hidrodinâmicos encontram-se, para cada seção transversal ao longo da pá, em um ponto localizado à $\frac{1}{4}$ da corda, medido a partir do bordo de ataque. Entretanto, esse é um ponto que encontra-se fora do domínio analisado e, dessa forma,

não é possível que esses carregamentos sejam diretamente aplicados à estrutura. A aplicação das forças hidrodinâmicas em outro local provoca esforços diferenciados na estrutura, principalmente no que se refere aos momentos fletores e torçores.

O recurso encontrado para resolver esse problema foi utilizar as equações de restrições através do comando RBE3 do Ansys. Esse comando permite que forças e/ou momentos aplicados a um nó mestre sejam distribuídos a conjunto de nós escravos. As forças e momentos são distribuídos proporcionalmente com a distância do centro de gravidade dos nós escravos multiplicadas automaticamente pelos fatores de ponderação. Somente os graus de liberdade de translação dos nós escravos são utilizados para construir as equações de restrição. Essas equações são convertidas para distribuir forças e/ou momentos para os nós escravos durante a solução do problema. As equações de restrição criadas com o uso do RBE3 são do tipo em que o movimento do nó mestre é a média dos escravos. A rotação do nó mestre provém de uma abordagem de mínimos quadrados das translações dos nós escravos [30].

Em cada região entre dois perfis hidrodinâmicos foi colocado um nó mestre para aplicação dos esforços hidrodinâmicos daquele intervalo. Os nós foram dispostos na posição média entre os pontos localizados à $\frac{1}{4}$ da corda, medido a partir do bordo de ataque, dos perfis que limitam tal intervalo. No Ansys, os graus de liberdade dos nós são determinados pelos elementos que o contém. Como as equações de restrições não são elementos, elas não fornecem informações sobre os graus de liberdade dos nós. Por isso, faz-se necessário criar um elemento para cada nó mestre e, para isso, lançou-se mão do uso do elemento MASS21. Foram atribuídas baixíssimas massas à esses elementos (10^{-10} kg), de forma que as mesmas não influenciem os resultados. A figura 3.18 apresenta a distribuição dos nós mestres (asteriscos em vermelho) ao longo da pá.

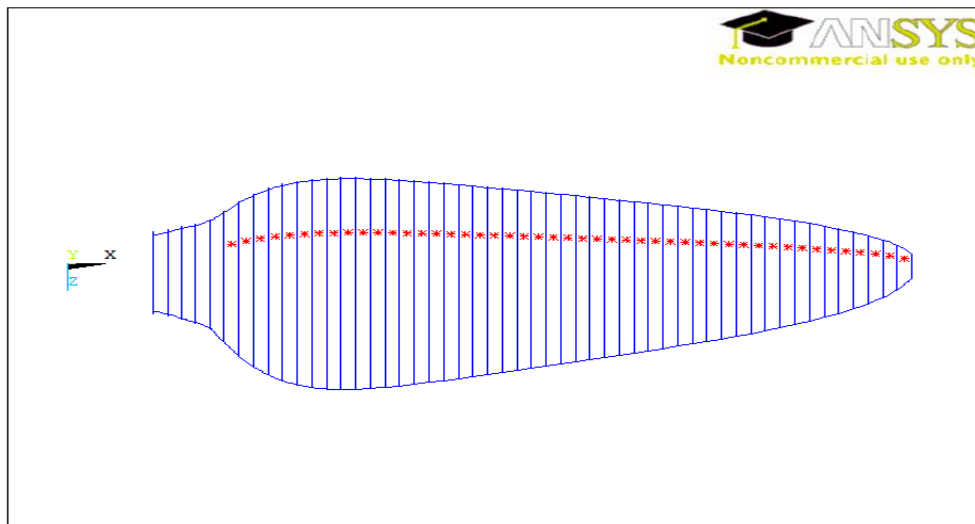


Figura 3.18: Distribuição dos nós mestres ao longo da pá.

Após criar os elementos que contém os nós mestres, deve-se utilizar o comando RBE3 para que sejam criadas as equações de restrição que estabelecem conexões entre o nó mestre e os nós escravos, que estão contidos no extradorso e intradorso do respectivo intervalo. A figura 3.19

apresenta as direções das conexões das conexões associadas às equações de restrição entre um nó mestre e seus respectivos nós escravos.

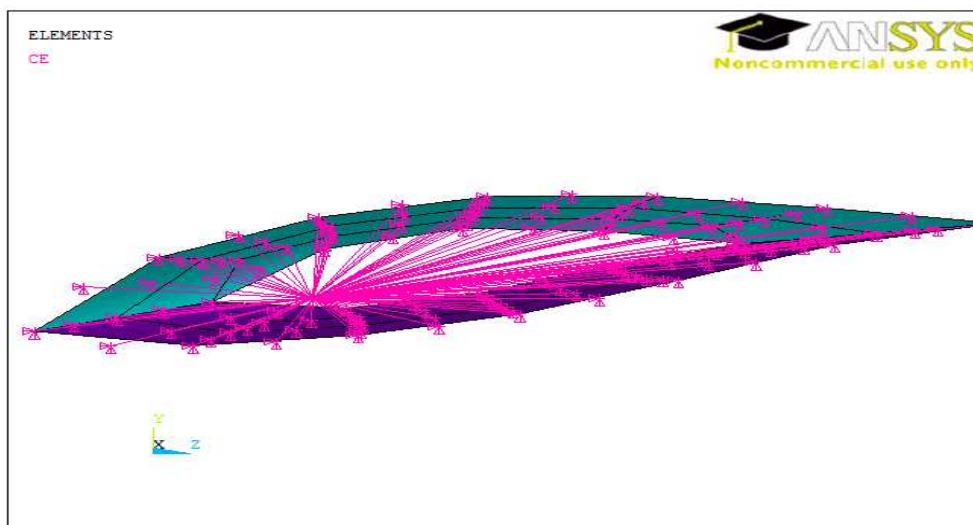


Figura 3.19: Representação das conexões associadas às equações de restrição entre um nó mestre e seus respectivos nós escravos.

Os carregamentos normal e tangencial foram aplicados a cada nó mestre como, respectivamente, uma força na direção do eixo Y positivo e outra força na direção do eixo Z negativo. Os valores das forças normal e tangencial em cada segmento foram obtidos, respectivamente, da seguinte forma: integrou-se, no intervalo correspondente ao início e ao fim de cada trecho, as funções que interpolam os dados dos gráficos apresentados nas figuras 3.3 e 3.4. Os valores encontrados após as integrações foram multiplicados por 1000 para que a unidade das forças obtidas passassem de kN para N. A figura 3.20 apresenta a aplicação do carregamento hidrodinâmico sobre os nós mestres.

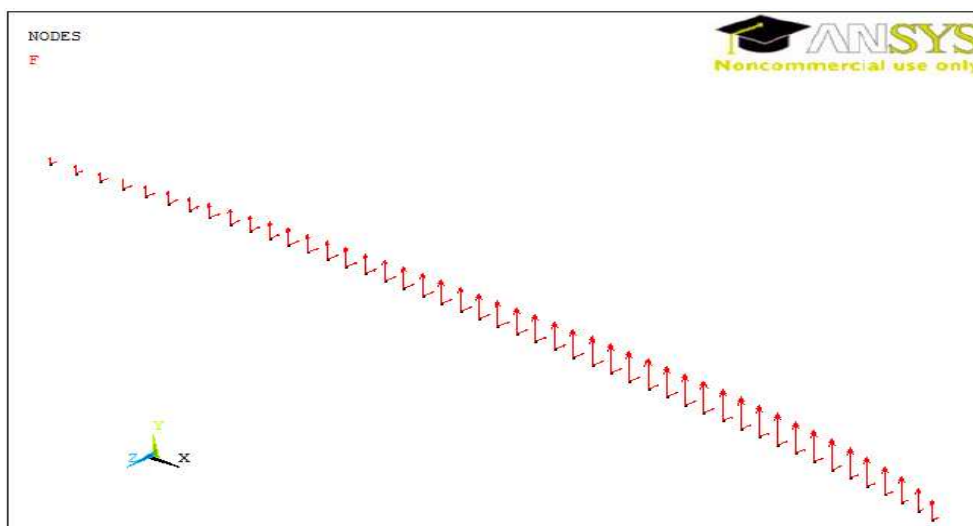


Figura 3.20: Carregamento hidrodinâmico aplicado sobre os nós mestres.

A força centrífuga devida à velocidade angular de 30 rpm da pá foi adicionada ao modelo na direção positiva do eixo Y (ver o vetor em azul na figura 3.21).

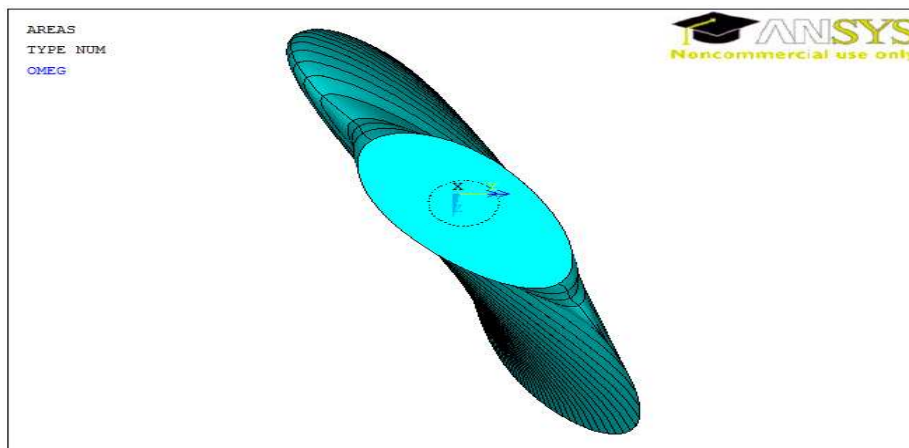
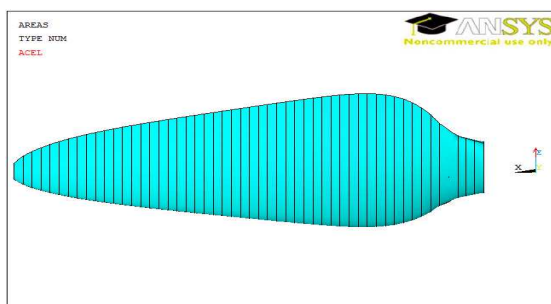
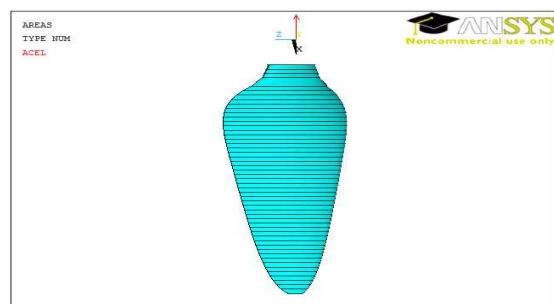


Figura 3.21: Força centrífuga devida à rotação da pá.

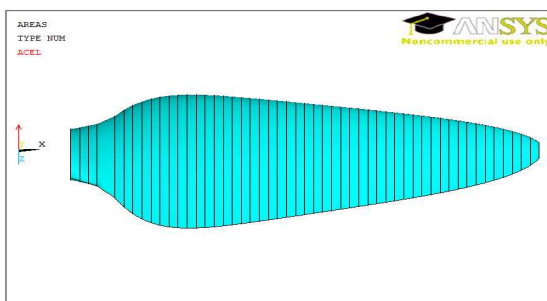
O efeito da força gravitacional depende da posição em que a pá se encontra (ver figura 3.7). No Ansys, para simular o efeito gravitacional com o uso de efeitos inerciais, deve-se utilizar o comando ACEL para impor uma aceleração no sentido oposto ao da gravidade [30]. Os vetores das acelerações utilizados no problema foram colocados da seguinte forma: eixo Z positivo para a 1ª posição, eixo X negativo para a 2ª posição, eixo Z negativo para a 3ª posição e eixo X positivo para a 4ª posição. As figuras 3.22 (a), (b), (c) e (d) apresentam, respectivamente, a aceleração utilizada (vetor em vermelho) para a 1ª, 2ª, 3ª e 4ª posição.



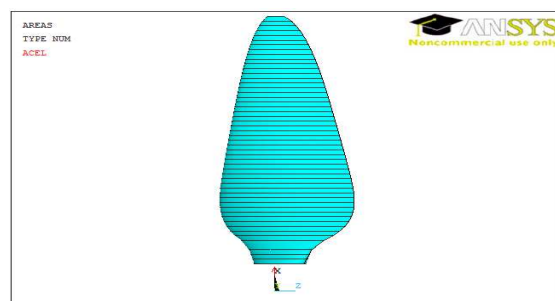
(a) Aceleração na 1ª posição.



(b) Aceleração na 2ª posição.



(c) Aceleração na 3ª posição.



(d) Aceleração na 4ª posição.

Figura 3.22: Acelerações dos eixos: (a) 1ª posição; (b) 2ª posição; (c) 3ª posição; e (d) 4ª posição.

A força de empuxo exercida pela água sobre a pá não foi contabilizada no presente trabalho.

3.3.6 Sistema de Coordenadas dos Elementos

É fundamental saber o sistema de coordenadas do laminado para que o mesmo seja corretamente definido. As propriedades do material, a relativa orientação da lâmina em relação ao eixo do laminado, e outros parâmetros e propriedades são definidos no sistema de coordenadas do laminado, a menos que seja especificado de outra maneira. Os resultados obtidos por derivação (deformações e tensões) também podem ser obtidos nessas direções. Na análise de elementos finitos, o sistema de coordenadas do laminado é associado ao sistema de coordenadas do elemento, com um único sistema ortogonal destro associado a cada elemento [8].

Para os elementos de cascas, os eixos X e Y precisam ser definidos na superfície do elemento, com o eixo Z sempre normal a superfície. A orientação padrão dos eixos X e Y dependem do código comercial e do tipo do elemento [8]. Nas figuras 3.16 (a) e 3.16 (b), os eixos X_0 , Y_0 e Z_0 representam, respectivamente, a orientação padrão dos eixos x, y e z desse elemento, já os eixos X, Y e Z representam, respectivamente, os eixos coordenados globais. No Ansys, a orientação padrão desse elemento tem o eixo X_0 alinhado com a primeira direção paramétrica do elemento para os quatro pontos de integração no plano, como mostrado na equação 3.1 [30].

$$X_0 = \frac{\frac{\partial \{x\}}{\partial s}}{\left| \frac{\partial \{x\}}{\partial s} \right|} \quad (3.1)$$

A geometria do elemento $\{x\}$ é dada pela equação 3.2.

$$\{x\} = \sum_{i=1}^8 h^i(s, r) \{x\}^i \quad (3.2)$$

em que:

- (s, r) representam duas coordenadas do elemento isoparamétricas;
- $h^i(s, r)$ são as funções de forma associadas aos 8 nós do elemento;
- $\{x\}^i$ representam as coordenadas globais dos 8 nós do elemento.

