



**UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ**  
**CENTRO DE TECNOLOGIA**  
**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA**  
**MESTRADO ACADÊMICO EM SISTEMAS DE ENERGIA**

**MICHEL NEY DE ALMEIDA BARROSO RODRIGUES**

**MODELAGEM E CONTROLE ROBUSTO DE SISTEMA DE *PITCH* DE TURBINAS  
EÓLICAS.**

**FORTALEZA**

**2022**

MICHEL NEY DE ALMEIDA BARROSO RODRIGUES

MODELAGEM E CONTROLE ROBUSTO DE SISTEMA DE *PITCH* DE TURBINAS  
EÓLICAS.

Dissertação apresentada ao Curso de Mestrado Acadêmico em Sistemas de Energia do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica do Centro de Tecnologia da Universidade Federal do Ceará, como requisito parcial à obtenção do título de mestre em Engenharia Elétrica. Área de Concentração: Controle e Automação

Orientador: Prof. Dr. Fabrício Nogueira

Co-Orientador: Prof. Dr. Bismark Claude Torrico

FORTALEZA

2022

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação  
Universidade Federal do Ceará  
Sistema de Bibliotecas  
Gerada automaticamente pelo módulo Catalog, mediante os dados fornecidos pelo(a) autor(a)

---

R614m Rodrigues, Michel Ney de Almeida Barroso.  
Modelagem e Controle Robusto de sistema de pitch de turbinas eólicas / Michel Ney de Almeida Barroso Rodrigues. – 2022.  
81 f. : il.

Dissertação (mestrado) – Universidade Federal do Ceará, Centro de Tecnologia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Fortaleza, 2022.  
Orientação: Prof. Dr. Fabrício Gonzalez Nogueira.  
Coorientação: Prof. Dr. Bismark Claire Torrico.

1. Energia Eólica. 2. Aerogerador. 3. Controle Robusto. 4. LMI. I. Título.

CDD 621.3

---

MICHEL NEY DE ALMEIDA BARROSO RODRIGUES

MODELAGEM E CONTROLE ROBUSTO DE SISTEMA DE *PITCH* DE TURBINAS  
EÓLICAS.

Dissertação apresentada ao Curso de Mestrado Acadêmico em Sistemas de Energia do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica do Centro de Tecnologia da Universidade Federal do Ceará, como requisito parcial à obtenção do título de mestre em Engenharia Elétrica. Área de Concentração: Controle e Automação

Aprovada em:

BANCA EXAMINADORA

---

Prof. Dr. Fabrício Nogueira (Orientador)  
Universidade Federal do Ceará (UFC)

---

Prof. Dr. Bismark Claure Torrico (Co-Orientador)  
Universidade Federal do Ceará (UFC)

---

Prof. Dr. Laurinda Lúcia Nogueira dos Reis  
Universidade Federal do Ceará (UFC)

---

Prof. Dr. Carla Freitas de Andrade  
Universidade Federal do Ceará (UFC)

A minha esposa, Carol, que diariamente me compreende e caminha comigo em cada etapa de vida. Aos meus pais, irmãos e familiares por todo suporte, amor e carinho constante.

Ao meu amigo MSc. Saulo Muniz pela amizade, enorme paciência e críticas nas discussões sobre este trabalho.



## **AGRADECIMENTOS**

Ao Prof. Dr. Fabrício Gonzalez Nogueira por me orientar em minha tese de mestrado e a todos os professores e colegas que auxiliaram neste árduo caminho, proporcionando o conhecimento não apenas racional, mas a manifestação do caráter e afetividade da educação no processo de formação profissional, por tanto que se dedicaram a mim, não somente por terem me ensinado, mas por terem me feito aprender.

“Don’t tell me that man doesn’t belong out there.  
Man belongs wherever he wants to go — and  
he’ll do plenty well when he gets there.”

(Wernher von Braun)



## RESUMO

O presente trabalho apresenta a elaboração de um simulador da malha de controle de posição e velocidade de sistemas de *pitch* eletromecânicos em aerogeradores de grande porte que usam motores de corrente contínua com excitação independente para a movimentação de suas pás, bem como na proposição de um controlador não-linear para a substituição do regulador de velocidade. Assim, a primeira etapa consiste na elaboração do simulador juntamente com sua avaliação de eficácia. O simulador foi escrito no ambiente de simulação, Simulink, conforme encontrado no diagrama de blocos de controle presente no sistema de *pitch* e, em seguida, foram realizadas comparações gráficas e estatísticas entre o sinal de saída do simulador e respectivo sinal de saída advindo da medição de campo, quando utilizada a mesma referência. Para diversificar esta etapa de estudo de avaliação e reduzir a possibilidade de uma simulação enviesada, os sinais de campo foram coletados de dois momentos temporalmente distintos. Uma vez garantida a eficácia do simulador, iniciou-se a segunda etapa que consiste na substituição do controlador clássico implementado em campo por um controlador robusto baseado em uma estrutura de retroalimentação de estados com ação integral e condições da norma  $H_\infty$  e *D-estabilidade* que permitem, através da solução de inequações matriciais lineares, o seguimento de referência com anulação de erro em regime, graus de liberdade para alocação de polos e mitigação de um segundo estado da planta. Novamente são repetidos os dois cenários temporais distintos e os resultados da simulação utilizando o controlador proposto são comparados com os obtidos na etapa anterior. Finalmente concluiu-se que os objetivos de estabilidade, seguimento de referência, mitigação de perturbações e redução da corrente de resposta para movimentação foram alcançados.

**Palavras-chave:** LMI;  $H_\infty$ ; *D-estabilidade*; Controle Robusto; *Pitch*; Motor CC; Aerogerador; Energia Eólica.

## ABSTRACT

The present work presents the establishment of a simulator for position and speed control loops in wind turbines *pitch* systems which uses DC motors to rotate their blades along with a non-linear controller proposal to replace the classical speed regulator.

To assess the simulator's efficacy there were graphical and statistical comparisons between the simulator's resulting signal and its pair from field measurements. The non-linear controller structure is built around a state feedback with integral action to allow a reference tracking and disturbances compensations. It was also added a  $H_\infty$  norm and *D-stability* to, respectively, minimize a second state from the plant and grant more degrees of freedom for pole allocation through a solution of Linear Matrices Inequalities. In all scenarios the proposed control resulted in an agile reference tracking in addition to minimizing the required electrical current to counterpart the disturbances.

**Keywords:** LMI. $H_\infty$ . *D-stability*. Robust control. *Pitch*. DC Motors. Wind turbines. Wind Energy

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Matriz de Energia Elétrica . . . . .	18
Figura 2 – Exemplo esquemático do aerofólio de um aerogerador . . . . .	24
Figura 3 – Fotografia, em solo, de uma flange de calço (danificada) com parafusos-prisioneiros. . . . .	25
Figura 4 – Esquemático da observação do sistema de <i>pitch</i> a partir do sistema de controle da unidade geradora . . . . .	26
Figura 5 – Ilustração da planta do sistema de <i>Pitch</i> em abordagem fenomenológica . . .	28
Figura 6 – Classificação e distribuição vertical dos níveis atmosféricos mostrando a nomeação de cada zona. . . . .	29
Figura 7 – Fluxo de vento passando pelo disco atuador. . . . .	30
Figura 8 – Forças atuantes em um elemento da pá. . . . .	33
Figura 9 – Exemplo gráfico da relação entre velocidade de rotação do rotor e intensidade de vento. . . . .	36
Figura 10 – Curvas de Coeficientes de Potência e Empuxo para aerogerador hipotético de 1,7MW com rotor de 100 metros de diâmetro. . . . .	36
Figura 11 – Circuito de armadura do motor de corrente contínua com excitação independente. . . . .	39
Figura 12 – Exemplo do comportamento da velocidade angular do motor de <i>pitch</i> para diferentes referências de posição do angulo de <i>pitch</i> com base na velocidade do rotor . . . . .	40
Figura 13 – Detalhamento das vistas YZ e XZ. Em vermelho, região de concentração da velocidade de <i>pitch</i> . . . . .	41
Figura 14 – Esquemático de controle em retroalimentação de estados com ação integral .	44
Figura 15 – Região hachurada referente a D-estabilidade para alocação de pólos . . . . .	47
Figura 16 – Variação do ângulo de <i>pitch</i> durante região de otimização e nominal . . . . .	50
Figura 17 – Torque praticado pelo motor do eixo 1 do sistema de <i>pitch</i> durante região de otimização e nominal . . . . .	51
Figura 18 – Malha interna do SCADA de <i>pitch</i> - Diagrama de controle do <b>Regulador de Posição</b> . . . . .	53
Figura 19 – Malha interna do SCADA de <i>pitch</i> - Diagrama de controle do <b>Regulador de Velocidade</b> . . . . .	54

Figura 20 – Simulador da Malha interna de <i>pitch</i> - <b>Sinal de referência e retroalimentação da posição para o ângulo de <i>pitch</i></b> . . . . .	55
Figura 21 – Simulador da Malha interna de <i>pitch</i> - <b>Regulador de Posição</b> . . . . .	55
Figura 22 – Simulador da Malha interna de <i>pitch</i> - <b>Retroalimentação do Regulador de Posição</b> . . . . .	56
Figura 23 – Dados Operacionais: Sinal de referência de posição para o ângulo de <i>pitch</i> .	56
Figura 24 – Dados Operacionais: Sinal de referência e retroalimentação da posição para o ângulo de <i>pitch</i> . . . . .	57
Figura 25 – Simulador da Malha interna de <i>pitch</i> - <b>Regulador de Velocidade</b> . . . . .	59
Figura 26 – Simulador da Malha interna de <i>pitch</i> - <b>Planta (Motor CC de excitação independente)</b> . . . . .	60
Figura 27 – Malha de controle com controlador proposto em substituição do regulador de velocidade. . . . .	61
Figura 28 – Gráfico comparativo do Ângulo de Pitch entre os sinais Reais e o Simulado para DC2-1 . . . . .	63
Figura 29 – Gráfico comparativo do Angulo de Pitch entre os sinais Reais e o Simulado para DC2-2 . . . . .	64
Figura 30 – Características de sistema da resposta ao degrau da Planta em Malha Aberta	65
Figura 31 – Mapa de Pólos e Zeros da planta em malha aberta . . . . .	65
Figura 32 – Características de sistema da resposta ao degrau da Planta em Malha Fechada para rejeição da perturbação (In1) e seguimento de referência (In2) . . . . .	66
Figura 33 – Mapa de Pólos e Zeros da planta em malha fechada ilustrando região de D-Estabilidade . . . . .	67
Figura 34 – Diagrama de Bode com magnitude e fase comparativo para a velocidade . .	68
Figura 35 – Diagrama de Bode com magnitude e fase comparativo para a corrente . . . .	68
Figura 36 – Comparativo da resposta ao degrau da Planta em Malha Aberta <i>versus</i> Malha Fechada para seguimento de referência (In2) de velocidade . . . . .	69
Figura 37 – Comparativo da resposta ao degrau da Planta em Malha Aberta <i>versus</i> Malha Fechada para corrente . . . . .	69
Figura 38 – Comparação gráfica entre dados coletados, simulação e resposta com controlador proposto para o sinal de referência para DC2-1 . . . . .	71