Foi necessário criar um sistema de coordenadas local e utilizar o comando *esys* para orientar o sistema de coordenadas de cada elemento conforme desejado, ou seja, orientado de acordo com o sistema de coordenadas local. Os sistemas de coordenadas dos elementos na longarina, nas nervuras e na casca são apresentados, respectivamente, nas figuras 3.23, 3.24 e 3.25, onde: eixo X tem a cor preta, eixo Y possui a cor amarela e o eixo Z se apresenta na cor azul.

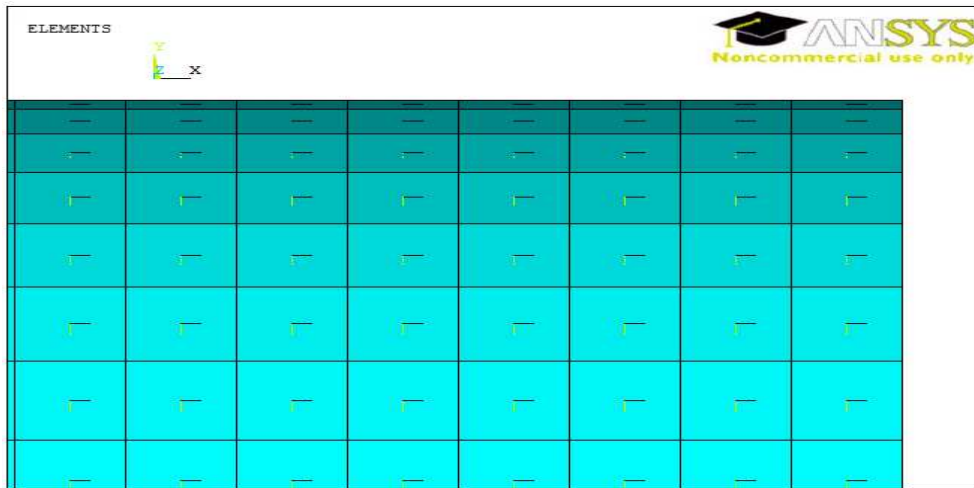


Figura 3.23: Orientação dos sistemas de coordenadas dos elementos na longarina.

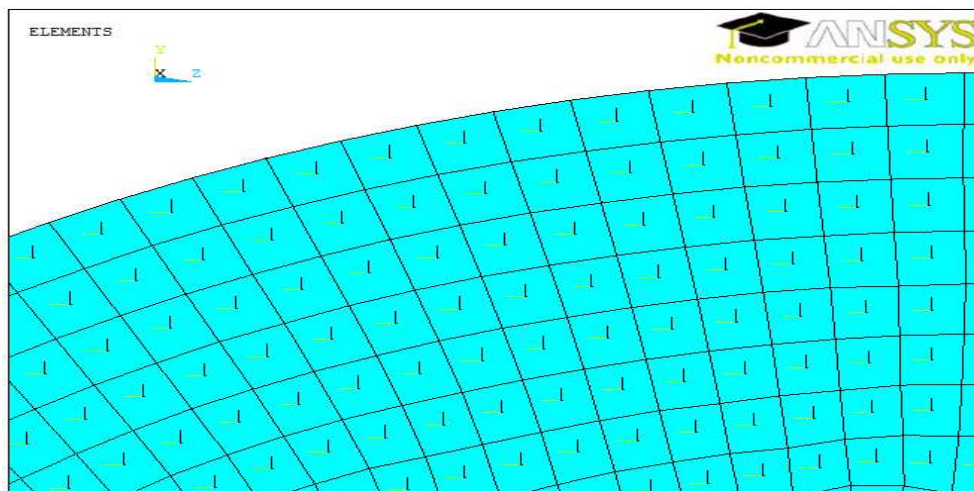


Figura 3.24: Orientação dos sistemas de coordenadas dos elementos nas nervuras.

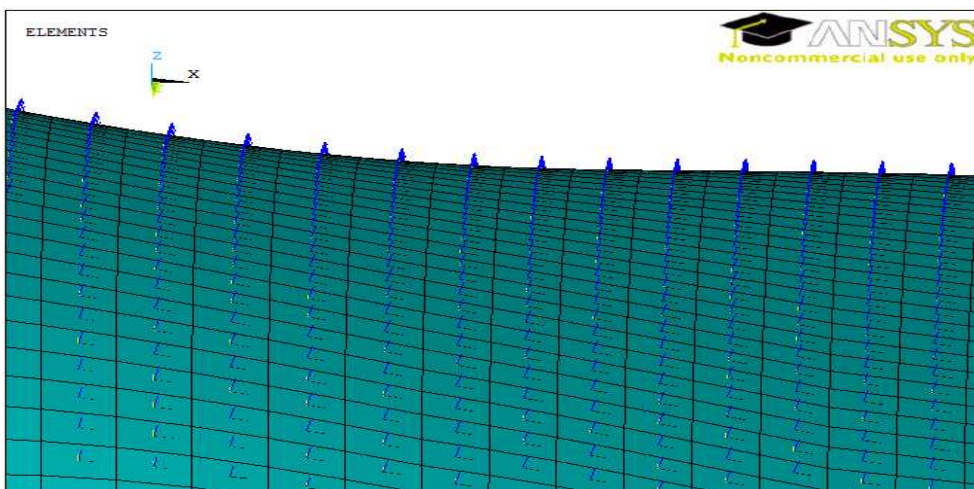


Figura 3.25: Orientação dos sistemas de coordenadas dos elementos na casca.

3.3.7 Convergência da Malha

Para avaliar a convergência do modelo, a pá foi mantida na 1ª posição (nessa condição, a flexão gerada pelo peso próprio encontra-se no mesmo sentido e direção da flexão causada pela força tangencial) e inicialmente foram adotados os seguintes laminados simétricos de 8 lâminas para cada componente da pá: $[0,0,0,0]_s$ com espessura total de 1 cm para a longarina, $[45,-45,45,-45]_s$ com espessura total de 1 cm para as nervuras e $[0,0,0,0]_s$ com espessura total de 1 cm para a casca. Na especificação dos ângulos, em graus, que as fibras unidirecionais de cada lâmina formam com o eixo X do laminado (ver Figura 2.20), o subscrito s indica que o laminado é simétrico em relação ao plano médio. Assim, devido à simetria, basta especificar as orientações das 4 primeiras fibras. Os valores dos ângulos das 4 últimas camadas são obtidos rebatendo-se os valores dos 4 primeiros em relação ao plano médio. As lâminas da longarina e da casca foram orientadas inicialmente dessa forma por causa do grande esforço nesses componentes devido à flexão da pá. Já as lâminas das nervuras foram orientadas inicialmente da forma mencionada porque a mesma apresenta uma tensão de cisalhamento significativa. Depois disso, foram gerados, em todos os componentes, elementos com tamanho aproximado de 4,00 cm. Foram obtidas, na lâmina que apresenta o maior critério de falha, as máximas e mínimas tensões normais e cisalhantes, no sistema de coordenadas global, em todos as partes da pá.

Em seguida, os mesmos procedimentos anteriores foram adotados, com exceção do tamanho dos elementos que foram alterados para os seguintes valores: 3,75 cm, 3,50 cm, 3,25 cm, 3,00 cm, 2,75 cm, 2,5 cm, 2,25 cm, 2,00 cm, 1,75 cm e 1,5 cm. Foram então plotados gráficos, um para cada componente, com curvas das tensões máximas (σ_x^+ , σ_y^+ , σ_z^+ , σ_{yz}^+ , σ_{xz}^+ e σ_{xy}^+) e mínimas (σ_x^- , σ_y^- , σ_z^- , σ_{yz}^- , σ_{xz}^- e σ_{xy}^-) pela quantidade de nós. Selecionou-se, para cada item da pá, uma malha na qual fora observado convergência dos resultados encontrados. Não foram efetuados refinamentos localizados na malha de nenhum componente, pois a mudança na sequência dos laminados (processo explicado na seção 3.3.9) altera a localização das tensões críticas observadas nessa etapa.

3.3.8 Pré-Seleção dos Laminados

Determinada qual a malha deverá ser utilizada em cada componente, verifica-se quais os valores máximos de índice de falha para cada parte da pá. Como os índices de falha em cada local da lâmina são diferentes, deve-se escolher o maior valor observado entre os resultados obtidos no fundo, meio e topo da camada que apresenta o maior índice de falha. No presente trabalho, foi estabelecido que os índices de falha máximos segundo Tsai-Wu devem ser menores que 0,5 para todos os itens da pá e, por isso, alterou-se as espessuras da longarina, nervuras e casca de modo a obter valores de índices de falha de Tsai-Wu próximos ao pretendido. Esse procedimento, denominado de pré-seleção, foi adotado para que a pá, antes do processo de seleção do laminado, já estivesse dentro do padrão determinado.

3.3.9 Seleção dos Laminados

Para avaliar uma sequência de laminados ideal, deu-se início a um processo de seleção dos laminados aonde as espessuras totais obtidas na pré-seleção foram mantidas em cada passo. Os laminados avaliados para a construção das partes da pá (i.e. longarina, nervuras e cascas) são apresentados na tabela 3.4 e as 4 etapas para seleção dos laminados são descritas a seguir:

1. Etapa 1: os laminados das nervuras e da casca foram mantidos iguais aos utilizados na pré-seleção e as lâminas da longarina variavam em laminados simétricos com 8 camadas (descritos na tabela 3.4);
2. Etapa 2: o laminado da longarina que apresentou o menor índice de falha segundo Tsai-Wu foi selecionado. As nervuras variaram em laminados simétricos com 8 camadas (descritos na tabela 3.4) e as lâminas das cascas mantiveram-se iguais às da pré-seleção;
3. Etapa 3: selecionou-se o laminado que apresentou o menor índice de falha para a nervura, manteve-se o laminado selecionado para a longarina na etapa 1 e variou-se os laminados simétricos com 8 camadas para as cascas;
4. Etapa 4: selecionou-se o laminado que apresentou o menor índice de falha para a casca e manteve-se os laminados selecionados nas etapas anteriores.

Tabela 3.4: Orientação das fibras dos laminados avaliados para construção dos componentes das pás.

[-75,-75,-75,-75]s	[-60,-60,-60,-60]s	[-45,-45,-45,-45]s	[-30,-30,-30,-30]s	[-15,-15,-15,-15]s
[15,15,15,15]s	[30,30,30,30]s	[45,45,45,45]s	[60,60,60,60]s	[75,75,75,75]s
[0,-75,75,0]s	[0,-60,60,0]s	[0,-45,45,0]s	[0,-30,30,0]s	[0,-15,15,0]s
[0,15,-15,0]s	[0,30,-30,0]s	[0,45,-45,0]s	[0,60,-60,0]s	[0,75,-75,0]s
[0,-75,75,90]s	[0,-60,60,90]s	[0,-45,45,90]s	[0,-30,30,90]s	[0,-15,15,90]s
[0,15,-15,90]s	[0,30,-30,90]s	[0,45,-45,90]s	[0,60,-60,90]s	[0,75,-75,90]s
[90,-75,75,0]s	[90,-60,60,0]s	[90,-45,45,0]s	[90,-30,30,0]s	[90,-15,15,0]s
[90,15,-15,0]s	[90,30,-30,0]s	[90,45,-45,0]s	[90,60,-60,0]s	[90,75,-75,0]s
[90,-75,75,90]s	[90,-60,60,90]s	[90,-45,45,90]s	[90,-30,30,90]s	[90,-15,15,90]s
[90,15,-15,90]s	[90,30,-30,90]s	[90,45,-45,90]s	[90,60,-60,90]s	[90,75,-75,90]s
[0,0,0,0]s	[0,0,0,90]s	[0,0,90,0]s	[0,0,90,90]s	[0,90,0,0]s
[0,90,0,90]s	[0,90,90,0]s	[0,90,90,90]s	[90,0,0,0]s	[90,0,0,90]s
[90,0,90,0]s	[90,0,90,90]s	[90,90,0,0]s	[90,90,0,90]s	[90,90,90,0]s
[90,90,90,90]s	[-75,75,-75,75]s	[-60,60,-60,60]s	[-45,45,-45,45]s	[-30,30,-30,30]s
[-15,15,-15,15]s	[15,-15,15,-15]s	[30,-30,30,-30]s	[45,-45,45,-45]s	[60,-60,60,-60]s
[75,-75,75,-75]s	[-75,75,75,-75]s	[-60,60,60,-60]s	[-45,45,45,-45]s	[-30,30,30,-30]s
[-15,15,15,-15]s	[15,-15,-15,15]s	[30,-30,-30,-30]s	[45,-45,-45,45]s	[60,-60,-60,60]s
[75,-75,-75,75]s				

Como as lâminas tem reforço unidirecional, sendo bem mais rígidas e resistentes na direção paralela às fibras, os ângulos dos laminados variaram de 0° a 90° , em intervalos de 15° , obedecendo as seguintes condições:

1. Todos os laminados são simétricos em relação ao plano médio, tal que $[B] = 0$, de forma a anular 18 tipos de acoplamentos elásticos entre extensão-cisalhamento com flexão-torção;
2. Foram incluídos laminados totalmente unidirecionais $[0,0,0,0]_s$ e $[90,90,90,90]_s$, que reforçam uma única direção, bem como um caso de laminado quase-isotrópico $[0,45,-45,90]_s$, que reforça todas as direções de um plano uniformemente;
3. Em alguns casos, para anular acoplamentos tipo extensão-cisalhamento, foram adotados sub-laminados tipo *angle-ply*, ou seja, $[\theta, -\theta]_s$.

Como apresentado na seção 3.3.6, a referência para as orientações das fibras na longarina e nas cascas (ver figuras 3.23 e 3.25, respectivamente) associa o ângulo 0° ao eixo X e nas nervuras (ver figura 3.24) ao eixo Y.