Figura 39 – Comparação gráfica entre sinais reais, simulação e resposta com controlador proposto para o sinal de corrente para DC2-1. . . . .	71
Figura 40 – Comparação gráfica entre dados coletados, simulação e resposta com controlador proposto para o sinal de referência para DC2-2 . . . . .	72
Figura 41 – Comparação gráfica entre sinais reais, simulação e resposta com controlador proposto para o sinal de corrente para DC2-2. . . . .	72
Figura 42 – Placa de identificação do motor CC de excitação independente. . . . .	78

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Exemplo de valores de rugosidade de terreno . . . . .	30
Tabela 2 – Exemplo variáveis obtidas por sistema SCADA de alta frequência . . . . .	48
Tabela 3 – Classificação dos grupos de dados coletados . . . . .	49
Tabela 4 – Principais parâmetros técnicos do aerogerador e do motor de <i>pitch</i> usados como referência . . . . .	49
Tabela 5 – Ganhos obtidos e parâmetros para solução das LMI's . . . . .	58
Tabela 6 – Resultados estatísticos para Conjunto de dados DC2-1 . . . . .	63
Tabela 7 – Resultados estatísticos para Conjunto de dados DC2-2 . . . . .	63
Tabela 8 – Critérios de desempenho da resposta ao degrau em malha fechada Figura 32	67
Tabela 9 – Valores estatísticos internos para Conjunto de dados DC2-1 - Controlador Proposto . . . . .	70
Tabela 10 – Valores estatísticos internos para Conjunto de dados DC2-2 - Controlador Proposto . . . . .	70
Tabela 11 – Tabela das Integrais de erro . . . . .	70
Tabela 12 – Valores dos coeficientes em condições normais de turbulência (considerando 15m/s e $10% < TI < 15%$ ), temperatura e pressão . . . . .	81

## LISTA DE SÍMBOLOS

$H_\infty$	Norma $H_\infty$
$MW$	Mega-Watts
$LMI$	Linear matrix inequality
$PWM$	Pulse Width Modulation
$V_s$	Tensão de alimentação do circuito de armadura
$V_f$	Tensão de alimentação do circuito de campo
$Emf$	Força contra-eletromotriz
$R_s$	Resistência em série ao circuito de armadura
$L_s$	Indutância em série ao circuito de armadura
$R_a$	Resistência de Armadura
$L_a$	Indutância da Armadura
$R_f$	Resistência de Campo
$L_f$	Indutância de Campo
$Z1, Z2$	Constantes de transformação de velocidade
$\rho$	Densidade do ar
$A_\infty$	Área de entrada do tubo de ar
$A_D$	Área varrida pelo rotor do aerogerador
$A_{-\infty}$	Área após passar pela turbina
$V_\infty$	Velocidade inicial do vento
$V_D$	Velocidade de vento no centro do disco atuante
$V_{-\infty}$	Velocidade de saída do vento
$a$	Constante de interferência do fluxo axial
$P_D$	Potência extraível do vento
$P_V$	Potência disponível do vento
$C_P$	Coefficiente de potência
$f_L$	força de sustentação

$f_D$	força de arrasto
$\beta$	Angulo de <i>Pitch</i>
$\alpha$	Angulo de incidência do vento
$V_{ref}$	Velocidade relativa do vento
$C_T$	Coefficiente de Torque
$K_t$	Constante de proporcionalidade do motor
$\omega_m$	Velocidade angular
$D$	Coefficiente de atrito viscoso
$J_m$	Inércia rotacional da pá
$C_M$	Coefficiente de momento



## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b>	<b>18</b>
<b>1.1</b>	<b>Motivação</b>	<b>19</b>
<b>1.2</b>	<b>Levantamento do estado da arte</b>	<b>20</b>
<b>1.3</b>	<b>Objetivo Geral</b>	<b>21</b>
<b>1.4</b>	<b>Contribuições da Dissertação</b>	<b>21</b>
<b>1.5</b>	<b>Estrutura da Dissertação</b>	<b>21</b>
<b>2</b>	<b>FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA</b>	<b>23</b>
<b>2.1</b>	<b>A turbina eólica</b>	<b>23</b>
<b>2.1.1</b>	<i>Componentes internos da turbina eólica</i>	<b>23</b>
<b>2.1.1.1</b>	<i>Pás</i>	<b>24</b>
<b>2.1.1.2</b>	<i>Pitch</i>	<b>25</b>
<b>2.1.1.2.1</b>	<i>O atuador eletromecânico</i>	<b>27</b>
<b>2.2</b>	<b>O recurso natural eólico</b>	<b>28</b>
<b>2.2.1</b>	<i>Modelo de Disco Atuante</i>	<b>30</b>
<b>2.2.2</b>	<i>Teoria do modelo de elemento de pá</i>	<b>32</b>
<b>2.3</b>	<b>Modelagem de Planta</b>	<b>37</b>
<b>2.3.1</b>	<i>Equacionamento do Motor CC de excitação independente</i>	<b>37</b>
<b>2.4</b>	<b>Teoria de controle utilizada</b>	<b>43</b>
<b>3</b>	<b>DADOS OPERACIONAIS, SIMULADOR E CONTROLE PROPOSTO</b>	<b>48</b>
<b>3.1</b>	<b>Dados Operacionais</b>	<b>48</b>
<b>3.2</b>	<b>Simulador</b>	<b>51</b>
<b>3.2.1</b>	<i>Diagrama interno do controle de pitch</i>	<b>52</b>
<b>3.2.2</b>	<i>Ambiente de Simulação</i>	<b>54</b>
<b>3.3</b>	<b>Controlador proposto</b>	<b>58</b>
<b>4</b>	<b>RESULTADOS</b>	<b>62</b>
<b>4.1</b>	<b>Comparações gráficas e resultados estatísticos do Simulador com dados operacionais</b>	<b>62</b>
<b>4.2</b>	<b>Desempenho do controle proposto</b>	<b>64</b>
<b>4.3</b>	<b>Comparações gráficas e resultados estatísticos do Simulador com controlador proposto e dados operacionais</b>	<b>68</b>

<b>5</b>	<b>CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS</b> . . . . .	73
	<b>REFERÊNCIAS</b> . . . . .	74
	<b>APÊNDICES</b> . . . . .	76
	<b>ANEXOS</b> . . . . .	76
	<b>ANEXO A</b> – Tabela de variáveis operacionais coletadas . . . . .	76
	<b>ANEXO B</b> – Valor dos Parametros do sistema de <i>pitch as-built</i> . . . . .	78
	<b>ANEXO C</b> – Coeficientes de Potência ( $C_P$ ) e Empuxo ( $C_T$ ) . . . . .	81

## 1 INTRODUÇÃO

A aplicação de turbinas eólicas de larga escala tem crescido substancialmente desde o início dos anos 2000, alavancadas, conforme exposto no trabalho de Bergek e Jacobsson 2003, principalmente pelo aumento de empresas do setor sob condições de estímulos governamentais. Historicamente, a utilização da energia eólica como fonte geradora significativa em uma matriz energética esteve concentrada, em cinco países (Alemanha, os EUA, Dinamarca, Espanha e Índia), entretanto no final da última década, este cenário alterou-se de modo que diversos países contam com uma parcela significativa de geração eólica em sua matriz energética (Ackermann 2012).

No caso brasileiro, como apresentado pela Figura 1, a eólica é uma fonte complementar da matriz energética cuja predominância advém do recurso hídrico, porém com capacidade de impactar significativamente a matriz energética, pois, conforme mencionado por Dalmaz *et al.* 2008 e Alves 2010, há um potencial significativo de geração através do recurso eólico. Contudo, como consequência das alterações climáticas e a diminuição da disponibilidade do recurso hídrico, a importância do aumento de outras fontes renováveis de geração na matriz energética aumentou significativamente o que, segundo Abeeolica 2017, gera uma expectativa

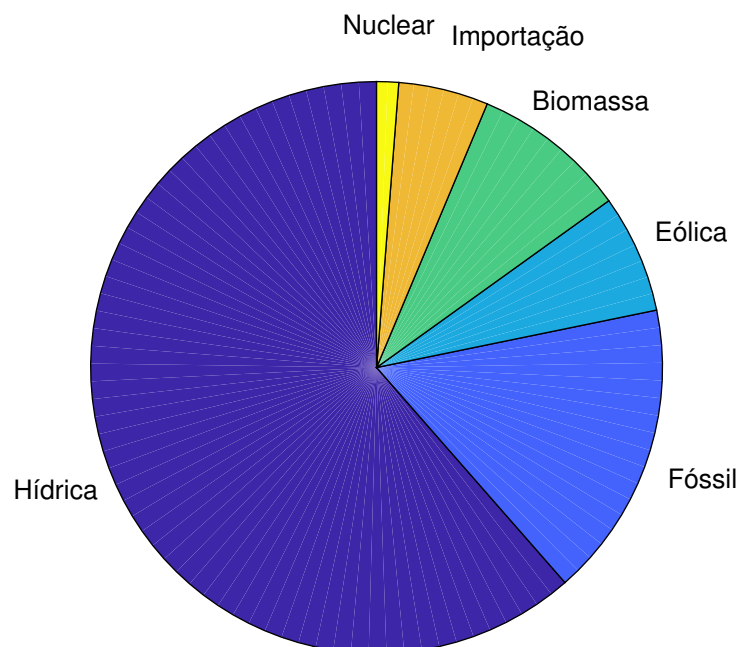


Figura 1 – Matriz de Energia Elétrica

Fonte – Energia 2016.

para a indústria eólica de superar a potência instalada pela geração proveniente de combustíveis fósseis até 2024.