3.3.10 Pós-Seleção dos Laminados

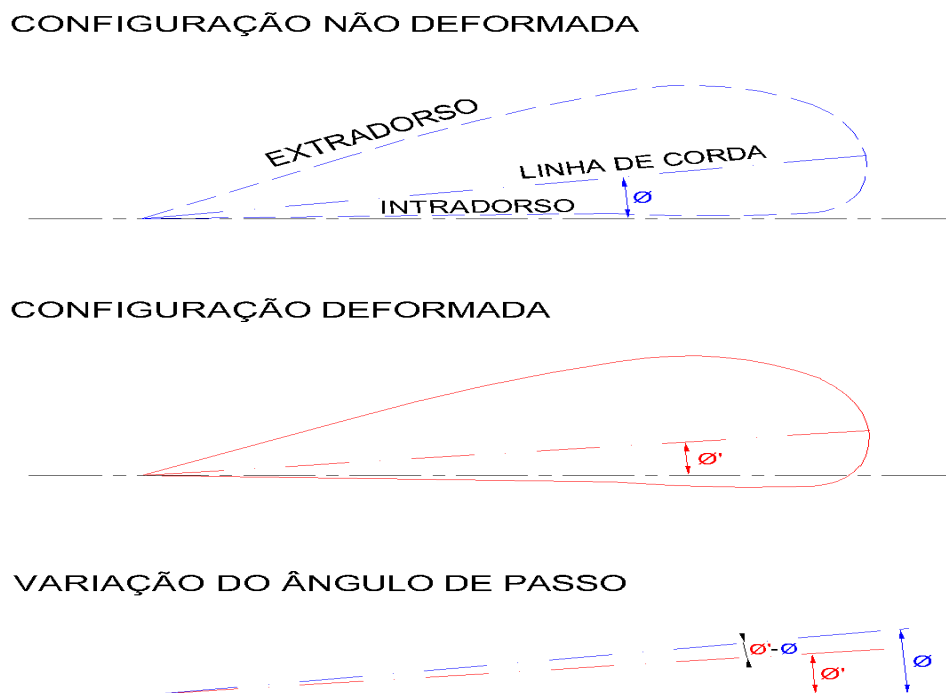


Figura 3.26: Variação do ângulo de passo.

Após selecionar os laminados, o índice de falha máximo para cada componente da pá é calculado com a seleção final obtida na seção 3.3.9. Afim de otimizar a pá, as espessuras dos itens são diminuídas, respeitando-se o valor máximo estabelecido para o índice de falha. Ao final, são feitas

análises elásticas (deslocamentos em cada direção e variações no ângulo de passo) e uma análise de flambagem linear da estrutura. A figura 3.26 apresenta uma ilustração da variação do ângulo de passo.

3.4 Procedimentos Adotados nas Simulações Numéricas em Elementos Finitos com Material Metálico

Para atestar a eficiência da seleção obtida ao final do procedimento descrito na seção 3.3, simulou-se a pá com a liga de alumínio AA6061-T6 envelhecida. A pá metálica foi simulada com as seguintes características iguais às da pá compósita: geometria (seção 3.3.1), elemento de casca (seção 3.3.2), condições de contorno (seção 3.3.4), carregamento (seção 3.3.5), sistema de coordenadas dos elementos (seção 3.3.6) e malha (seção 3.3.7). Dessa forma, a simulação numérica com a pá metálica só se distingue da simulação com a pá compósita pelo material utilizado, procedimentos adotados na obtenção dos laminados e resultados a serem obtidos. A seguir serão abordados os procedimentos diferenciais na análise da pá metálica.

3.4.1 Material Metálico Utilizado nas Pás

A liga de alumínio adotada nessa simulação, cujas propriedades são apresentadas na Tabela 3.5, foi a mesma utilizada no artigo publicado por [14]. Essa é uma liga composta por alumínio, magnésio e silício, apresenta boa soldabilidade, alta resistência mecânica, fácil acesso no mercado e ótima resistência à corrosão [15].

Tabela 3.5: Propriedades mecânicas da liga de alumínio AA6061-T6 envelhecida [15].

Propriedades	AA6061-T6 (envelhecida)
Tensão de escoamento, σ_Y , [MPa]	276
Tensão de ruptura, σ_u , [MPa]	310
Límite de fadiga, σ_f , [MPa]	96,5
Deformação de ruptura, %	17
Módulo de elasticidade, E, [GPa]	68,9
Coefficiente de Poisson, ν	0,33
Densidade, ρ , [g/cm ³]	2,7

3.4.2 Resultados da Pá Metálica

O índice de falha máximo em relação ao critério de von Mises estabelecido para a longarina, nervuras e casca foi de 0,5, ou seja, numericamente igual ao índice de falha de Tsai-Wu máximo admitido para os componentes da pá compósita. Sendo assim, a pá metálica foi dimensionada de

modo que, quando a mesma se encontrar na 1ª posição, o índices de falhas máximos segundo von Mises não ultrapassem o valor estipulado e, de forma análoga ao procedimento adotado na seção 3.3.10, foram feitas, para a pá dimensionada, análises elásticas e de flambagem linear.

Capítulo 4

Resultados Obtidos

4.1 Introdução

Os resultados numéricos apresentados nesta seção foram simulados utilizando-se o *software* comercial de elementos finitos Ansys, seguindo-se os procedimentos descritos no Capítulo 3. Inicialmente são exibidos os resultados obtidos utilizando-se o material compósito (carbono/epoxi) e, por fim, aqueles obtidos com material metálico isotrópico (liga de alumínio).

4.2 Resultados Obtidos com Material Compósito

Tabela 4.1: Relação entre o número de nós e o tamanho aproximado dos elementos em cada malha.

Tamanho aproximado do elemento [cm]	Longarina Número de nós	Nervuras Número de nós	Casca Número de nós
4,00	4112	6835	33475
3,75	4734	7904	36514
3,50	4990	8623	39828
3,25	5260	10038	44377
3,00	5786	11816	52709
2,75	8256	13794	68531
2,50	9100	16366	77199
2,25	9800	19611	90789
2,00	13792	24933	123337
1,75	15840	31820	163800
1,50	22008	42535	190687

Após seguir os passos descritos nas seções 3.3.1 até 3.3.6, deu-se início, como descrito na seção 3.3.7, ao processo de convergência da malha a ser utilizada. A tabela 4.1 apresenta a relação entre o número de nós e o tamanho aproximado de elemento utilizado em cada malha.

Os resultados da convergência da malha obtidos para a longarina, nervuras e casca são apresentados, respectivamente, nas figuras 4.1, 4.2 e 4.3.

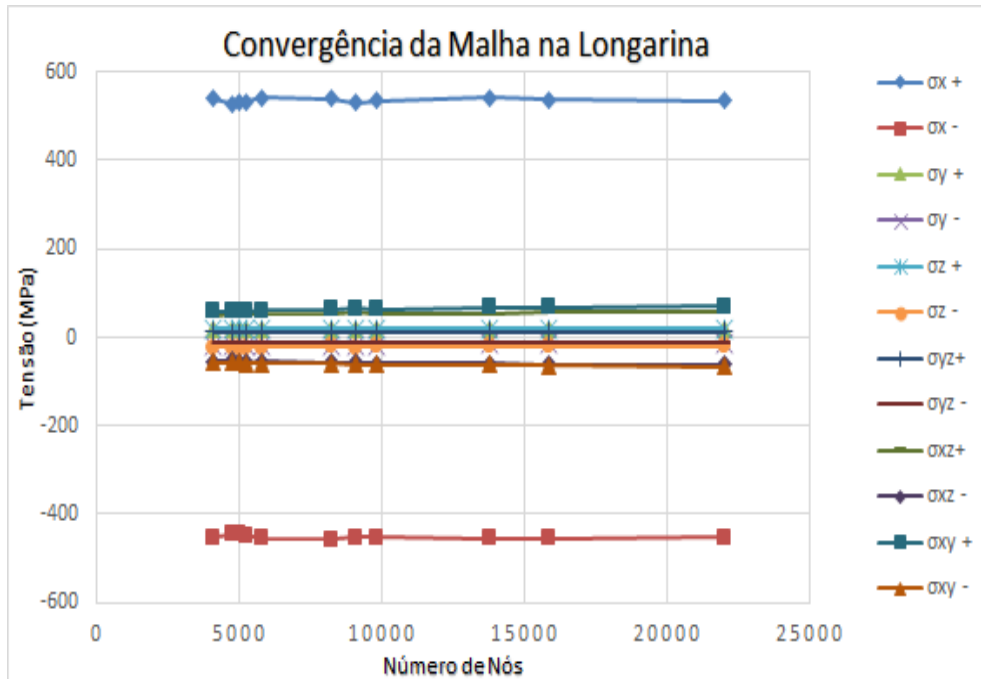


Figura 4.1: Convergência da malha na longarina.

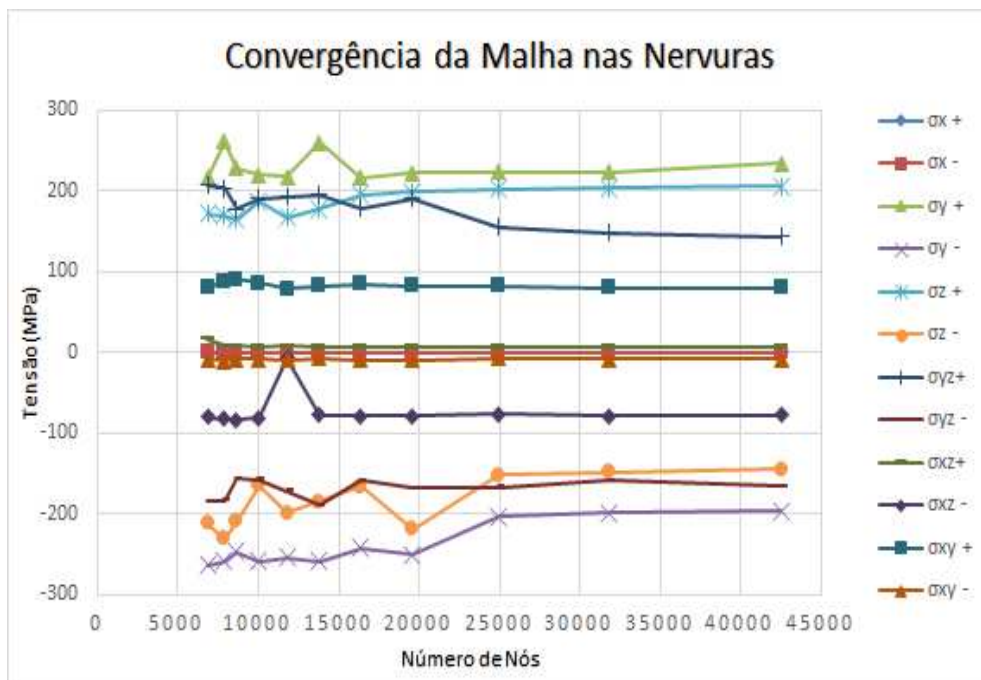


Figura 4.2: Convergência da malha nas nervuras.

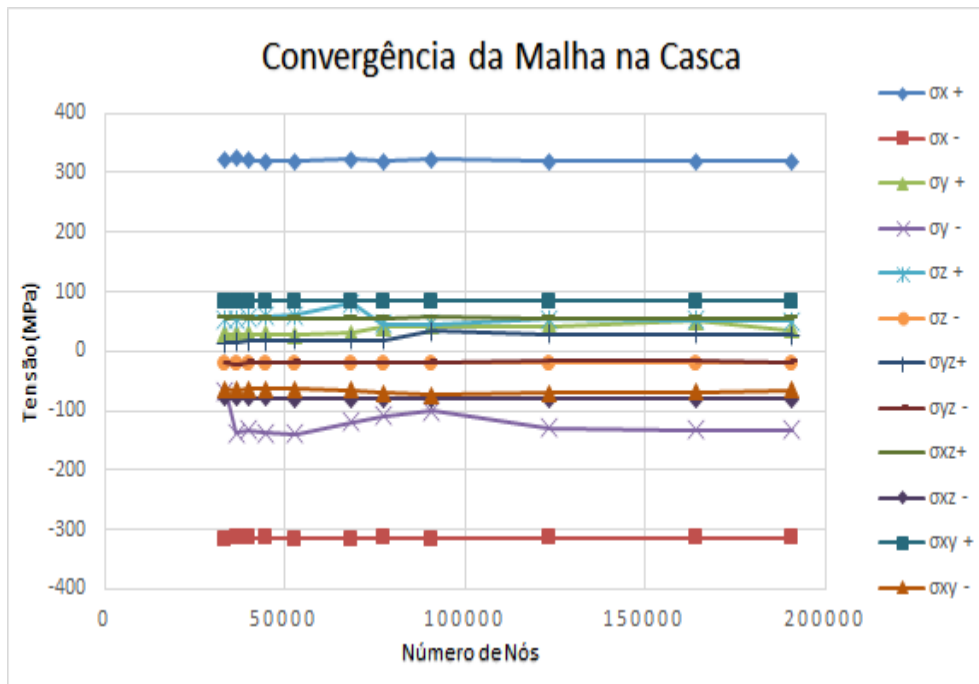


Figura 4.3: Convergência da malha na casca.

De posse dos gráficos apresentados nas figuras 4.1, 4.2 e 4.3, optou-se por utilizar os seguintes tamanhos aproximados de elementos para as malhas da longarina, das nervuras e da casca: 2,5 cm, 2 cm e 2 cm, respectivamente. Essas malhas foram escolhidas porque as tensões, em cada uma dessas malhas, apresentaram convergência em relação aos resultados obtidos.

Escolhidas as malhas para cada componente da pá, deu-se início ao processo de pré-seleção dos laminados descrito na seção 3.3.8. As espessuras totais de cada componente foram variadas até que, ao final do processo, as seguintes espessuras para a longarina, nervuras e casca fossem escolhidas: 1,4 cm, 1,6 cm e 1,0 cm, respectivamente. As figuras 4.4, 4.5 e 4.6 apresentam, respectivamente, os índices de falha segundo Tsai-Wu encontrados, na localização mais crítica da camada que possui o maior índice de falha, na longarina, nas nervuras e na casca. Os máximos índices de falha obtidos foram: 0,4688 para a longarina, 0,4958 para as nervuras e 0,4604 para a casca.

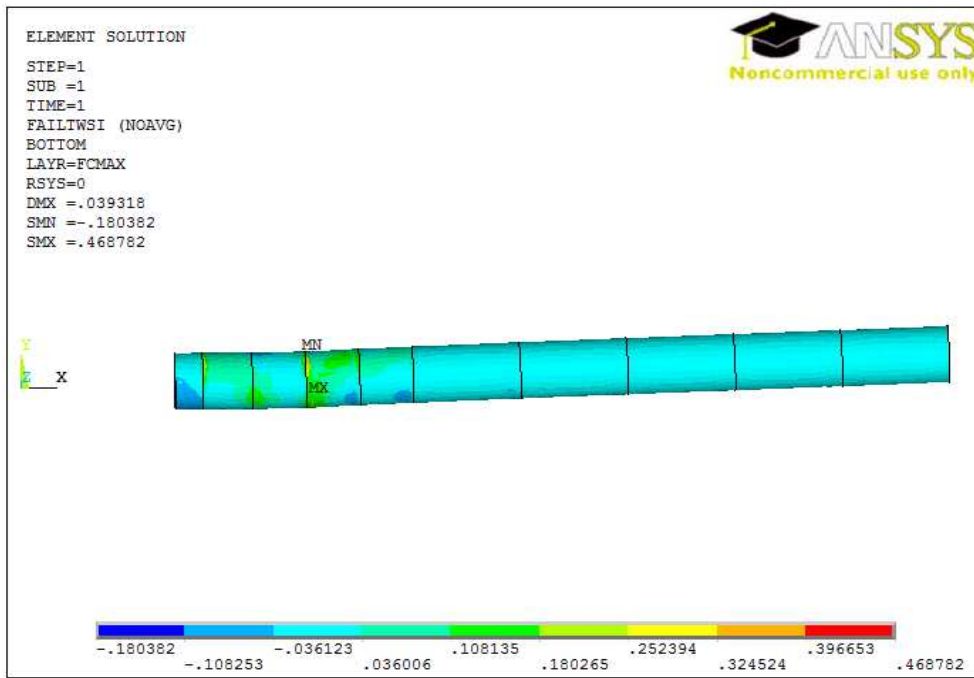


Figura 4.4: Índices de falha segundo Tsai-Wu encontrados na longarina na etapa de pré-seleção.

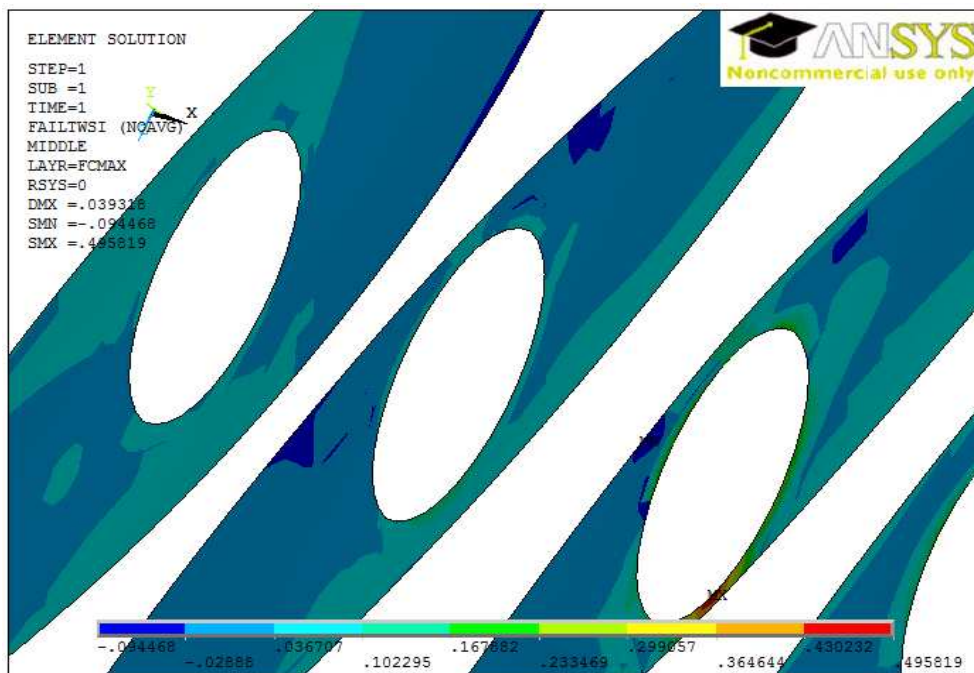


Figura 4.5: Índices de falha segundo Tsai-Wu encontrados nas nervuras na etapa de pré-seleção.

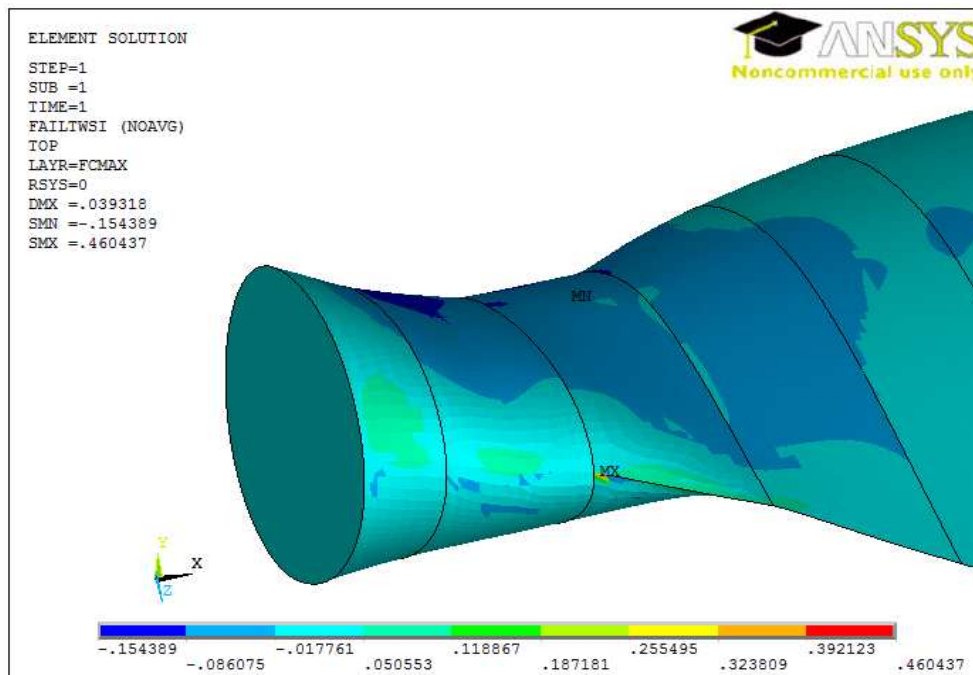


Figura 4.6: Índices de falha segundo Tsai-Wu encontrados na casca na etapa de pré-seleção.

Com as espessuras obtidas no processo de pré-seleção, deve-se dar início a seleção dos laminados, como descrito na seção 3.3.9. Os resultados obtidos em cada etapa são mostrados na tabela 4.2. O menor índice de Tsai-Wu encontrado em cada etapa é apresentado nas células coloridas.

Tabela 4.2: Resultados das 3 etapas da seleção dos laminados.

Laminado	Etapa 1 Máximo Tsai-Wu	Etapa 2 Máximo Tsai-Wu	Etapa 3 Máximo Tsai-Wu
[-75,-75,-75,-75]s	3,7036	3,6030	3,6330
[-60,-60,-60,-60]s	3,1565	3,7285	2,4968
[-45,-45,-45,-45]s	2,3635	3,6869	1,5799
[-30,-30,-30,-30]s	1,4024	3,4021	0,9840
[-15,-15,-15,-15]s	0,7197	2,7118	0,4019
[15,15,15,15]s	0,6566	1,2161	0,3833
[30,30,30,30]s	1,3255	0,7568	1,0325
[45,45,45,45]s	2,2367	0,9926	2,5537
[60,60,60,60]s	2,9825	1,3859	3,5249
[75,75,75,75]s	3,4250	2,0373	4,2069
[0,-75,75,0]s	0,5156	0,4575	0,2987
[0,-60,60,0]s	0,4362	0,5477	0,2578
[0,-45,45,0]s	0,3295	0,7144	0,2675
[0,-30,30,0]s	0,3100	1,0968	0,2967

Continua na próxima página

Tabela 4.2 – Continuação da página anterior

Laminado	Etapa 1 Máximo Tsai-Wu	Etapa 2 Máximo Tsai-Wu	Etapa 3 Máximo Tsai-Wu
[0,-15,15,0]s	0,3932	1,5968	0,2489
[0,15,-15,0]s	0,3252	1,3331	0,2515
[0,30,-30,0]s	0,2468	0,7576	0,2864
[0,45,-45,0]s	0,3285	0,4547	0,2598
[0,60,-60,0]s	0,4349	0,4221	0,2438
[0,75,-75,0]s	0,5133	0,4111	0,2905
[0,-75,75,90]s	0,6271	0,4487	0,4346
[0,-60,60,90]s	0,5224	0,5283	0,3360
[0,-45,45,90]s	0,3707	0,6481	0,2523
[0,-30,30,90]s	0,3156	0,9656	0,2013
[0,-15,15,90]s	0,3724	1,2634	0,2178
[0,15,-15,90]s	0,3110	1,1017	0,2401
[0,30,-30,90]s	0,3021	0,6966	0,2009
[0,45,-45,90]s	0,3603	0,4306	0,2528
[0,60,-60,90]s	0,5107	0,4381	0,3301
[0,75,-75,90]s	0,6166	0,4310	0,4229
[90,-75,75,0]s	2,3684	1,9271	1,6929
[90,-60,60,0]s	1,9640	1,4446	1,3323
[90,-45,45,0]s	1,3965	0,9207	0,9021
[90,-30,30,0]s	0,9765	0,5843	0,5962
[90,-15,15,0]s	0,7741	0,4355	0,4706
[90,15,-15,0]s	0,7897	0,4173	0,4589
[90,30,-30,0]s	1,0005	0,4342	0,5869
[90,45,-45,0]s	1,4244	0,6660	0,8352
[90,60,-60,0]s	1,9927	1,1353	1,2577
[90,75,-75,0]s	2,3767	1,6969	1,6573
[90,-75,75,90]s	3,6439	2,6026	3,8331
[90,-60,60,90]s	2,8161	1,8300	2,5276
[90,-45,45,90]s	1,7129	1,0430	1,2457
[90,-30,30,90]s	1,0837	0,5710	0,6896
[90,-15,15,90]s	0,8223	0,5349	0,4988
[90,15,-15,90]s	0,8308	0,4844	0,4828
[90,30,-30,90]s	1,1006	0,4865	0,6343
[90,45,-45,90]s	1,7360	0,7193	1,1491
[90,60,-60,90]s	2,8260	1,3774	2,3990
[90,75,-75,90]s	3,6416	2,2829	3,7650
[0,0,0,0]s	0,4688	1,9652	0,3053

Continua na próxima página

Tabela 4.2 – Continuação da página anterior

Laminado	Etapa 1 Máximo Tsai-Wu	Etapa 2 Máximo Tsai-Wu	Etapa 3 Máximo Tsai-Wu
[0,0,0,90]s	0,4184	1,4828	0,2407
[0,0,90,0]s	0,4127	0,7461	0,2206
[0,0,90,90]s	0,4016	0,6934	0,2386
[0,90,0,0]s	0,4642	0,4487	0,264
[0,90,0,90]s	0,5052	0,4278	0,3037
[0,90,90,0]s	0,5501	0,4382	0,3196
[0,90,90,90]s	0,6573	0,4012	0,4626
[90,0,0,0]s	0,7278	0,4002	0,4263
[90,0,0,90]s	0,7595	0,5031	0,4469
[90,0,90,0]s	0,8840	0,4971	0,5085
[90,0,90,90]s	0,9956	0,5211	0,6422
[90,90,0,0]s	1,3632	0,8640	0,8682
[90,90,0,90]s	1,4820	0,9132	1,0417
[90,90,90,0]s	2,5018	2,1609	1,8797
[90,90,90,90]s	3,7604	2,9954	4,2539
[-75,75,-75,75]s	3,3928	2,2733	3,4213
[-60,60,-60,60]s	1,9608	1,2646	1,6436
[-45,45,-45,45]s	0,8159	0,5135	0,5379
[-30,30,-30,30]s	0,3421	0,7994	0,3598
[-15,15,-15,15]s	0,3458	1,3752	0,2822
[15,-15,15,-15]s	0,2835	0,9497	0,2650
[30,-30,30,-30]s	0,3454	0,5613	0,3412
[45,-45,45,-45]s	0,8102	0,4256	0,4862
[60,-60,60,-60]s	1,9427	1,0567	1,5602
[75,-75,75,-75]s	3,3680	1,8296	3,3021
[-75,75,75,-75]s	3,3728	2,1334	3,3827
[-60,60,60,-60]s	1,8765	1,1681	1,5733
[-45,45,45,-45]s	0,7336	0,4767	0,4839
[-30,30,30,-30]s	0,2864	0,6950	0,3586
[-15,15,15,-15]s	0,3291	1,2684	0,2777
[15,-15,-15,15]s	0,2689	0,9767	0,2591
[30,-30,-30,30]s	0,2836	0,5442	0,3394
[45,-45,-45,45]s	0,7215	0,4386	0,4490
[60,-60,-60,60]s	1,8508	1,0701	1,5277
[75,-75,-75,75]s	3,3445	1,8620	3,3068
Seleção Final	[0,30-30,0]s	[90,0,0,0]s	[0,30,-30,90]s

Os laminados selecionados no processo de seleção dos laminados foram: $[0, 30, -30, 0]_s$ para a longarina, $[90, 0, 0, 0]_s$ para as nervuras e $[0, 30, -30, 90]_s$ para a casca. Com os laminados selecionados, parte-se para o processo de pós-seleção dos laminados descrito na seção 3.3.10. As figuras 4.7, 4.8 e 4.9 apresentam, ao final da etapa 3 da seleção dos laminados, os índices de falha para a longarina (0,3187), nervuras (0,2857) e casca (0,2009), respectivamente.