Outro marco para a popularização da energia eólica foi o programa elaborado pelo governo federal através da lei nº 10.438/2002, denominado PROINFRA (Programa de Incentivo às Fontes Alternativas), cujo objetivo era fomentar este mercado com subsídios fiscais, uma tarifa de remuneração elevada e demandas regulatórias mais brandas, permitindo o florescimento de diversas concorrências e parcerias para implantação de parques eólicos e, como resultado dessa política, diversos leilões vieram a ocorrer ao longo da última década, trazendo um amadurecimento à indústria. Observando este fato, as agências regulatórias aprimoraram os critérios para se qualificar, habilitar e concorrer aos pregões, além de impôr rígidas condições operacionais de maior qualidade aos projetos operacionais, criando, nos agentes interessados, a necessidade de usar métodos de exploração mais eficientes e tecnológicos.

## 1.1 Motivação

A preocupação em ter um futuro sustentável no qual haja uma harmonia entre as demandas da sociedade e o meio ambiente, gera um constante aumento da energia eólica na matriz de geração elétrica o que produz um cenário no qual é impreterível rever a filosofia do sistema de potência, pois o uso de aerogeradores, cujo modo de geração de energia é a conversão eólio-elétrica a partir de uma fonte intermitente, traz um impacto em seu funcionamento, principalmente no que se refere à estabilidade de frequência, ao balanço de potência ativa e o controle de tensão.

Na perspectiva de um aerogerador convencional, intimamente ligado a estes temas, está o sistema de *pitch*, o qual pode ser considerado como a chave primária desse modo de conversão de energia, dada sua responsabilidade em regular a captação do montante de potência disponível pela cinética do vento. É fato que em aerogeradores de pequeno porte, disseminados na micro e mini-geração, a regulação do ângulo da pá é geralmente negligenciada, já que as forças existentes e as intensidades de vento nas quais estes modelos estão sujeitos têm um impacto significativamente inferior, se comparados com aerogeradores de maior geração.

É divulgado na indústria que existem modelos de aerogeradores da ordem de *MegaWatts* dispersos pelo país que sofrem com danos de cunho mecânico, impactados pela própria malha de controle dos respectivos sistemas de *pitch* cujos valores dos ganhos e dos compensadores são fixos e parametrizados durante o comissionamento de fábrica para condições ambientais de operação regulamentadas por normas de outros países. Dito isso, diversos parques

eólicos no Brasil que detêm sistemas de *pitch* eletromecânico, sofrem com falhas prematuras desses componentes por estarem sujeitos à regras de controle clássico que influenciam negativamente em sua vida útil, uma vez que não há qualquer adaptabilidade para o cenário ambiental brasileiro. Assim, percebe-se que há uma gama de aprimoramentos que podem ser estudados por membros da indústria e da comunidade científica brasileira a fim de mitigar impactos negativos na regulação de potência de larga escala e criar um ambiente seguro para todo sistema elétrico.

## 1.2 Levantamento do estado da arte

A temática de cargas exercidas sobre o sistema de *pitch* de aerogeradores preocupa a comunidade acadêmica dada sua complexidade e a dificuldade de realizarem estudos a respeito, uma vez que reprodução de um sistema de dado porte sob condições controladas de laboratório torna-se cara. Ademais, quando estudos semelhantes são realizados em plantas de geração eólicas operacionais, existem inúmeros fatores que influenciam e dificultam ainda mais o estudo, desde peculiaridades do regime de vento local a impactos em disponibilidade e geração de energia para o agente de geração.

Assim, os seguintes trabalhos propõe diretrizes para mitigar os problemas comentados no parágrafo anterior e servem como guia para o objeto de estudo dessa dissertação: Em Dai *et al.* 2010 e Dai *et al.* 2011 é proposta a modelagem das cargas exercidas no atuador do sistema de *pitch*, no primeiro caso considerando um modelo rígido de pá e no segundo, um modelo dinâmico, através da teoria do elemento de pá modificado. Também é mostrado que existem quatro grandes fatores de influência nas cargas do *pitch*: Fator aerodinâmico, Fator da força centrífuga, Fator gravitacional e Fator de força inercial. No entanto, este autor peca na replicabilidade da metodologia apresentada em seu primeiro artigo. Quanto ao estudo do uso de dados operacionais reais Zhang *et al.* 2019 usa dados de alta frequência advindos do sistema supervisor de um parque operacional para estudar as cargas no sistema de *pitch* de forma indireta através da corrente que flui no atuador eletromecânico de regulação de passo de pá, fazendo ligação com uma análise teórico-matemática proposta por Hansen 2015 a qual mostra de forma detalhada o método de análise e simulação para compreensão das características dinâmicas que envolvem a pá flexível e suas adjacências.

Sobre a área de estudo de controle, os principais trabalhos utilizados como guia durante a elaboração desta dissertação foram os desenvolvimentos das LMI's elaborados por Muniz 2019, Rodrigues *et al.* 2021 e Júnior *et al.* 2021, onde são mostradas as soluções do

problema de otimização e minimização da norma  $H_{\infty}$ .

### 1.3 Objetivo Geral

No presente trabalho, o objetivo geral é explicar o modo de funcionamento de um sistema de *pitch* de natureza eletromecânica e sua modelagem, especificamente quando os atuadores utilizados são motores de corrente contínua, bem como criar um simulador que sirva como módulo para estudos detalhados do comportamento de aerogeradores que contemplam sistemas de *pitch* móveis. Adicionalmente, se examinam as literaturas e demais bibliografias recentes para embasar o equacionamento da planta desse sistema e são apresentados dados reais de operação que servirão para comparar as respostas da planta modelada quando sujeita à um modo de controle específico, sugerido pelo autor.

### 1.4 Contribuições da Dissertação

O modo de funcionamento detalhado de um sistema eletromecânico de *pitch* de aerogeradores é raramente detalhado na literatura, portanto, neste trabalho, almeja-se detalhar seus modos de operação, bem como explicar seu relacionamento com os demais componentes principais de um aerogerador. Também é proposto um simulador que sirva para replicar a estrutura de controle atual em aerogeradores com o modelo estudado nesse trabalho, bem como averiguar sua resposta a dados reais coletados de um aerogerador e avaliar seu desempenho quando utilizado um novo controlador.

### 1.5 Estrutura da Dissertação

O presente trabalho foi elaborado de forma que os próximos capítulos tem a seguinte estrutura de apresentação: O capítulo 2 engloba os principais fundamentos da teoria da aerodinâmica e de controle ligados à energia eólica julgados necessários para a compreensão do tema; para fins de organização, neste capítulo existem duas seções: a primeira apresenta a turbina eólica e seus componentes e a segunda discorre sobre a teoria na modelagem fenomenológica e o controle para o objetivo do trabalho.

O capítulo 3 esclarece a metodologia a respeito da coleta dos dados de operação real, os quais servirão como base para confrontar o modelo teórico, concomitante com a explicação da relativa ao simulador e ao controle de fato implementado na turbina durante seu funcionamento

real. O capítulo 4 foca na discussão dos resultados de simulação obtidos; inicialmente na comprovação da eficácia do simulador desenvolvido mediante o uso dos dados de entradas advindos da operação real pelo sistema de *pitch*. Adicionalmente, são mostrados os resultados da substituição do controlador original por um controlador adaptativo. Finalmente, o capítulo 5 é guardado para as conclusões e sugestões de implementação futura.

## 2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Para contextualizar a leitura a respeito da temática do trabalho, apresentam-se as definições técnicas sobre os componentes que constituem a região de *pitch* de uma turbina eólica. Posteriormente, desenvolve-se o texto com base na teoria advinda do recurso natural a fim de conduzir o leitor a uma compreensão de como o vento influi no sistema de *pitch*, foco do estudo.

Assim, as premissas utilizadas ao longo dessa dissertação, no que tange a física envolvida e, por consequência, as simplificações adotadas, são como segue:

1. Reconhece-se que a modelagem mais real de uma pá é dada como a junção de tantos elementos flexíveis quanto se desejarem estudar. Contudo, para este trabalho, a pá será considerada como um elemento rígido baseando-se principalmente no estudo Dai *et al.* 2010 e de Hansen 2015;
2. Turbulência e efeito esteira (*wake rotation effect*), momentos *edgewise* e *flapwise* não foram considerados;
3. Quando necessário, o estudo assume a condição da força mais intensa teórica, no limite de *Betz*;

### 2.1 A turbina eólica

Os aerogeradores podem ser considerados como agentes de interação, captação e transformação da energia eólica. Uma turbina eólica convencional consiste em um conjunto de três pás mecanicamente acopladas a um rotor, de modo que, a partir do choque do vento com a superfície dessas pás cria-se uma força suficientemente intensa para possibilitar o giro do rotor. Por sua vez o rotor transfere sua rotação ao eixo de uma unidade geradora, de modo que se produza energia elétrica. Vale denotar que existem diversos componentes eletromecânicos nesse interim que são amplamente discutidos na literatura geral mas não fazem parte do objetivo de estudo, logo entende-se como desnecessária as respectivas explicações neste documento, excetuando-se o sistema investigado e sua adjacência imediata: o sistema de *pitch* e as pás, respectivamente.

#### 2.1.1 Componentes internos da turbina eólica

O aerogerador é composto por diversos sub-sistemas que interagem com influência mútua entre si. A seguir são descritos em detalhes os dois principais subsistemas para este



trabalho.

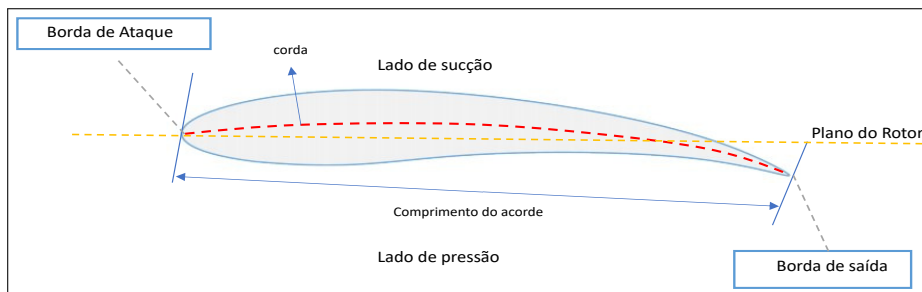
### 2.1.1.1 Pás

As pás são os elementos primários de interação eólica na qual a vasta maioria das turbinas comerciais produzidas são equipadas com um conjunto triplo. Diferentes fatores tem ligação direta com a quantidade de pás utilizadas como, por exemplo, as cargas mecânicas e aerodinâmicas sob as quais o aerogerador está submetido, os custos do rotor, a emissão sonora ocasionada pela rotação das pás ou seu desempenho na captação do recurso natural.

Para se obter uma proporcionalidade operacional em uma mesma intensidade de vento para turbinas de duas pás, quando comparadas com as de três pás, é necessário aumentar seu comprimento de pá em 50% ou elevar a velocidade rotacional em 22,5%, o que, em ambos casos, aumentaria significativamente seu custo, justificando, portanto, a utilização de turbinas de três pás (Burton *et al.* 2001).

A Figura 2 ilustra o perfil de uma pá (aerofólio), cortada no plano do rotor, com sua extensão saindo da folha. O ponto da pá referente ao início do aerofólio é denominado como borda de ataque (do inglês, *Leading Edge*) enquanto a parte final, de borda de saída (do inglês, *Trailing Edge*) - respectivamente são os pontos de contato onde o vento faz sua incidência inicial e por onde escapa. A parte superior do aerofólio é denominada de seção de sucção (do inglês, *Suction Side*) e a inferior de seção de pressão (do inglês, *Pressure Side*). Essa nomenclatura faz referência as forças que incidem nas pás, conforme será mostrado adiante.

Figura 2 – Exemplo esquemático do aerofólio de um aerogerador



Fonte – Muniz 2018 Adaptado.

A pá eólica é geralmente fabricada em fibra de vidro (ou de modo mais incomum, de fibra de carbono) e é acoplada ao restante da estrutura de sustentação do aerogerador pelo contato tracionado de uma flange circular de calço (do inglês, *bearing shim plate* - ver Figura 3)

com o rolamento de pá<sup>1</sup>, por meio de parafusos-prisioneiros.

Figura 3 – Fotografia, em solo, de uma flange de calço (danificada) com parafusos-prisioneiros.



Fonte – Autor.

Assim, uma vez presa ao rolamento de *pitch*, o atuador desse sistema consegue realizar a rotação da pá quando necessário.

### 2.1.1.2 *Pitch*

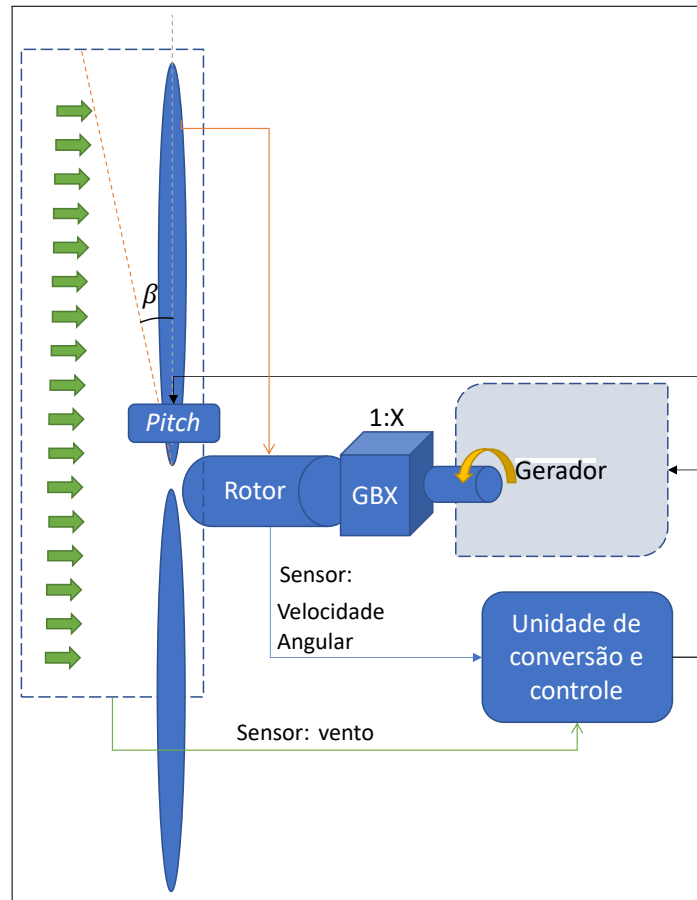
O sistema de *pitch* funciona unicamente para rotacionar a pá em torno de seu próprio eixo e, por consequência, regular o ângulo que ela faz com o vento incidente relativo. Como fruto desse ajustamento, o rotor da unidade geradora da turbina terá, ou não, velocidade suficiente para atingir a respectiva capacidade de geração de energia. Indiretamente, pode-se considerar que esse sistema também influencia no fluxo de potência reativa, uma vez que a curva de capacidade (potência ativa *versus* potência reativa) têm dependência com o montante de potência ativa.

Por conseguinte à importância do sistema de *pitch* para o funcionamento do aerogerador, entende-se que o mesmo possa ser visto de duas maneiras: a primeira, pelo referencial da unidade de controle da geração de energia e a segunda pelo próprio atuador. Dessa forma, o primeiro caso enxerga o sistema de *pitch* externo à malha principal, com atuação indireta pelo ângulo da pá - o esquemático observado na Figura 4 ilustra essa explicação.

Aprofundando a análise nessa modalidade, se chegam em duas estratégias principais:

<sup>1</sup> Também denominado como rolamento de *pitch*.

Figura 4 – Esquemático da observação do sistema de *pitch* a partir do sistema de controle da unidade geradora



Fonte – Autor.

a primeira sendo um controle permanente, baseado na diferença entre a velocidade rotacional atual do rotor e sua referência enquanto a segunda utiliza de uma compensação.

No primeiro caso, o sinal resultante dessa diferença é mapeado para uma escala condizente com a possibilidade física de angulação do *pitch*<sup>2</sup>, que servirá como sinal de entrada para o controle do atuador desse sistema. Entretanto, para cenários em que rajadas causem mudanças intensas e bruscas da intensidade de vento, a rapidez de atuação deste modo não é suficiente para proteger o aerogerador.

Dessa maneira, para atender este contexto de risco, a segunda estratégia do controle do aerogerador consiste na atuação do chamado compensador de *pitch* que analisa constantemente a medição do sinal de potência ativa e o compara com a potência nominal<sup>3</sup>.

O sinal do erro obtido pela diferença entre estes dois sinais de potência é, geralmente,

<sup>2</sup> Essa angulação será explicada adiante quando se detalhar as forças existentes no elemento de pá.

<sup>3</sup> Valeo comentar que em algumas estratégias também é usado o valor médio da variação do vento, lido pelo sensor anemométrico do próprio aerogerador.

recebido por um controlador do tipo Proporcional Integrador (PI) que busca zerá-lo em regime permanente, além de ter uma ação rápida. Portanto, no caso de rajadas, o sinal entregue ao atuador do *pitch* é dado pela soma entre o sinal do controle constante com o advindo do compensador - isso implica em uma maior velocidade na variação da angulação da pá.

A segunda ótica, vista pelo sistema de *pitch* e seu controle interno, funciona quando este recebe a referência do ângulo de *pitch* (acrescido ou não da compensação) e trabalha na manipulação do atuador e mitigação das perturbações aerodinâmicas, de modo a seguir esta referência e minizar o erro. Esta malha de controle do atuador geralmente prioriza o objetivo de seguimento de referência mesmo que seja em seu próprio sacrifício.

#### 2.1.1.2.1 O atuador eletromecânico

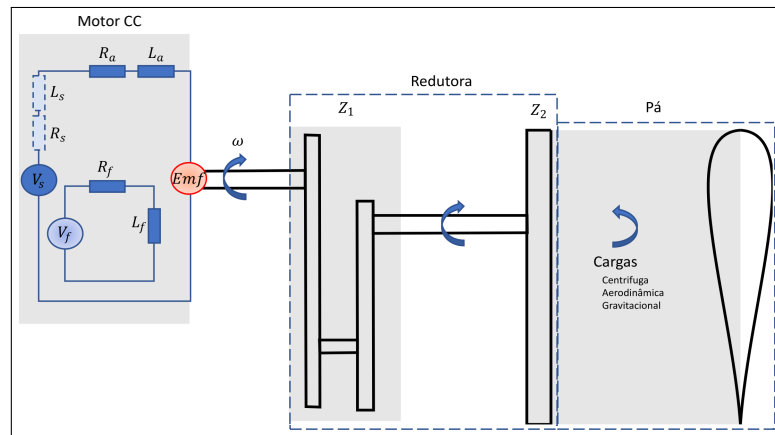
Este componente do sistema de *pitch* é o principal realizador de trabalho útil. Para o caso estudado, ele é representado por um motor de corrente contínua composto com excitação independente<sup>4</sup>, ou seja, seu campo paralelo é alimentado por uma segunda fonte de alimentação. O eixo do motor é conectado a uma caixa de engrenagens para amplificar o torque que, por sua vez, é transferido ao pinhão cujos dentes interfaceiam com a cremalheira do rolamento de pá. Todo este conjunto permite que, ao vencer as cargas advindas da pá - estratificadas nas cargas Centrífuga, Aerodinâmica e Gravitacional - seja realizada a rotação da pá quando solicitada.

O controle do atuador é feito a partir de dois PWMs (do inglês, *Pulse Width Modulation*), o primeiro serve para regular o fluxo do campo paralelo enquanto o segundo aplica uma tensão no circuito da armadura. A Figura 5 mostra um esquemático dos componentes eletromecânicos, visto sob uma abordagem fenomenológica, a qual servirá como base para o equacionamento da modelagem mais adiante.

---

<sup>4</sup> Apesar de construtivamente ser um motor CC composto, sua operação normal comporta-se como um motor CC paralelo com excitação independente pois o campo série somente é utilizado quando o controlador do sistema percebe um desligamento abrupto da rede elétrica e alterna a alimentação para baterias.

Figura 5 – Ilustração da planta do sistema de *Pitch* em abordagem fenomenológica



Fonte – Autor.