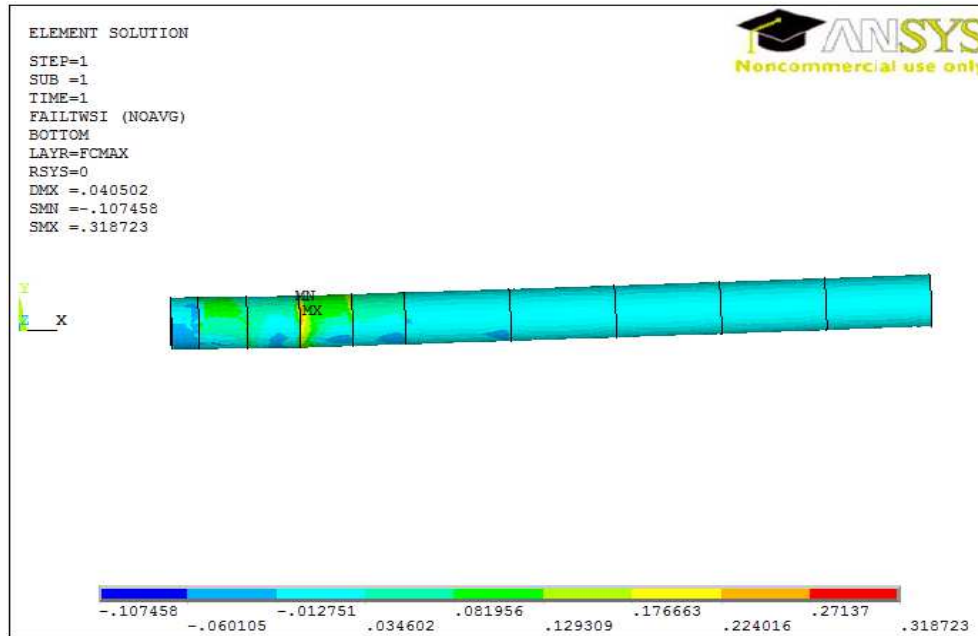


Figura 4.7: Índices de falha na longarina ao final da etapa 3 da seleção dos laminados.

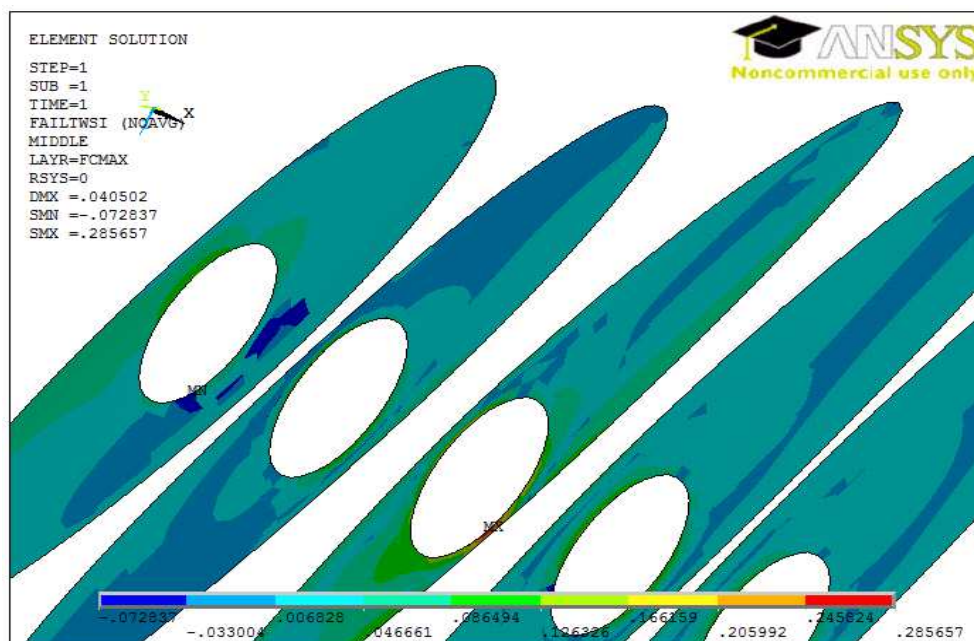


Figura 4.8: Índices de falha nas nervuras ao final da etapa 3 da seleção dos laminados.

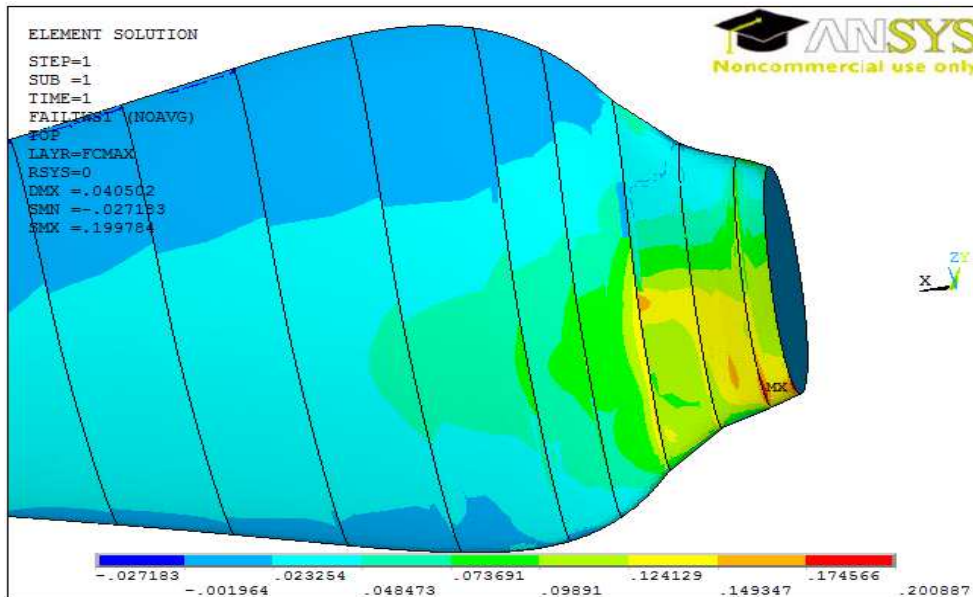


Figura 4.9: Índices de falha na casca ao final da etapa 3 da seleção dos laminados.

Observando que os máximos índices de falha nos componentes estavam bem abaixo do máximo estabelecido (no critério adotado de Tsai-Wu, o índice de falha de valor 1,0 corresponde ao limiar de falha de uma lâmina e para valores inferiores a 1,0 não há falha), foram variadas as espessuras dos componentes até que os itens da pá apresentassem índices de falha próximos à 0,5. Esse processo se faz necessário para otimizar a pá, reduzindo o peso e o custo da mesma. As espessuras finais determinadas para a pá de compósito foram: 1,2 cm para a longarina, 1,6 cm para as nervuras e 0,6 cm para a casca. Os índices de falha máximos ao final do processo de pós-seleção dos laminados para a longarina, nervuras e casca podem ser observados, respectivamente, nas figuras 4.10, 4.11 e 4.12. Os máximos índices de falha obtidos foram: 0,4319 para a longarina, 0,4787 para as nervuras e 0,4438 para a casca.

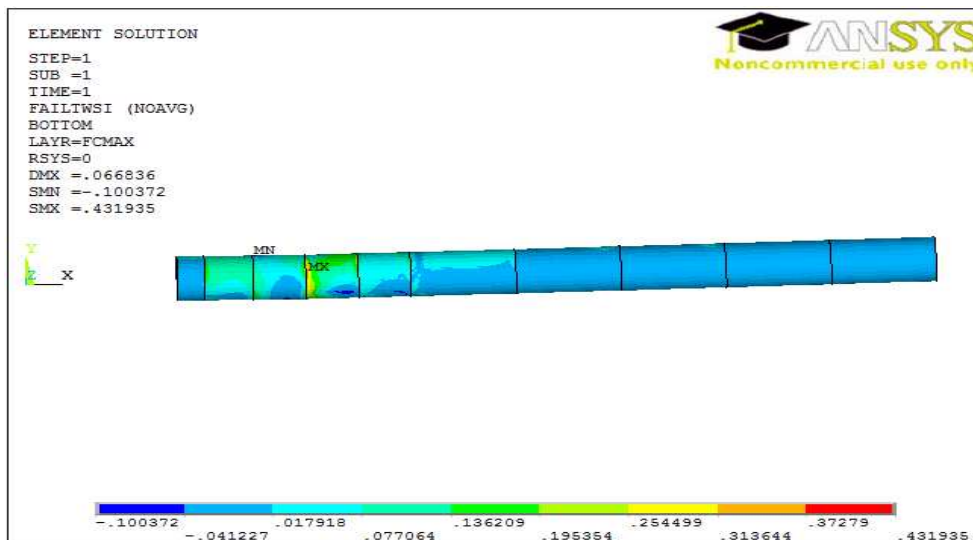


Figura 4.10: Índices de falha na longarina ao final do processo de pós-seleção dos laminados.

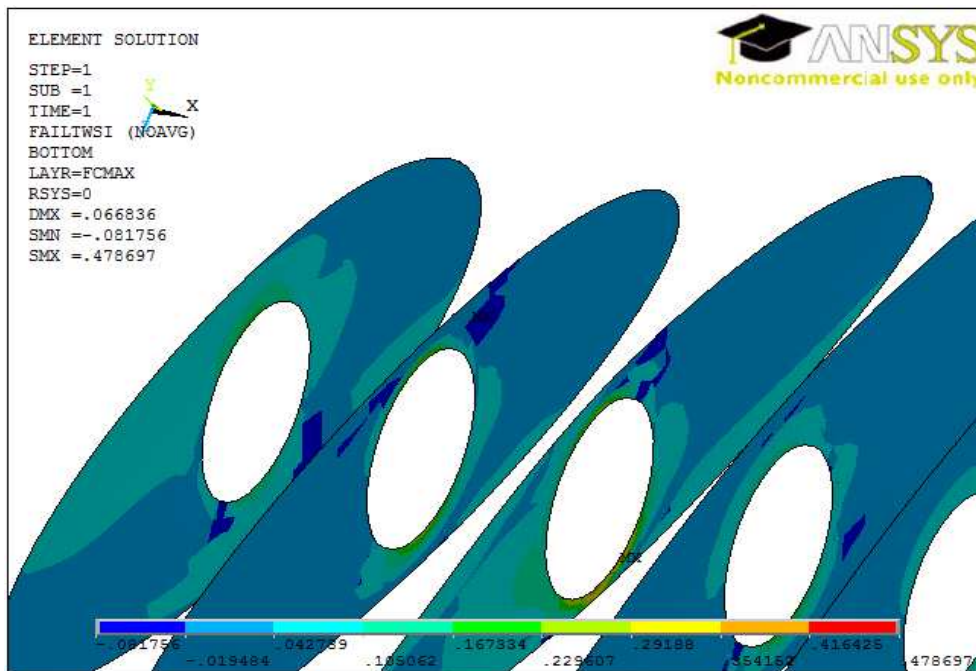


Figura 4.11: Índices de falha nas nervuras ao final do processo de pós-seleção dos laminados.

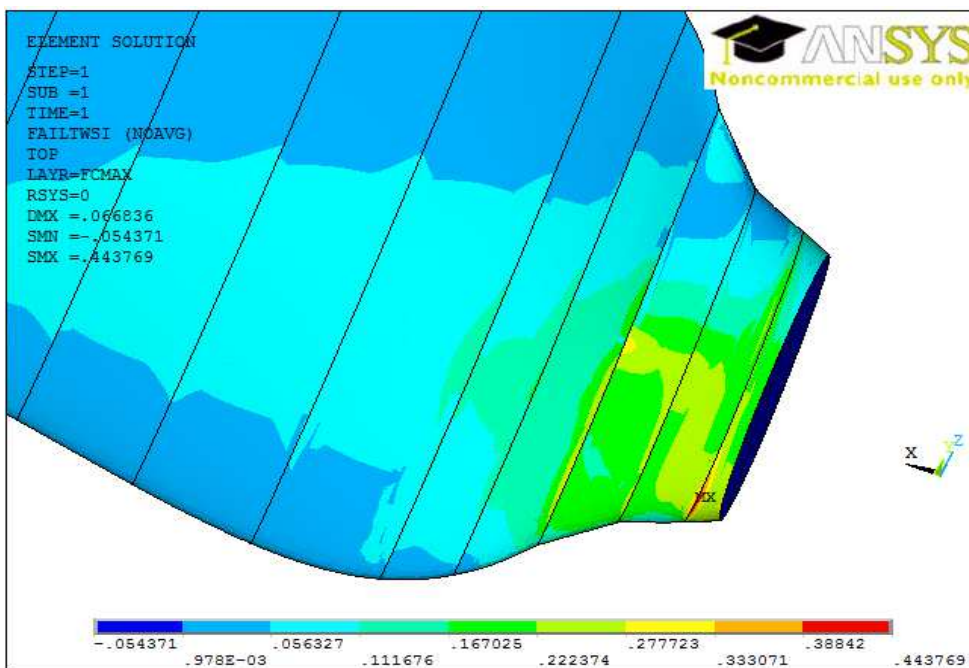


Figura 4.12: Índices de falha na casca ao final do processo de pós-seleção dos laminados.

Os deslocamentos da pá compósita, na configuração final, nos eixos X, Y e Z são apresentados, respectivamente, nas figuras 4.13, 4.14 e 4.15. O maior deslocamento no eixo X é igual a 4,32 mm e é localizado no bordo de fuga. O maior deslocamento no eixo Y foi de 5,65 cm e foi observado na ponta da pá, como esperado. Em módulo, o maior deslocamento no eixo Z foi de 3,57 cm e também foi observado na ponta da pá.

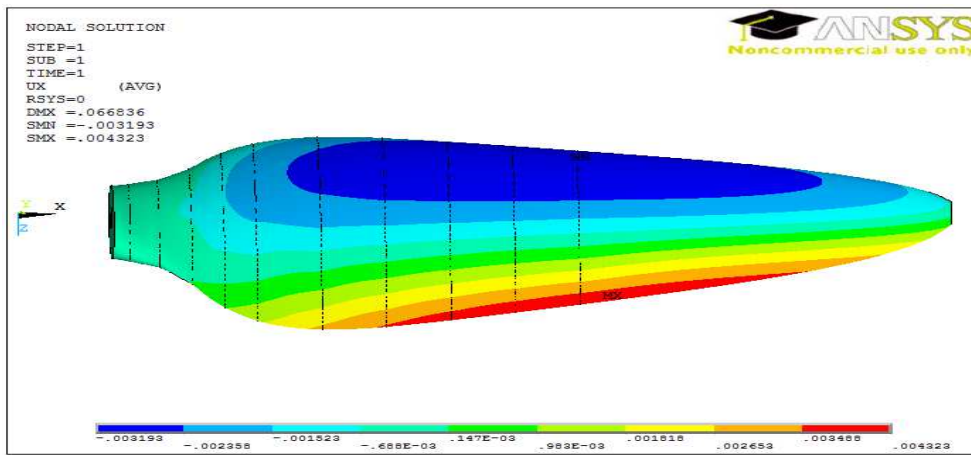


Figura 4.13: Deslocamento da pá compósita no eixo X.