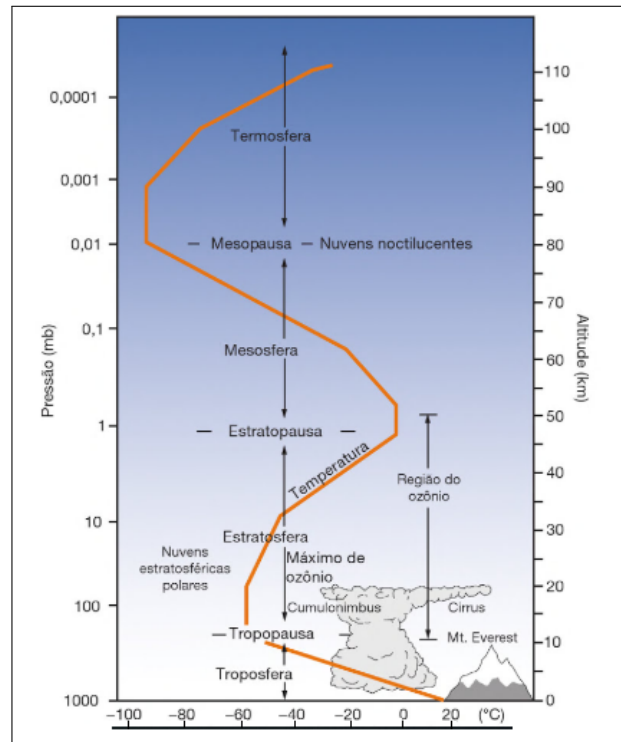
Na representação acima,  $V_s$  é a alimentação do circuito de armadura,  $V_f$  a alimentação do circuito de campo,  $Emf$  a força contra-eletromotriz,  $R_s$  a resistência série,  $L_s$  a indutância série,  $R_a$  a resistência de armadura,  $L_a$  a indutância da armadura,  $R_f$  e  $L_f$  a resistência e a indutância do circuito de campo, respectivamente. Na caixa de engrenagem redutora, têm-se  $Z_1$  e  $Z_2$  como as multiplicações de transformação de velocidade.

## 2.2 O recurso natural eólico

No contexto global, ou macro-meteorológico, a definição do vento é a movimentação das massas de ar na atmosfera originada, principalmente, pela diferença de temperatura Bianchi *et al.* 2007. A radiação solar, devido a angulação terrestre, concentra-se na região Equatorial o que, conseqüentemente, aquece as massas de ar e as desloca para as regiões menos irradiadas, ou seja, os pólos. Claramente outras dinâmicas também estão envolvidas no processo de movimentação do ar, *i.e.* as forças de *Coriolis* associadas a rotação terrestre, que distribuem as massas longitudinalmente. Todo este fluxo de ar de larga escala é encontrado na atmosfera e constitui os chamados ventos geostróficos.

A Figura 6 ilustra as camadas da atmosfera, seguindo sua classificação quanto a altura. Assim, toda a massa de ar que realiza trabalho no quesito de geração eólica encontra-se na zona denominada de troposfera, especificamente na respectiva região mais inferior cuja altura média pode ser considerada como a 100 metros do nível do solo. Nesta região, o vento sofre influências de diversos fatores, tais como os obstáculos do próprio relevo ou forças de fricção provenientes do meio natural e, como resultado destas interferências, há a alteração na

Figura 6 – Classificação e distribuição vertical dos níveis atmosféricos mostrando a nomenclatura de cada zona.



Fonte – Barry e Chorley 2009 Adaptado.

velocidade e na direção que as massas de ar tinham inicialmente gerando turbulências e, por sua vez, variações das mais diversas amplitudes e frequências no espectro eólico<sup>5</sup>.

Quanto aos obstáculos, além da própria topologia do terreno, pode-se citar, por exemplo, as florestas, construções, lagos e dunas como fatores que influenciam na velocidade do vento. A este fator dá-se o nome de rugosidade, cujos valores já foram amplamente mapeados pela literatura e aqui alguns estão dispostos na Tabela 1. Uma afirmação que resume as condições físicas do vento é dada por Bianchi *et al.* 2007:

O vento de uma determinada região próxima da superfície é uma resultante da combinação de ventos geotrópicos e locais, dependendo, portanto, da localização geográfica, do clima e da altura acima do nível de terreno natural, da rugosidade do terreno e dos anteparos existentes. Estes são os ventos com os quais os aerogeradores interagem.

Dados os conceitos e referências anteriores, deve-se focar na análise do vento sob a ótica de um fluido em regime permanente, o que permite seu equacionamento de modo mais fácil e compreensível, no entanto, é impreterível ponderá-lo com enfoque de uma distribuição probabilística, cujos dados são organizados de tal forma que exista um valor médio para cada

<sup>5</sup> Entende-se como espectro eólico o valor médio de uma dada quantidade de amostras acrescido de alternâncias aleatórias, positivas ou negativas, de modo que os vales sejam sempre valores positivos. Ver figura 6.

Tabela 1 – Exemplo de valores de rugosidade de terreno

Tipo de Superfície	$z_0(mm)$	$\alpha$
Dunas	0,2 a 0,3	0,1
Vegetação baixa	1 a 10	0,13
Vegetação alta	40 a 100	0,19
Urbano	1000 a 2000	0,32

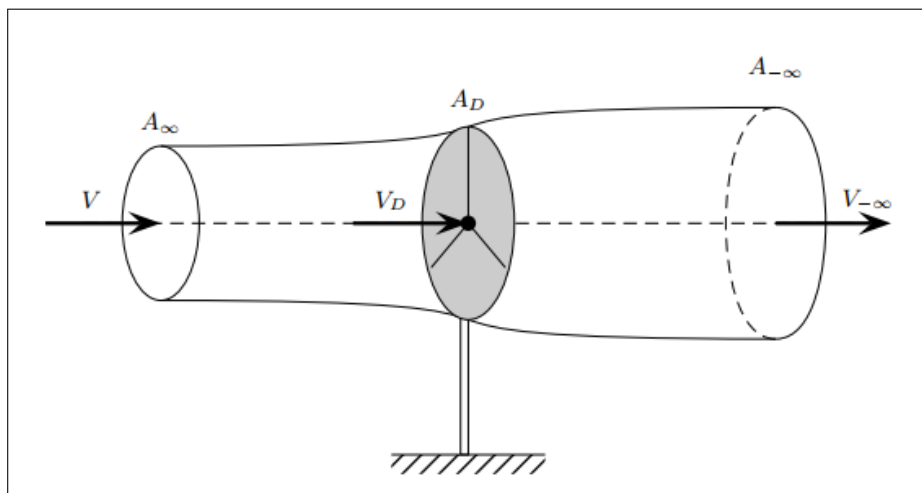
Fonte – Walker e Jenkins 1997

intervalo pré-determinado, pois o equacionamento físico irá considerar apenas o ponto médio para obter as grandezas resultantes, tais como potência disponível, potência extraível e torque mecânico.

### 2.2.1 Modelo de Disco Atuante

Este conceito, demonstrado por Burton *et al.* 2001, trabalha considerando a área varrida pelas pás de um aerogerador como um disco. Considerando este disco imerso em um fluxo de ar, a extração da energia ocorre de forma parcial, cuja intensidade de vento do fluxo à montante do disco é obrigatoriamente superior a intensidade do fluxo à jusante, conforme ilustrado na Figura 7.

Figura 7 – Fluxo de vento passando pelo disco atuador.



Fonte – Bianchi *et al.* 2007 Adaptado.

A alteração da intensidade do vento decorre da necessidade física de se manter a proporcionalidade entre o fluxo da massa entrando e saindo do tubo fictício, como mostrado na Figura 7, uma vez que não faria sentido considerar uma perda da massa de ar. A esta afirmativa,

têm-se a Equação 2.1, encontrada pela literatura em Bianchi *et al.* 2007.

$$\rho A_{\infty} V_{\infty} = \rho A_D V_D = \rho A_{-\infty} V_{-\infty} \quad (2.1)$$

Onde  $A_{\infty}$  é a área de entrada do tubo de ar,  $A_D$  é a área varrida pelo rotor do aerogerador,  $A_{-\infty}$  é a área após passar pela turbina,  $V_{\infty}$  é a velocidade inicial do vento,  $V_D$  a velocidade no centro do disco e  $V_{-\infty}$  a velocidade de saída. Portanto, como explanado por Bianchi *et al.* 2007, a velocidade do vento no disco atuante,  $V_D$ , pode ser escrita conforme a Equação 2.2, em função da velocidade inicial acrescida de uma constante,  $a$ , denominada como o fator de interferência do fluxo axial.

$$V_D = V_{\infty}(1 - a) \quad (2.2)$$

Para fins de facilidade de notação,  $V_{\infty}$  será descrito apenas como  $V$  ao longo deste trabalho. Ao analisar a Equação 2.2, percebe-se que o fator axial é um número entre 0 e 1, dado que uma intensidade de vento com valor negativo não faria sentido. Dando continuidade à modelagem física, têm-se, portanto, a necessidade de equacionar a força desenvolvida pelo disco atuador com o vento incidente no eixo central, a qual, aplicando o princípio de Bernoulli, é dada, segundo Burton *et al.* 2001; Bianchi *et al.* 2007, pela Equação 2.3:

$$F_D = 2\rho A_D V^2 a(1 - a) \quad (2.3)$$

Imediatamente, pode-se calcular a potência extraível,  $P_D$ , dada pela Equação 2.4. A partir desta, calcula-se o Coeficiente de Potência, um parâmetro amplamente utilizado no setor eólico para, principalmente, compreensão da eficiência do aerogerador frente ao ambiente no qual ele está instalado, calculado pela razão entre a potência extraível,  $P_D$ , e a potência disponível,  $P_V$ . A Equação 2.5, mostra a potência disponível e a Equação 2.6, o coeficiente.

$$P_D = F_D V_D = (2\rho A_D V^2 a(1 - a))(V(1 - a)) = 2\rho A_D V^3 a(1 - a)^2 \quad (2.4)$$

$$P_V = \frac{1}{2}\rho A V^3 \quad (2.5)$$



$$C_p = \frac{P_D}{P_V} = \frac{2\rho A_D V^3 a(1-a)^2}{\frac{1}{2}\rho A V^3} = 4a(1-a)^2 \quad (2.6)$$

Segundo Lellis *et al.* 2018, deve-se atentar que o coeficiente de potência relaciona a potência extraída pelo aerogerador com a disponível no vento e não a potência máxima que pode ser atingida quando o aerogerador está sob condições de uma alta velocidade do vento. Assim, a relação demonstrada na Equação 2.6 é, conforme exposto por Bianchi *et al.* 2007 e Ragheb e Ragheb 2011, limitada a um valor máximo de  $\frac{16}{27}$  e a este ponto máximo da curva do coeficiente de potência dá-se o nome de limite de *Betz* e ocorre quando  $a = \frac{1}{3}$ . Vale comentar que, comercialmente, o valor do coeficiente de potência é relacionada a razão de velocidade de ponta-de-pá (do inglês, *tip-speed ratio*).

### 2.2.2 Teoria do modelo de elemento de pá

O desenvolvimento das equações físicas de torque e da força exercida nas pás, é necessário utilizar-se da teoria de modelo de elementos da pá (do inglês, *BEM - Blade Element Model theory*<sup>6</sup>), pois baseia-se na análise infinitesimal das forças aerodinâmicas aplicadas em elementos finitos da própria pá. Consequentemente, o fluxo de ar considerado têm uma forma tubular ao longo de toda área do rotor do aerogerador. Isto possibilita que, para cada elemento de pá analisado, o fluxo incidente tenha a mesma forma tubular e uniforme, logo pode ser tratado de forma independente. A partir dessa consideração, o equacionamento físico das forças aerodinâmicas de sustentação (do inglês, *lift*) e arrasto (do inglês, *drag*) é descrito pelas Equações 2.7 e 2.8, respectivamente.

$$f_L = \frac{\rho c}{2} V_{ref}^2 C_L(\alpha) \quad (2.7)$$

$$f_D = \frac{\rho c}{2} V_{ref}^2 C_D(\alpha) \quad (2.8)$$

Deve-se observar que  $c$  é a distância da corda<sup>7</sup> do elemento analisado,  $C_L$  e  $C_D$  são coeficientes em função do ângulo de incidência do vento,  $\alpha$ , sobre o elemento e  $V_{ref}$  é a

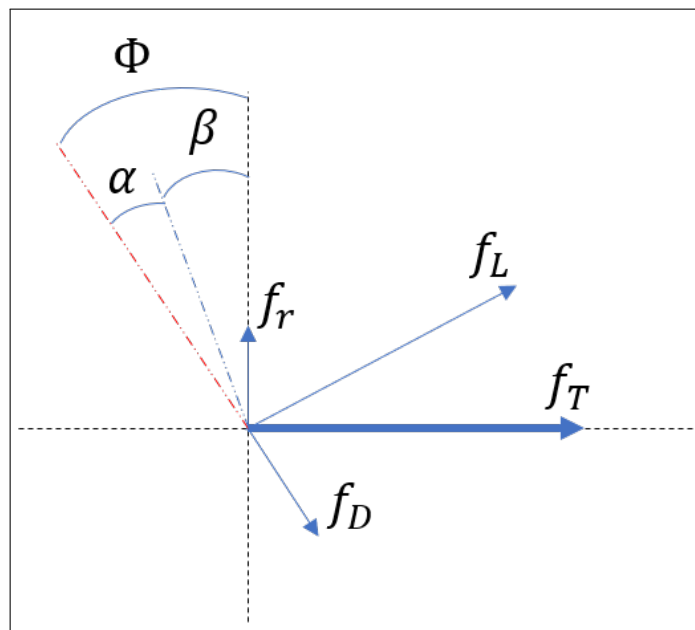
<sup>6</sup> Para este estudo desenvolvido pelo autor, se considerou a análise clássica unidimensional de Glauert 1935. Para investigações aprofundadas na visão moderna da teoria do *BEM*, recomenda-se a leitura de Hansen 2015.

<sup>7</sup> A corda é definida como a linha que vai da borda de fuga da pá à borda de ataque da pá.

velocidade relativa<sup>8</sup> àquele ponto<sup>9</sup>. Esta intensidade de vento e sua direção são fundamentais para calcular as contribuições de cada elemento à força total de empuxo (do inglês, *thrust*) e ao torque rotacional total.

Desta forma, com a apresentação das forças aerodinâmicas, atende-se a premissa dos requisitos iniciais para estudar o momento aerodinâmico exercido ao atuador de *pitch* pela pá. Adicionalmente, também merece destaque duas outras forças importantes advindas da decomposição da resultante entre a força de arrasto e a de sustentação: a força axial  $f_T$ , expressa pela Equação 2.9 e a força tangencial  $f_r$ , sua componente responsável pelo trabalho útil, expressa pela Equação 2.10, ambas em função da unidade de comprimento na pá ( $c$ ). A Figura 8 demonstra as forças atuantes em um elemento na pá.

Figura 8 – Forças atuantes em um elemento da pá.



Fonte: Autor. A linha tracejada no eixo horizontal representa o corte no plano do rotor enquanto a vertical representa um corte transversal no plano da *Nacelle*. A linha tracejada em vermelho representa a direção da velocidade de vento relativa.

$$f_T = \frac{\rho c}{2} V_{ref}^2 (C_L(\phi - \beta) \cos \phi + C_D(\phi - \beta) \sin \phi) \quad (2.9)$$

Deve-se observar que esta força é a que deve ser suportada pelo rotor e, consequentemente, pela torre e as respectivas fundações. Enquanto isso, a força  $f_r$  é que irá, de fato, realizar

<sup>8</sup> Dada pela soma vetorial da velocidade de vento incidente com a velocidade rotacional.

<sup>9</sup> O ponto utilizado para cálculo é comumente definido na literatura como o ponto do centro de pressão.

trabalho através do torque rotacional.

$$f_r = \frac{\rho c}{2} V_{ref}^2 (C_L(\phi - \beta) \sin \phi - C_D(\phi - \beta) \cos \phi) \quad (2.10)$$

A velocidade relativa é dada equacionando-se a intensidade de vento baseada na velocidade de rotação das pás, sendo descrita na literatura de Bianchi *et al.* 2007 e Burton *et al.* 2001 como exemplificado na Equação 2.11.

$$V_{rel} = V \sqrt{(1 - a)^2 + \left(\frac{r \Omega_r}{V} (1 + a')\right)^2} \quad (2.11)$$

e

$$\tanh \phi = \frac{V}{\Omega_r} \frac{1 - a}{1 + a'} \quad (2.12)$$

Integrando as equações de empuxo (2.9) e o torque desenvolvido (2.10) ao longo de todo comprimento da pá, elas podem ser reescritas por:

$$F_T = \frac{\rho \pi}{2} R^2 C_T(\lambda, \beta) V^2 \quad (2.13)$$

$$T_r = \frac{\rho \pi}{2} R^3 C_Q(\lambda, \beta) V^2 \quad (2.14)$$

$C_T$  e  $C_Q$  são coeficientes adimensionais de empuxo<sup>10</sup> e torque respectivamente, baseados na velocidade de ponta-de-pá( $\lambda$ ) e no ângulo do *pitch* ( $\beta$ ). Imediatamente, pode-se elaborar o equacionamento da potência desenvolvida pelo trabalho da força  $f_r$ , dada pela Equação 2.15.

$$P_r = C_P(\lambda, \beta) P_V = \frac{1}{2} \rho \pi R^2 C_P(\lambda, \beta) V^3 \quad (2.15)$$

$$\text{com } C_Q = \frac{C_P}{\lambda} \text{ e } \lambda = \frac{\Omega_r R}{V}.$$

<sup>10</sup> Este coeficiente tem valor máximo unitário e é alcançado quando  $a = 0,5$ , exatamente quando a Teoria de *Bertz* torna-se inválida.

Esta Equação 2.15 permite a obtenção do sinal da potência ativa esperada, calculada pelo CLP do aerogerador e utilizada no mapeamento da referência da velocidade angular do *pitch* com o efeito da compensação. Atenta-se ao fato de que o coeficiente de potência,  $C_P(\lambda, \beta)$ , representa uma proporção entre a quantidade de potência sendo extraída e a potência disponível para captação. A potência disponível já considera a posição da pá imposta pelo ângulo do *pitch* ( $\beta$ ), portanto deve-se compreender que o valor máximo do  $C_P(\lambda, \beta)$  ocorrerá apenas no maior valor da intensidade de vento que, concomitantemente, não acione a regulação do *pitch* (a intensidade de vento limítrofe para que  $\beta = 0$ ) e a velocidade do rotor esteja em seu valor nominal. A Figura 9 ilustra um gráfico típico entre essa relação da velocidade de rotação do rotor e a intensidade do vento enquanto a Figura 10<sup>11</sup> expõe um exemplo gráfico de  $C_P(\lambda, \beta)$  e  $C_T(\lambda, \beta)$ . Ainda na explanação sobre importantes conceitos de aerogeradores, pode-se utilizar a Figura 9 para observar algumas regiões existentes que valhem detalhamento:

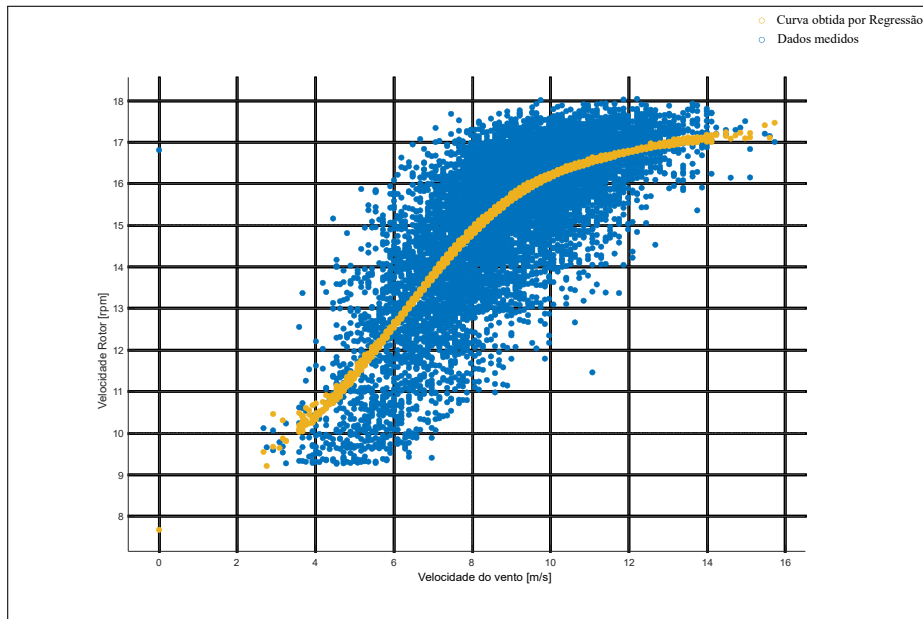
1. O valor nulo da velocidade de rotação do rotor, mesmo com um certo valor da intensidade de vento, se deve a majoritariamente a inércia do conjunto girante. Essa região é comumente denominada como região de *cut-in*.
2. Do ponto de início do aumento da velocidade angular até seu valor nominal (nesse caso atingido quando a intensidade do vento chega a 10 m/s) intitula-se como região de otimização. Nessa região o sistema de *pitch* busca contrabalancear completamente as cargas advindas impostas na pá, de modo a maximizar a geração.
3. Idealmente, todos os pontos após o alcance da velocidade de rotação nominal trabalhariam com ângulos de *pitch* superiores a zero<sup>12</sup>. Ademais, existe um valor limite de ângulo no qual o aerogerador ainda sustenta ativamente os esforços e é capaz de acionar seu regulador de pá para contrapor a força do vento - este valor, geralmente, orbita o 30 graus, a depender do modelo do aerogerador. Após esse valor, se vê que pequenos incrementos de ângulos de *pitch* não compensam tão rapidamente a força aerodinâmica no rotor, logo, por segurança, se faz necessária a movimentação da pá para posição de ataque<sup>13</sup> (em inglês, *feathered*) para mitigar completamente os esforços e, por consequência, cessar a geração. Essa região é chamada de *cut-out*.