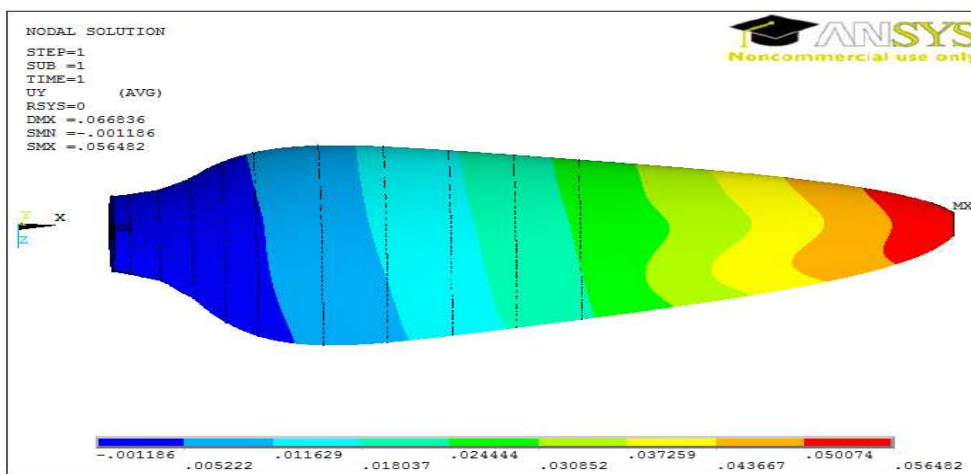


Figura 4.14: Deslocamento da pá compósita no eixo Y.

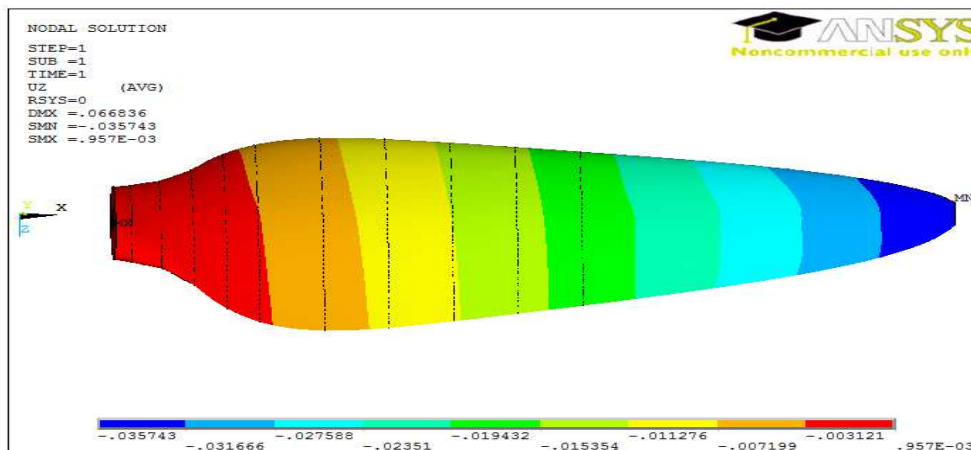


Figura 4.15: Deslocamento da pá compósita no eixo Z.

A variação, em módulo, do ângulo de passo ao longo da pá compósita é apresentada no gráfico

da figura 4.16. Em módulo, a maior variação encontrada foi de $0,2374^\circ$ na posição 4,57 m na direção do comprimento (eixo X) da pá.

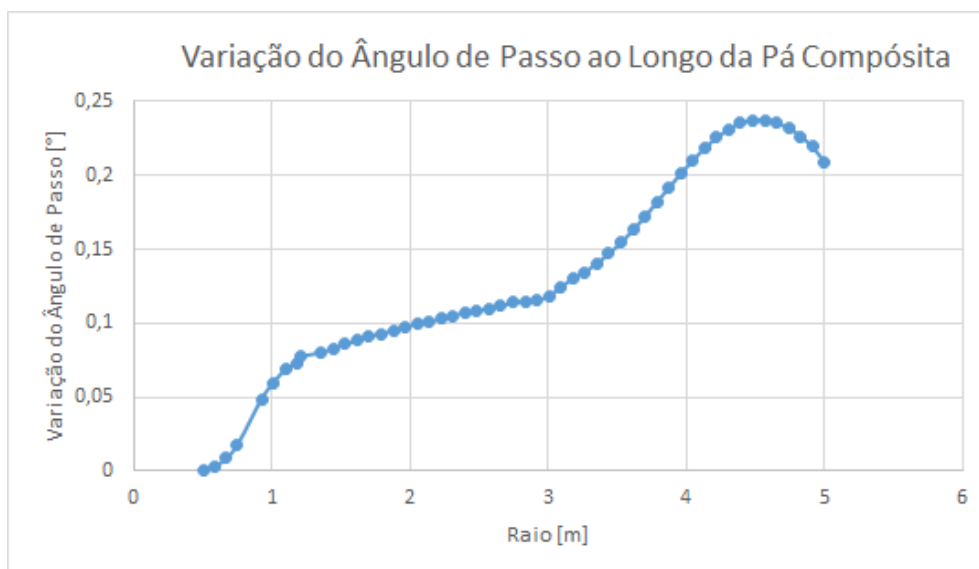


Figura 4.16: Variação do ângulo de passo ao longo da pá compósita.

Quando a pá compósita se encontra na 4ª posição crítica (posição mais crítica para a flambagem), as resultantes dos deslocamentos para o 1º modo e 2º modo de flambagem linear podem ser vistas, respectivamente, nas figuras 4.17 e 4.18. Para o 1º modo, a carga crítica de flambagem é 2,05 vezes a carga imposta no problema e o deslocamento resultante máximo é de 11,83 cm. Já para o 2º modo, a carga crítica de flambagem é 2,42 vezes a carga do problema e o máximo deslocamento resultante é de 9,96 cm. Ambos deslocamentos ocorrem na direção Y global e são superiores a Y_{max} na extremidade livre da pá (5,65 cm, ver figura 4.14).

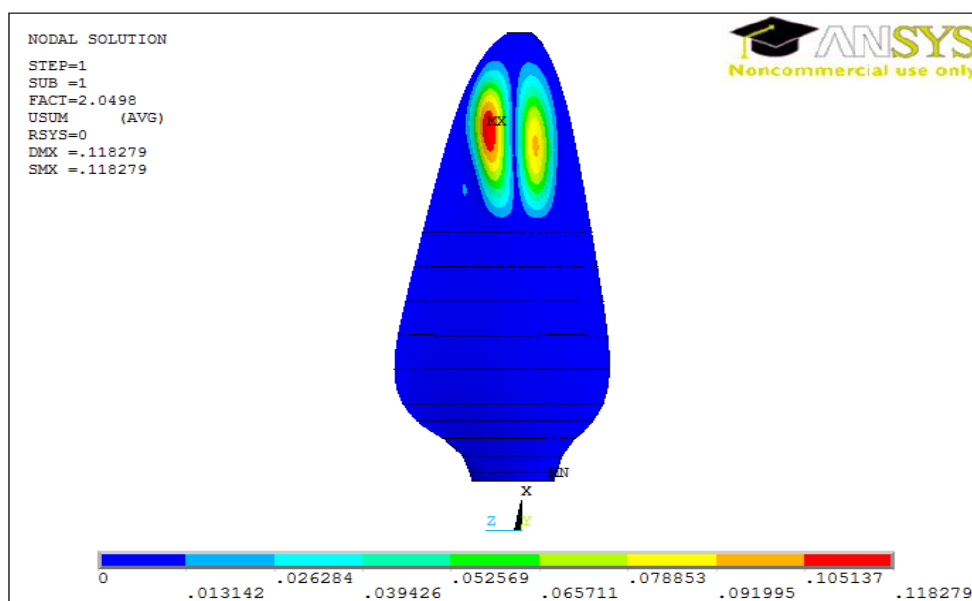


Figura 4.17: Resultante dos deslocamentos no 1º modo de flambagem linear da pá compósita.

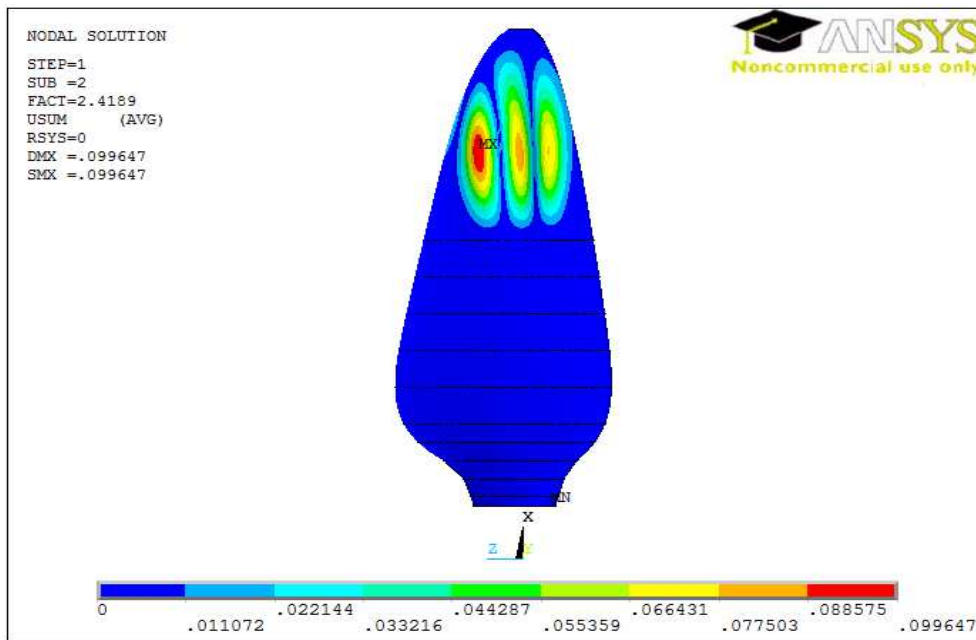


Figura 4.18: Resultante dos deslocamentos no 2º modo de flambagem linear da pá compósita.

4.3 Resultados Obtidos com Material Metálico

As espessuras finais selecionadas para os componentes da pá metálica foram: 3,0 cm para a longarina, 1,9 cm para as nervuras e 1,3 cm para a casca. As tensões equivalentes de von Mises para a longarina, nervuras e cascas são apresentadas, respectivamente, nas figuras 4.19, 4.20 e 4.21.

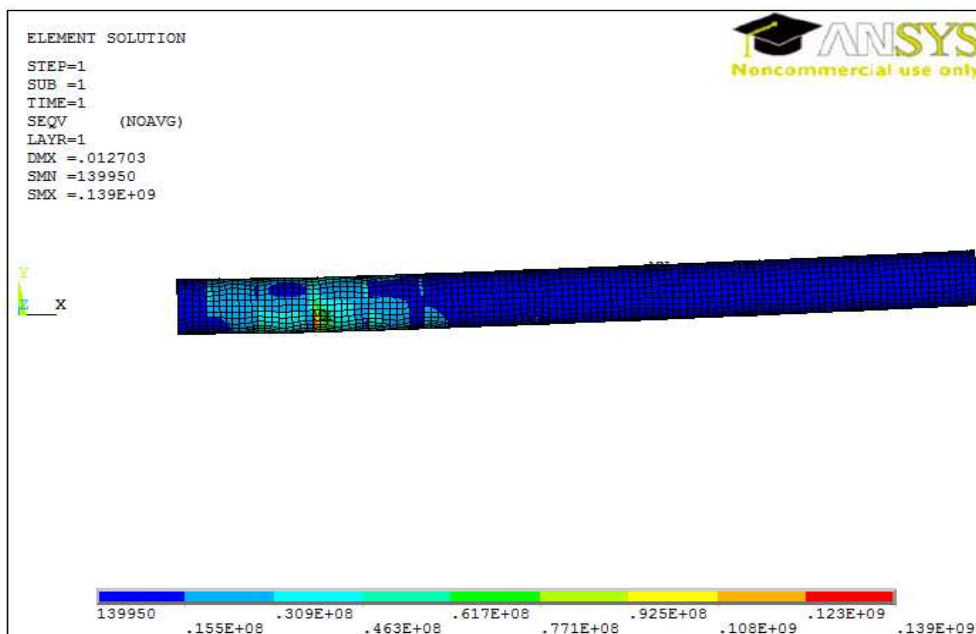


Figura 4.19: Tensões de von Mises na longarina da pá metálica.

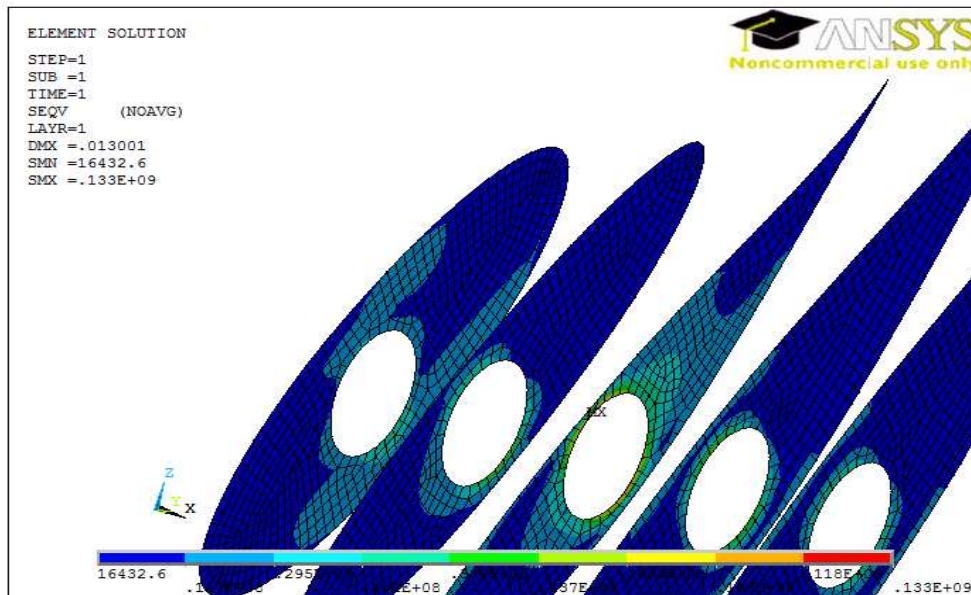


Figura 4.20: Tensões de von Mises nas nervuras da pá metálica.