<sup>11</sup> Os dados utilizados para elaborar esta figura podem ser encontrados no Anexo C.

<sup>12</sup> Na seção 3.1 perceberemos que, experimentalmente, valores negativos também são alcançados por razões específicas.

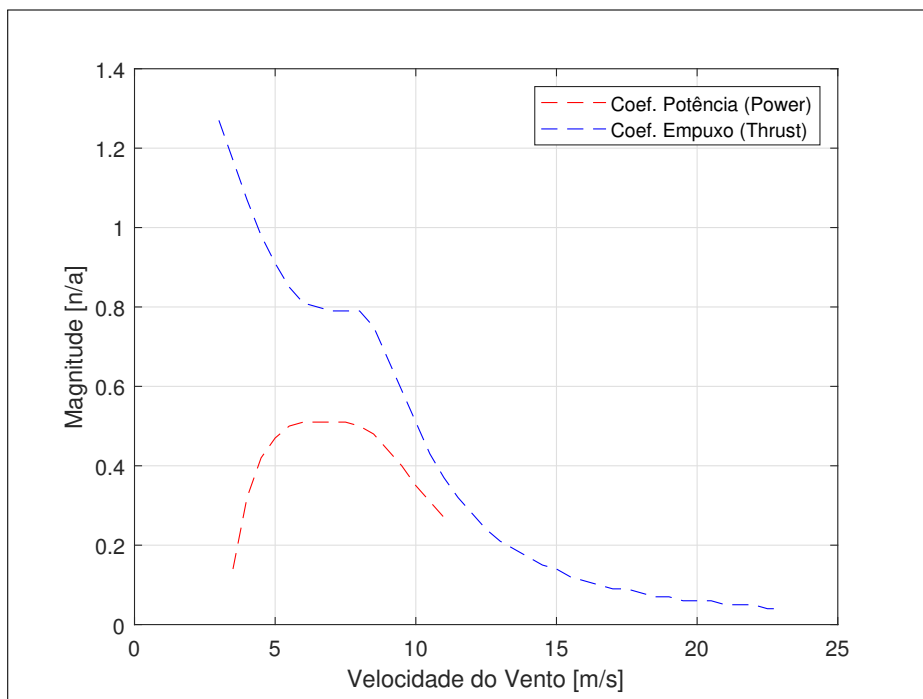
<sup>13</sup> Ocorre quando o ângulo  $\Phi$ , representado na Figura 8, aproxima-se de 90 graus.

Figura 9 – Exemplo gráfico da relação entre velocidade de rotação do rotor e intensidade de vento.



Fonte: Autor

Figura 10 – Curvas de Coeficientes de Potência e Empuxo para aerogerador hipotético de 1,7MW com rotor de 100 metros de diâmetro.



Fonte: Autor

## 2.3 Modelagem de Planta

O objetivo desta seção é apresentar uma modelagem da planta estudada: o motor de corrente contínua com excitação independente acoplado, via uma caixa de engrenagem, à pá do aerogerador e sua visão das cargas advindas dela.

### 2.3.1 Equacionamento do Motor CC de excitação independente

O motor de corrente contínua<sup>14</sup> apresentado na Figura 5 pode ser modelado a partir das seguintes equações diferenciais (ver Guru e Hiziroglu 2001, capítulo 11):

$$V_f = R_f i_f(t) + L_f \frac{di_f(t)}{dt} \quad (2.16)$$

com  $V_f$  sendo a tensão,  $R_f$  a resistência,  $L_f$  a indutância e  $i_f$  a corrente que flui no circuito de campo.

$$E_a = V_s(t) - R_a i_a(t) - L_a \frac{di_a(t)}{dt} \quad (2.17)$$

com  $E_a = K_a \Phi_p \omega_m(t) = K_t i_f(t) \omega_m(t)$ , com  $K_t$  sendo a constante de proporcionalidade quando considerado que o motor opera na sua região linear da curva característica de magnetização) sendo a tensão gerada pela força contra-eletromotriz,  $V_s$  a tensão no circuito da armadura,  $R_a$  e  $L_a$  sendo a resistência e indutância de armadura respectivamente e  $i_a$  a corrente que flui no circuito de armadura.

$$K_t i_f(t) i_a(t) = T_L(t) + D \omega_m(t) + J_m \frac{d\omega_m(t)}{dt} \quad (2.18)$$

com  $T_L(t)$ , em  $Nm$ , sendo a somatória das cargas centrífuga, aerodinâmica e gravitacional vindas da pá,  $J_m$  a inércia rotacional da pá<sup>15</sup>,  $D$  (em  $\frac{Ns}{m^2}$ ) o coeficiente de atrito viscoso e  $\omega_m$  a velocidade angular.

Das equações mostradas, surge uma não-linearidade advinda da multiplicação entre  $i_f(t) \omega_m(t)$  na Equação 2.17 e  $i_f(t) i_a(t)$  na Equação 2.18, entretanto, uma vez que a constante de

<sup>14</sup> Considerando-o apenas em funcionamento no modo normal de operação do *pitch*, ou seja, sem o resistor e o indutor de série e na região linear de sua característica de magnetização.

<sup>15</sup> Uma vez que a inércia do eixo do motor é substancialmente menor que a inércia da pá, ela foi desconsiderada sem perdas para o estudo.

tempo do circuito de campo,  $\tau_f = \frac{L_f}{R_f}$ , é muito inferior do que a constante de tempo mecânica do motor (devido a influência dos componentes mecânicos), a corrente de campo atinge seu estado de regime permanente muito antes da corrente de armadura. Essa condição *quasi*-estática determina que uma variação na velocidade do motor e, conseqüentemente, na força contra-eletromotriz, será muito mais lenta do que a variação da corrente de campo, o que permite uma simplificação nas equações anteriores de tal modo que  $i_f(t)$  seja visto como uma constante ( $I_f$ ) no equacionamento do circuito de armadura. Assim, as Equações 2.17 e 2.18 podem ser reescritas, respectivamente, da seguinte maneira:

$$K_t I_f \omega_m(t) = V_s(t) - R_a i_a(t) - L_a \frac{di_a(t)}{dt} \quad (2.19)$$

$$K_t I_f i_a(t) = T_L(t) + D \omega_m(t) + J_m \frac{d\omega_m(t)}{dt} \quad (2.20)$$

Destarte, o sistema é iniciado tal que o fluxo nominal produzido pelo circuito de campo seja constante logo a corrente de campo também o será, ocasionando que esta variável de espaço-estado deixe de existir, uma vez que não há mais armazenamento de energia na indutância ( $\frac{di_f}{dt} = 0$ ). Portanto as Equações 2.19 e 2.20 ditam o sistema que, em formato matricial, é dado por:

$$\begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{R_a}{L_a} & -\frac{K_t I_f}{L_a} \\ -\frac{K_t I_f}{J_m} & -\frac{D}{J_m} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{L_a} \\ 0 \end{bmatrix} u + \begin{bmatrix} 0 \\ -\frac{1}{J_m} \end{bmatrix} w \quad (2.21)$$

$$\text{com } x = \begin{bmatrix} x_1 & x_2 \end{bmatrix}' = \begin{bmatrix} i_a & \omega_m \end{bmatrix}', u = V_s \text{ e } w = T_L$$

A Equação 2.21 é a forma matricial do sistema de um motor de corrente contínua, amplamente divulgado na literatura. Revisitando a Figura 4, deve-se ter em mente que a velocidade angular que servirá como referência para o controlador de velocidade advém de um mapeamento do CLP<sup>16</sup> do fabricante do aerogerador, baseado na velocidade do eixo principal e na velocidade de vento. Como explicado na seção 2.1.1.2, o sinal de referência que o controlador do sistema de *pitch* recebe é o resultado de uma decisão do controlador da unidade geradora. Para fins de ilustração, a Figura 11 mostra o circuito de armadura real do motor estudado.

<sup>16</sup> CLP: Controlador Lógico Programável

Figura 11 – Circuito de armadura do motor de corrente contínua com excitação independente.



Fonte – Autor.

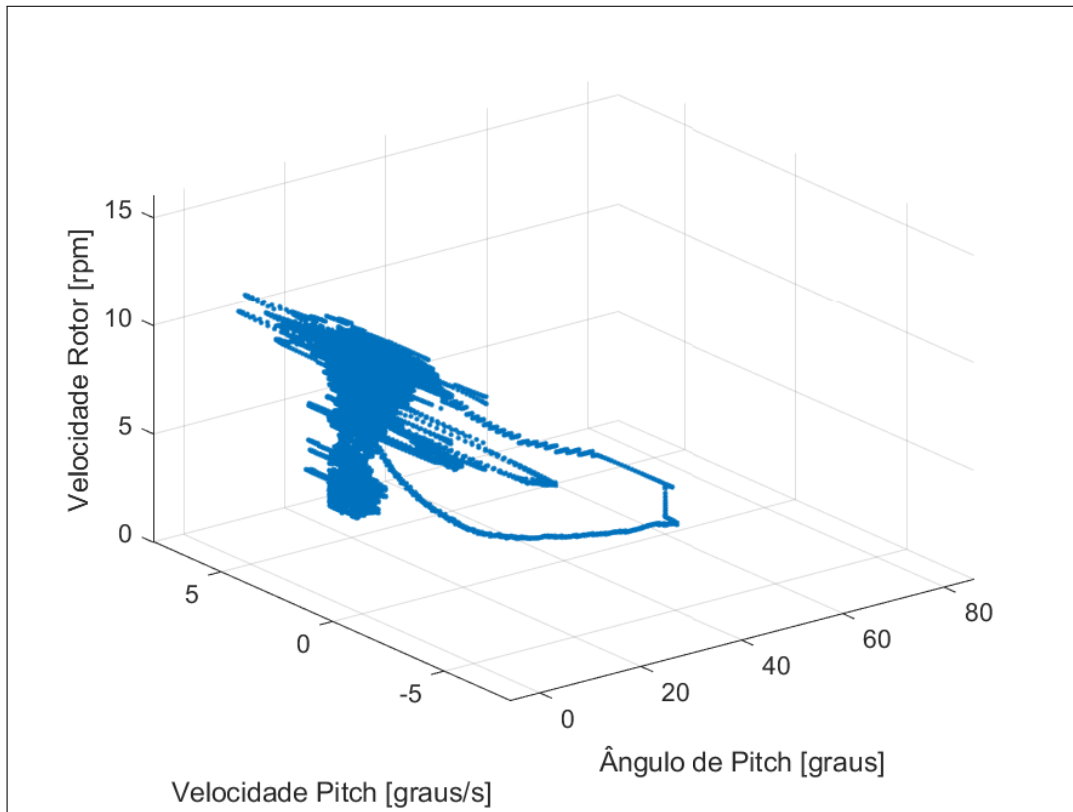
Como comentário adicional à interpretação da Equação 2.21, em uma condição ideal, a velocidade de referência para o controle do *pitch* tende a um valor nulo que advém do equilíbrio entre o torque criado pelo conjunto do atuador eletromecânico *versus* o torque advindo da carga aerodinâmica. A Figura 12, criada a partir de dados<sup>17</sup> coletados de um aerogerador operacional, confirma essa afirmação, pois percebe-se que a velocidade angular do *pitch* é predominantemente mantida em zero através da regulação do ângulo de *pitch*<sup>18</sup>, mesmo com o aumento da velocidade de rotação do eixo do gerador.