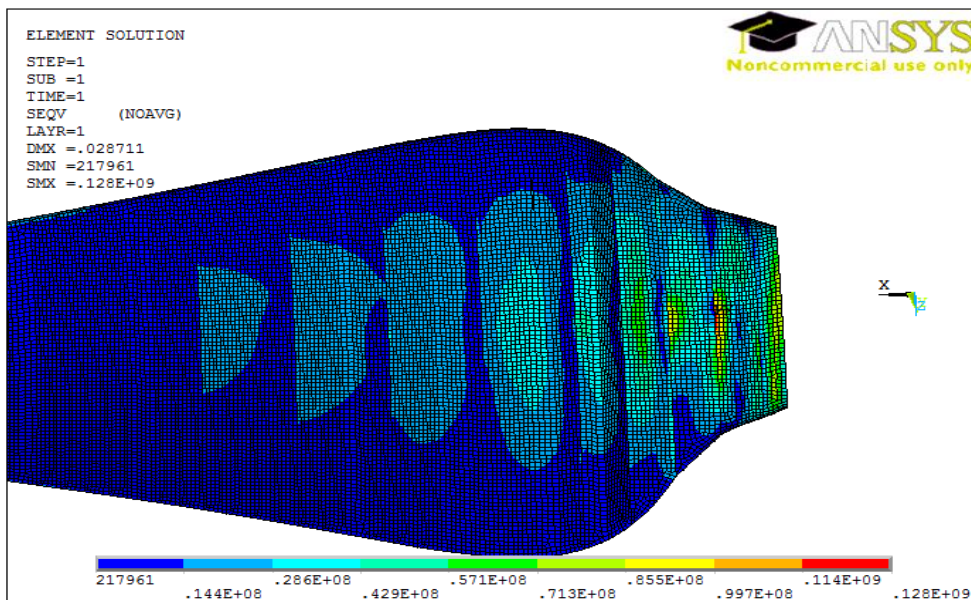


Figura 4.21: Tensões de von Mises na casca da pá metálica.

Com as máximas tensões de von Mises obtidas nas figuras 4.19, 4.20 e 4.21, pode-se calcular os índices de falha utilizando a equação 2.62 e a tensão de escoamento da liga de alumínio A6061-T6 presente na tabela 3.5. Os índices de falha calculados são: 0,5 para a longarina, 0,48 para as nervuras e 0,46 para a casca.

Os deslocamentos da pá metálica nos eixos X, Y e Z são apresentados, respectivamente, nas figuras 4.22, 4.23 e 4.24. Os maiores deslocamentos, em módulo, nos eixos X, Y e Z são, respectivamente, iguais a 1,83 mm, 2,45 cm e 1,50 cm. A localização desses deslocamentos máximos são iguais às da pá compósita, ou seja, bordo de fuga no eixo X e ponta da pá nos eixos Y e Z.

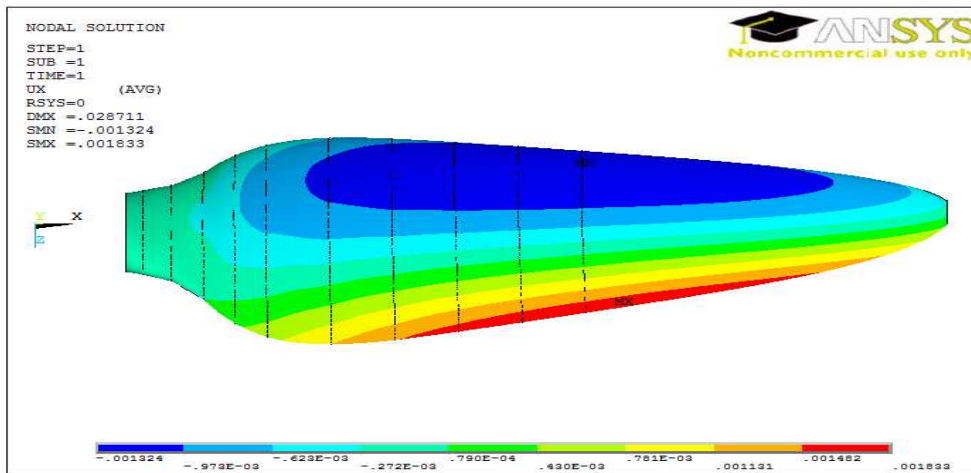


Figura 4.22: Deslocamento da pá metálica no eixo X.

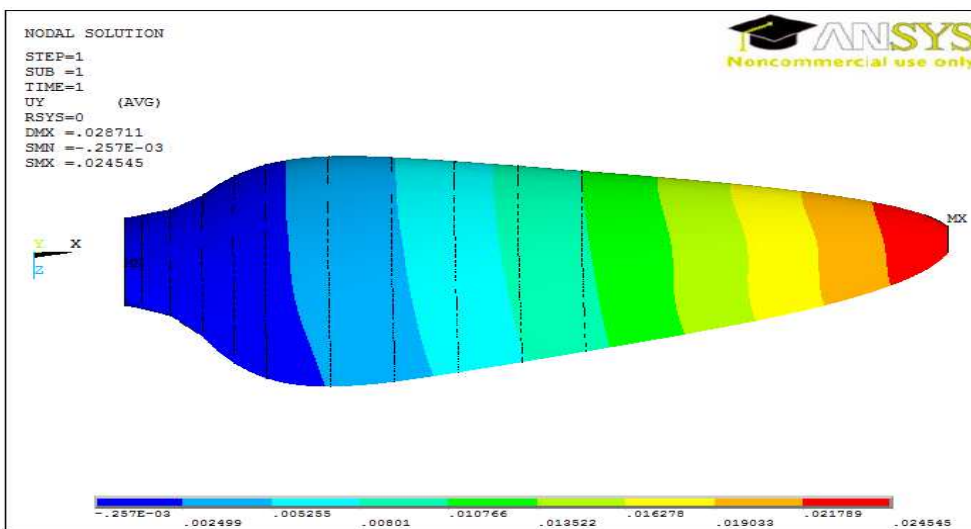


Figura 4.23: Deslocamento da pá metálica no eixo Y.

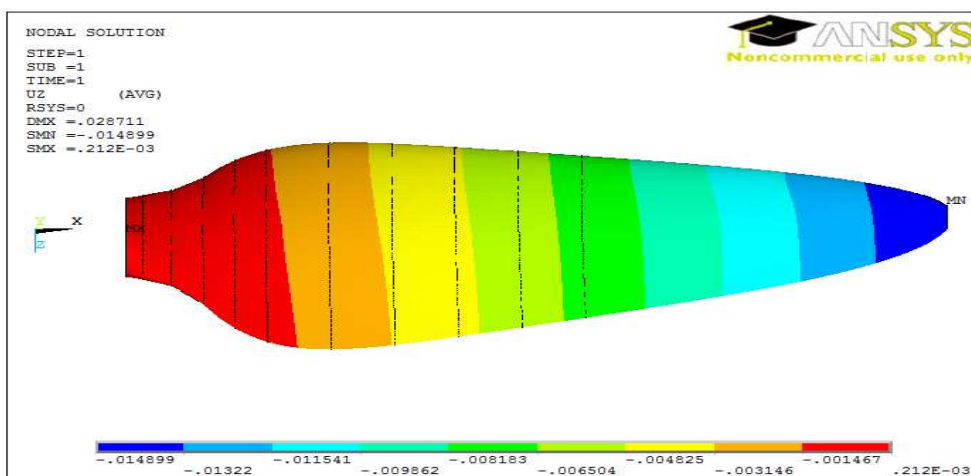


Figura 4.24: Deslocamento da pá metálica no eixo Z.

A figura 4.25 apresenta a variação, em módulo, do ângulo de passo ao longo da pá metálica. A maior variação observada na pá metálica, em módulo, foi de $0,055^\circ$ na posição 4,65 m na direção do comprimento (eixo X) da pá metálica, ou seja, distante por apenas 8 cm do local que contém a maior variação do ângulo de passo na pá compósita.

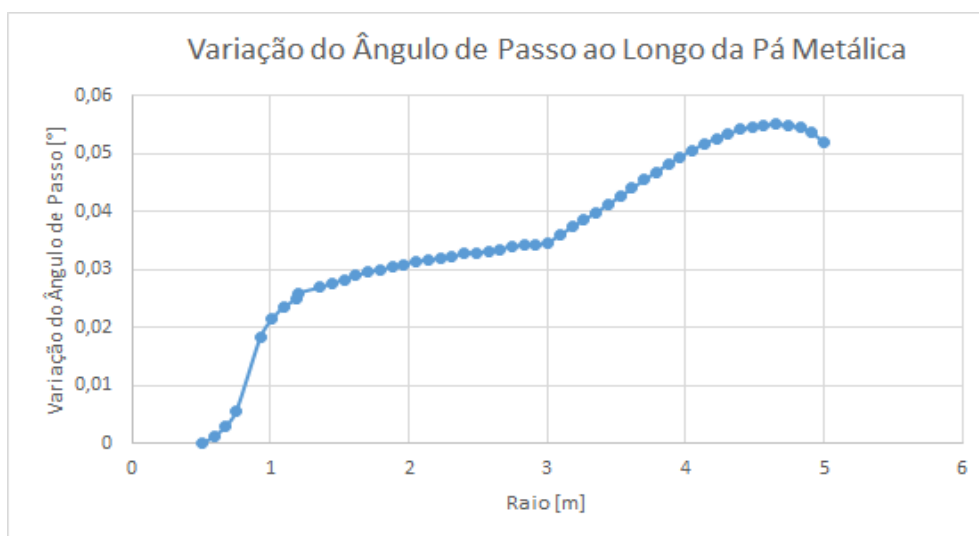


Figura 4.25: Variação do ângulo de passo ao longo da pá metálica.

As resultantes dos deslocamentos para o 1º modo e 2º modo de flambagem linear da pá metálica quando a mesma se encontra na posição mais crítica para a flambagem podem ser vistas, respectivamente, nas figuras 4.26 e 4.27. O 1º modo apresenta uma carga crítica no valor de $-17,67$ vezes a carga imposta (o sinal de menos indica que a estrutura flambaria nesse modo se fossem invertidas as direções de todos os carregamentos aplicados) e o deslocamento resultante máximo é de 13,43 cm. A carga crítica de flambagem e o máximo deslocamento resultante para o 2º modo são iguais a 20,41 vezes a carga demandada e 12,40 cm, respectivamente.

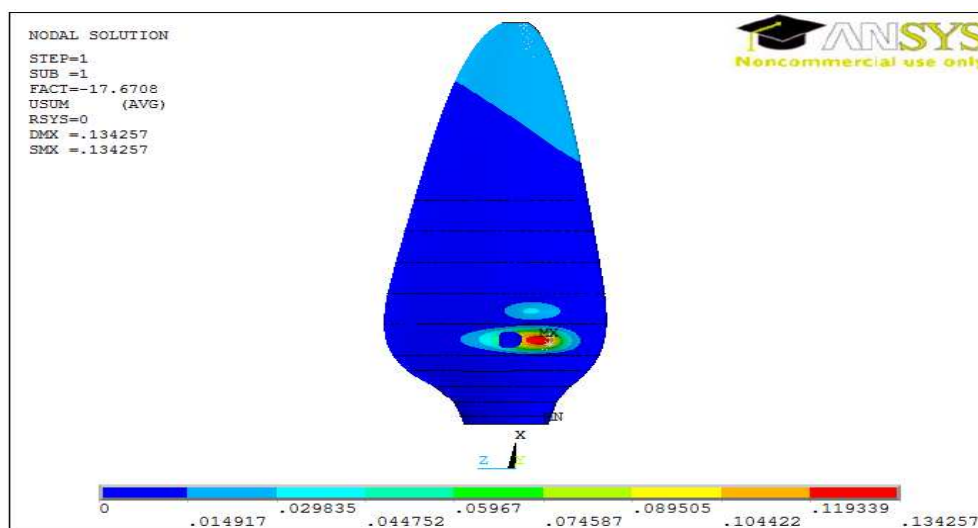


Figura 4.26: Resultante dos deslocamentos no 1º modo de flambagem linear da pá metálica.

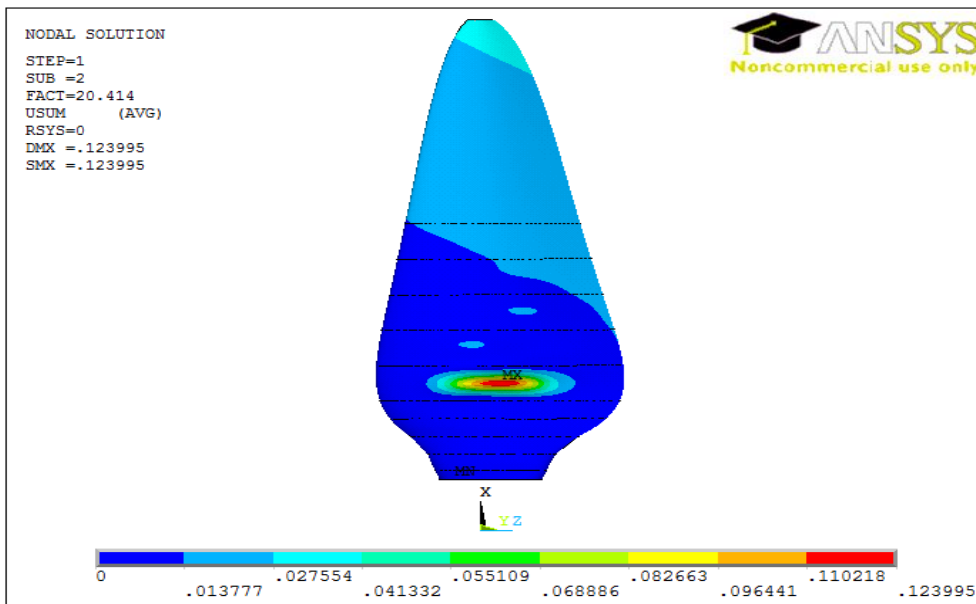


Figura 4.27: Resultante dos deslocamentos no 2º modo de flambagem linear da pá metálica.

Capítulo 5

Análise dos Resultados e Conclusões

5.1 Análise dos Resultados

As tabelas 5.1 e 5.2 apresentam, respectivamente, resumos dos componentes da pá compósita e da pá metálica.

Tabela 5.1: Tabela resumo dos componentes da pá compósita.

Componente	Laminado mais favorável	Espessura [<i>cm</i>]	Índice de falha segundo Tsai-Wu
Longarina	[0,30,-30,0]s	1,2	0,4319
Nervuras	[90,0,0,0]s	1,6	0,4787
Casca	[0,30,-30,90]s	0,6	0,4438

Tabela 5.2: Tabela resumo dos componentes da pá metálica.

Componente	Espessura [<i>cm</i>]	Índice de falha segundo Von Mises
Longarina	3,0	0,50
Nervuras	1,9	0,48
Casca	1,3	0,46

Os resumos dos resultados encontrados para a pá compósita e para a pá metálica são mostrados nas tabelas 5.3 e 5.4, respectivamente.

Tabela 5.3: Tabela resumo dos resultados da pá compósita.

Massa [kg]	Máximo deslocamento em X [cm]	Máximo deslocamento em Y [cm]	Máximo deslocamento em Z [cm]	Máx. var. do ângulo de passo [°]	Coef. de flambagem 1° modo	Coef. de flambagem 2° modo
221,87	0,43	5,65	3,57	0,2374	2,05	2,42

Tabela 5.4: Tabela resumo dos resultados da pá metálica.

Massa [kg]	Máximo deslocamento em X [cm]	Máximo deslocamento em Y [cm]	Máximo deslocamento em Z [cm]	Máx. var. do ângulo de passo [°]	Coef. de flambagem 1° modo	Coef. de flambagem 2° modo
709,16	0,18	2,45	1,50	0,055	-17,67	20,41

O método utilizado para aplicar os carregamentos hidrodinâmicos nos nós mestres em conjunto com a utilização das equações de restrições (ver seção 3.3.5) tornam o modelo utilizado no presente trabalho mais fiel às condições impostas pelo método BEM. Pode-se citar que essa foi uma inovação frente aos trabalhos descritos na seção 1.2.

Outra diferença em relação aos demais trabalhos mencionados foi o estudo acerca da orientação dos laminados. Essas análises são de fundamental importância, visto que, por exemplo, no processo de seleção dos laminados, os índices de falha encontrados para cada componente variaram de: 0,2468 a 3,7604 para a longarina, 0,4002 a 2,9954 para as nervuras e 0,2009 a 4,2539 para a casca.

O estudo sobre a convergência da malha no MEF é fundamental, pois somente dessa forma é possível saber se os resultados apresentados por uma dada malha podem ser utilizados com segurança. No entanto, é comum observar que diversos trabalhos que utilizam o MEF não apresentam tais análises, como é o caso, por exemplo, de [5]. Cabe ainda lembrar que: quando aplicadas à um grande número de nós escravos, as equações de restrição utilizadas para distribuição dos carregamento hidrodinâmicos aumentam significativamente a quantidade de memória de pico requerida no processo de montagem dos elementos [30]. Dessa forma, a escolha de uma malha adequada para o presente trabalho é fundamental para a redução dos custos computacionais, visto que várias simulações são efetuadas no processo de seleção do laminados (ver seção 3.3.9).

Os laminados finais para a pá compósita foram: [0,30,-30,0]s com espessura total de 1,2 cm para a longarina, [90,0,0,0]s com espessura total de 1,6 cm para as nervuras e [0,30,-30,90]s com espessura total de 0,6 cm para a casca (ver tabela 5.1). Para a pá metálica, as espessuras da longarina, das nervuras e da casca, respectivamente, foram de 3,0 cm, 1,9 cm e 1,3 cm (ver tabela 5.2).

A massa da pá compósita é de 221,87 kg, enquanto que a da pá metálica é de 709,16 kg, ou seja,

a pá compósita é mais leve por um fator de 3,2 vezes ($\frac{709,16}{221,87}$). Os deslocamentos máximos no eixo Y para a pá compósita e para a pá metálica são, respectivamente: 5,65 cm (1,2 % do comprimento total da pá) e 2,45 cm (0,5 % do comprimento total da pá), o que representa uma deflexão da pá compósita maior por um fator de 2,3 vezes ($\frac{5,65}{2,45}$). Não existem normas que determinem as máximas deflexões admitidas na ponta da pá, mas as deflexões encontradas por [11] (3,2 % do comprimento total da pá), [5] (2,2 % do comprimento total para o *Design 1*) e [13] (1,9 % do comprimento total) são consideradas desprezíveis e, dessa forma, a deflexão da ponta da pá compósita, que é menor que as citadas, pode também ser considerada insignificante. Em módulo, as máximas variações do ângulo de passo encontradas para as duas pás foram de: 0,2374° para a pá compósita e 0,055° para a pá metálica, ou seja, a variação no ângulo de passo da pá compósita é maior por um fator de 4,32 vezes ($\frac{0,2374}{0,055}$).

Considerando-se apenas os valores positivos dos coeficientes da carga de flambagem (coeficiente que multiplica a carga imposta no problema para determinar a carga crítica de flambagem), a pá metálica apresenta um coeficiente de flambagem maior que o da pá compósita por um fator de 9,96 vezes ($\frac{20,41}{2,05}$). A maioria das estruturas compósitas apresentam paredes finas e isso se deve pelos seguintes motivos: **i)** os materiais compósitos são mais resistentes especificamente que os materiais convencionais e, por isso, podem suportar altos carregamentos com pequenas espessuras (vide, por exemplo, as espessuras da pá compósita e da pá metálica apresentadas no presente trabalho); **ii)** compósitos são mais caros que os materiais tradicionais e, dessa forma, há uma enorme motivação em diminuir as espessuras para reduzir os custos; e **iii)** como o custo dos compósitos com matrizes poliméricas aumenta de acordo com a sua rigidez, é comum o aumento do momento de inércia da estrutura sem aumentar a área da seção transversal [8]. Por muitas vezes, os motivos citados anteriormente são responsáveis pelo projeto de estruturas compósitas com modos de falha controlados pela flambagem [8].

5.2 Conclusões

A pá compósita de carbono/epóxi, com resistência mecânica bastante próxima da pá de liga de alumínio 6061 e mesma geometria externa, é mais leve por um fator de 3,2 vezes. Com a vantagem adicional que a pá compósita não sofre corrosão se imersa em um rio ou corrente oceânica.

A pá metálica apresentou melhor rigidez absoluta à deflexão que a compósita (pá compósita defletiu 5,65 cm no eixo Y, enquanto a pá metálica defletiu apenas 2,45 cm no mesmo eixo). Entretanto, enquanto a deflexão da pá compósita foi maior, por um fator de 2,3 vezes, a pá compósita é mais leve, por um fator de 3,2 vezes. Logo, a rigidez à deflexão por peso da pá compósita é mais favorável.

A rigidez absoluta à torção da pá metálica é melhor que a da pá compósita (na compósita, o ângulo de passo variou 0,23740, enquanto na metálica a variação foi de apenas 0,0550). Enquanto a torção da pá compósita foi maior, por um fator de 4,3 vezes, a pá compósita é mais leve, por um fator de 3,2 vezes. Portanto, a rigidez à torção por peso da pá metálica é mais vantajosa.

Comparando-se apenas o primeiro modo de flambagem que apresente coeficiente positivo para

as duas pás (2,05 para a pá compósita e 20,41 para a pá metálica), temos que a rigidez à flambagem específica (coeficiente de carga de flambagem/massa) da pá metálica ($0,029 \text{ kg}^{-1}$) é maior que o da pá compósita ($0,009 \text{ kg}^{-1}$) por um fator de 3,22 vezes ($\frac{0,029}{0,009}$).

Nas 258 simulações da pá compósita (86 laminados para cada uma das 3 etapas da seleção dos laminados), com mesmo carregamento e geometria, o I_F (índice de falha) segundo Tsai-Wu variou de 0,201 a 4,254, indicando que as orientações das fibras tem significativa influência na resistência mecânica das lâminas compósitas.

Dentre os 86 laminados de cada etapa da seleção dos laminados, os que apresentaram os maiores índices de falha, de acordo com o critério de Tsai-Wu (ver tabela 4.2), foram aqueles nos quais: **i)** todas as fibras, nas 8 lâminas, tinham a mesma orientação com os valores 90, 75, 60, -75 e -60; **ii)** as orientações só envolvem os valores |75| ou |60|; e **iii)** os do tipo [90,x,x,90] sendo x ou |75| ou |60|. Sendo |75| ou 75 ou -75; e |60| ou 60 ou -60. Nesses casos, $I_F > 1$ (limiar de falha) e, na maioria dos casos, $I_F > 2$.

5.3 Sugestões para Trabalhos Futuros

As sugestões recomendadas para continuação deste trabalho incluem:

1. Otimização do processo de seleção dos laminados com a utilização, por exemplo, de um código de algoritmo genético;
2. Criação de uma pá com componentes que possuam espessuras diferenciadas ao longo da estrutura;
3. Estudo de concepções diferentes para o sistema composto pela longarina e pelas nervuras;
4. Inclusão do efeito da força de empuxo exercida pela água sobre a pá;
5. Realização de estudos de flambagem não-linear;
6. Elaboração de um modelo para estudo de fadiga do material compósito que contemple as variações nos carregamentos hidrodinâmico e inercial, devido à variação na velocidade do fluxo da água;
7. Desenvolvimento de um modelo para o estudo acerca de delaminações;
8. Utilização de elementos sólidos para verificar se os resultados obtidos divergem dos apresentados no presente trabalho;
9. Simulação da parte hidrodinâmica da pá com o uso de análise numérica via CFD para obtenção do carregamento hidrodinâmico como campo de pressão.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] EIA, Energy Information Administration. *International Energy Outlook 2013*. Washington DC, Estados Unidos, Julho 2013. www.eia.gov/forecasts/ieo (acessado em 18 de Julho de 2014).
- [2] GÜNEY, M.; KAYGUSUZ, K. Hydrokinetic energy conversion systems: A technology status review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, Elsevier, p. 2996–3004, Junho 2010.
- [3] GELLER, H. *Energy revolution: policies for sustainable future*. Washington DC, Estados Unidos: Island Press, 2002.
- [4] KHAN, M.; IQBAL, M.; QUAIKOE, J. River current energy conversion systems: Progress, prospects and challenges. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, Elsevier, Abril 2007.
- [5] ASSEFF, N. S. *Design and Finite Element Analysis of an Ocean Current Turbine Blade*. Dissertação (Mestrado) — Florida Atlantic University, Flórida, Estados Unidos, 2009.
- [6] LEVY NETO, Flávio; PARDINI, Luiz Claudio. *Compósitos estruturais: ciência e tecnologia*. 1. ed. São Paulo, Brasil: Editora Edgard Blücher, 2006.
- [7] GIBSON, R. F. *Principles of Composite Material Mechanics*. 1. ed. Nova Iorque, Estados Unidos: McGraw-Hill Inc., 1994.
- [8] BARBERO, E. J. *Finite Element Analysis of Composite Materials Using Ansys*. 2. ed. Flórida, Estados Unidos: CRC Press, 2013.
- [9] STOLARSKI, T.; NAKAONE, Y.; YOSHIMOTO, S. *Engineering Analysis With Ansys Software*. 1. ed. Oxford, Inglaterra: Butterworth-Heinemann, 2006.
- [10] NICHOLLS-LEE, R. F.; TURNOCK, S. R.; BOYD, S. W. Simulation based optimisation of marine current turbine blades. *7th International Conference on Computer and IT Applications in the Marine Industries (COMPIT'08)*, 2008.
- [11] PIERSON, S. H. Composite rotor design for a hydrokinetic turbine. *University of Tennessee Honors Thesis Projects*, 2009.
- [12] BIR, G. S.; LAWSON, M. J.; LI, Y. Structural design of a horizontal-axis tidal current turbine composite blade. *ASME 30th International Conference on Ocean, Offshore, and Arctic Engineering*, Junho 2011.

- [13] TRUDEAU, M. G. *Structural and Hydrodynamic Design Optimization Enhancements With Application to Marine Hydrokinetic Turbine Blades*. Dissertação (Mestrado) — Pennsylvania State University, Trondheim, Noruega, 2011.
- [14] COSTA, D. I. G. et al. Stress analysis of a river current hydrokinetic turbine blade. *22nd International Congress of Mechanical Engineering (COBEM2013)*, 2013.
- [15] CALLISTER Jr., William D.; RETHWISCH, D. G. *Ciência e Engenharia de Materiais - Uma introdução*. 8. ed. São Paulo, Brasil: LTC, 2012.
- [16] ABS Alaskan Inc. report. *Siting Considerations for Kinetic (In-Stream) Hydro Turbines*. Alaska, Estados Unidos, Janeiro 2010.
- [17] SORNES, K. Small-scale water current turbines for river applications. *ZERO*, Janeiro 2010.
- [18] KHAN, J. State of river energy technology. *Powertech Labs*, Colúmbia Britânica, Canadá, 2006.
- [19] BRITO, M. J. de S. *Projecto e fabrico de pás de turbina*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa, Portugal, 2011.
- [20] KHAN, M. et al. Hydrokinetic energy conversion systems and assessment of horizontal and vertical axis turbines for river and tidal applications: A technology status review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews, Elsevier*, 2009.
- [21] PONTA, F. L.; JACOVKIS, P. M. Marine-current power generation by diffuser-augmented floating hydro-turbines. *Renewable and Sustainable Energy Reviews, Elsevier*, 2007.
- [22] VAZ, D. A. T. D. do R. *Projeto de rotores hidrocínéticos de eixo horizontal adaptados às condições dos rios amazônicos*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal do Pará, Pará, Brasil, 2011.
- [23] SAETERSTAD, M. L. *Dimensioning Loads for a Tidal Turbine*. Dissertação (Mestrado) — Norwegian University of Science and Technology, Trondheim, Noruega, 2011.
- [24] RODRIGUES, L. E. M. J. *Fundamentos da Engenharia Aeronáutica*. 1. ed. São Paulo, Brasil: Cengage Learning, 2014.
- [25] HANSEN, M. O. L. *Aerodynamics of Wind Turbines*. 2. ed. Virgínia, Estados Unidos: Earthscan, 2008.
- [26] SILVA, J. P. C. da. *Projeto de Graduação: Fabricação e Análise de Vigas Adaptativas com Filamentos de Liga de Níquel-Titânio*. Dissertação (Mestrado) — Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Distrito Federal, Brasil, 2009.
- [27] DANIEL, I. M.; ISHAI, O. *Engineering Mechanics of Composite Materials*. 2. ed. Nova Iorque, Estados Unidos: Oxford University Press, 2006.
- [28] TSAI, S. W. *Theory of Composites Design*. 1. ed. Dayton, Ohio, Estados Unidos: THINK Composites, 1992.

- [29] HIBBELER, R. C. *Resistência dos Materiais*. 7. ed. São Paulo, Brasil: Pearson Education do Brasil, 2010.
- [30] ANSYS INC. *ANSYS Mechanical APDL and Mechanical Applications Theory Reference*. Pensilvânia, Estados Unidos: ANSYS Release 13.0, 2011.
- [31] NORTON, R. L. *Projeto de Máquinas: Uma Abordagem Integrada*. 4. ed. Rio Grande do Sul, Brasil: Bookman, 2013.