<sup>17</sup> No Capítulo 3 é detalhada a informação a respeito desse conjunto.

<sup>18</sup> Atenta-se que existem de fato velocidades angulares de *pitch* diferentes de zero, mas isso ocorre quando é necessária a regulação de ângulo. Logo em seguida essa velocidade retorna à zero, em um estado de equilíbrio do *momentum* no eixo de *pitch*.



Figura 12 – Exemplo do comportamento da velocidade angular do motor de *pitch* para diferentes referências de posição do ângulo de *pitch* com base na velocidade do rotor



Fonte – Autor.

Continuando sobre a Equação 2.21 o sinal da perturbação,  $T_L$ , pode ser compreendido, segundo Zhang *et al.* 2019, Hansen 2015 e Dai *et al.* 2010, como a composição das forças Aerodinâmica, Gravitacional e Centrifuga. Desta maneira, considerando um elemento de pá<sup>19</sup>, a fração do sinal da perturbação correspondente ao esforço aerodinâmico é obtida conforme o modelo de cálculo apresentado por Dai *et al.* 2010.

Partindo das Equações 2.9 e 2.10, existirá um certo ângulo  $\kappa$  entre a resultante das forças de sustentação e arrasto e a força tangencial cujo equacionamento pode ser dado por:

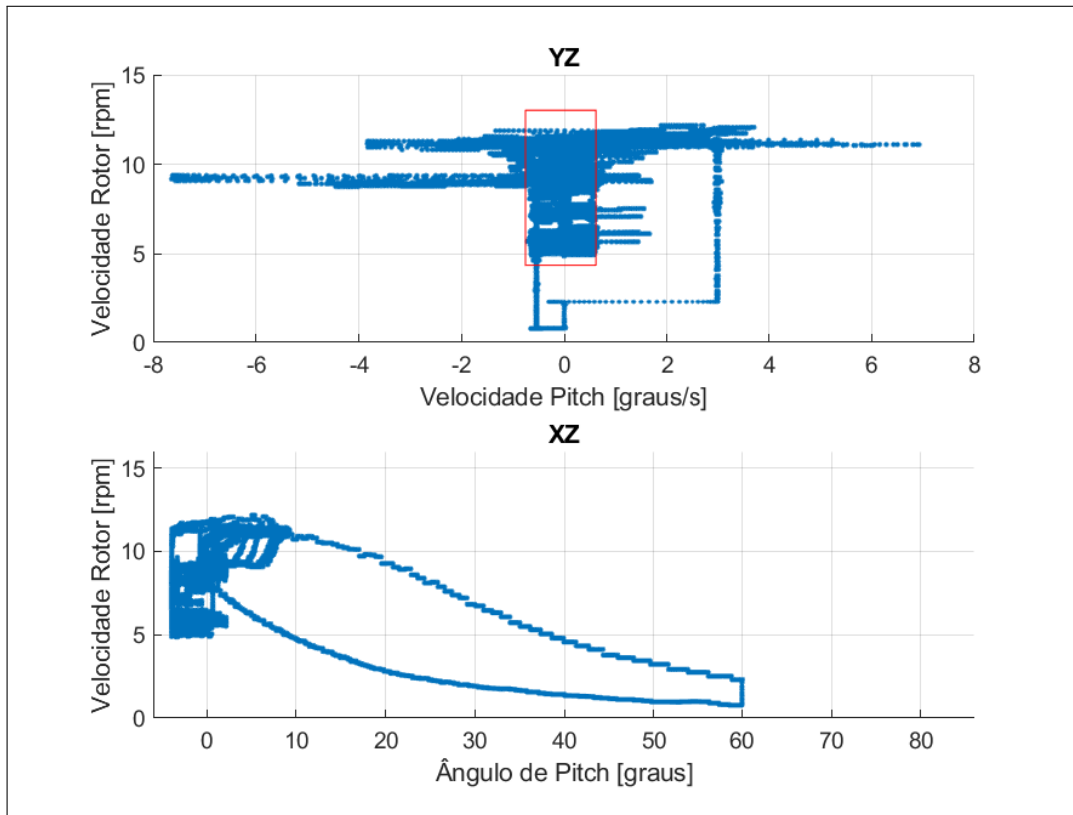
$$\kappa = \arctan \frac{f_T}{f_r} = \arctan \frac{C_l \cos \phi + C_d \sin \phi}{C_l \sin \phi - C_d \cos \phi} \quad (2.22)$$

Conforme há a revolução da pá ao longo do plano do disco atuante, o valor deste ângulo deverá satisfazer as seguintes condições:

$$0^\circ \leq \kappa < 90^\circ \rightarrow f_T > 0, f_r > 0;$$

<sup>19</sup> Por fins de simplificação a notação  $dr$ , referente ao raio daquele elemento de pá, foi omitida das equações a seguir.

Figura 13 – Detalhamento das vistas YZ e XZ. Em vermelho, região de concentração da velocidade de *pitch*.



Fonte – Autor.

$$90^\circ \leq \kappa < 180^\circ \rightarrow f_T > 0, f_r < 0;$$

$$180^\circ \leq \kappa < 270^\circ \rightarrow f_T < 0, f_r < 0;$$

$$270^\circ \leq \kappa < 360^\circ \rightarrow f_T < 0, f_r > 0;$$

Desta maneira é possível obter o momento da força resultante em referência à borda de ataque cujo equacionamento é dado pela Equação 2.23.

$$dT_a = d\vec{R} \overline{AC} \sin(\beta + \kappa) \quad (2.23)$$

Onde  $dT_a$  é o momento resultante no ponto da borda de ataque,  $d\vec{R}$  é a força resultante ( $d\vec{R} = d\vec{f}_L + d\vec{f}_D$ ),  $\overline{AC}$  é segmento equivalente a distância entre o ponto do centro de pressão e o ponto da borda de ataque. Continuando a modelagem do momento aerodinâmico, há a necessidade de introduzir o coeficiente de momento,  $C_M$ , explanado por Hansen 2015, a fim de

rearranjar o equacionamento da distância  $\overline{AC}$  em função dos coeficientes de sustentação e arrasto. O coeficiente de momento é expresso como pela Equação 2.24:

$$C_M = \frac{M}{\frac{1}{2}\rho V_\infty^2 c^2} \quad (2.24)$$

Com  $M$  sendo o momento de uma força. Assim, é possível reescrever  $\overline{AC}$  na dependência das Equações 2.23 e 2.24 como:

$$\overline{AC} = \frac{\frac{1}{2}\rho C_M V^2 c^2}{d\vec{R} \sin(\beta + \kappa)} = \frac{\frac{1}{2}\rho C_M V^2 c^2}{(\frac{1}{2}\rho V^2 c \sqrt{C_L^2 + C_D^2}) \sin(\beta + \kappa)} = \frac{c C_M}{(\sqrt{C_L^2 + C_D^2}) (\sin(\beta + \kappa))} \quad (2.25)$$

Contudo, o momento aerodinâmico, vindo da perturbação  $T_L$  e que exercerá impacto à planta do motor, é em um ponto  $Z$  do elemento de pá cuja definição é dada como o ponto do eixo do sistema de *pitch* ao cruzar o segmento  $\overline{AC}$  do aerofólio do elemento de pá em direção à ponta da pá. Isto posto, é necessário transpor o cálculo de  $T_A$  para  $T_Z$  resultando, como demonstrado por Dai *et al.* 2010, na Equação 2.26.

$$dT_Z = \vec{R} \overline{ZC} \sin(\beta + \kappa) = (\frac{1}{2}\rho V^2 c \sqrt{C_L^2 + C_D^2}) \overline{ZC} \sin(\beta + \kappa) \quad (2.26)$$

Com  $\overline{ZC} = \overline{AC} - \overline{ZA}$ . Desenvolvendo a equação anterior para toda extensão da pá obtêm-se a Equação 2.27, uma integral definida cujo intervalo é o tamanho da pá do aerogerador:

$$T_Z = \int_0^R dT_Z = \int_0^R (\frac{1}{2}\rho V^2 c \sqrt{C_L^2 + C_D^2}) \overline{ZC} \sin(\beta + \kappa) dr \quad (2.27)$$

As frações Centrífuga e Gravitacional correspondentes da perturbação consideram-se que os centros de massa e de gravidade coincidem, para um elemento de pá, e utilizam um mesmo sistema de referenciamento proposto por Dai *et al.* 2010<sup>20</sup> e são dadas, respectivamente, pelas Equações 2.28 e 2.29.

$$dT_c = \omega^2 \overline{LB} \cos \varphi dm \overline{LB} \cos \nu (\tan \gamma \tan \nu + \sin \varphi) \cos \gamma \quad (2.28)$$

<sup>20</sup> No caso específico das contribuições Centrífuga e Gravitacional, recomenda-se a leitura referenciada, devido a sequencia de considerações geométricas utilizadas por este autor.

$$+\omega^2(r \cos \gamma - \overline{LB} \sin \nu) dm \sin \gamma \overline{LB} \cos \nu \cos \varphi$$

$$dT_g = dm_B g \sin \varepsilon (\overline{LB} (\tan \gamma \tan \nu + \sin \varphi)) \cos \gamma \cos \nu \quad (2.29)$$

$$+dm_B g \cos \varepsilon \sin \gamma (\overline{LB} \cos \varphi \cos \nu)$$

Com  $\omega$  sendo a velocidade angular do rotor,  $\gamma$  o ângulo de cone do rotor. Ademais, o respectivo sinal para cada setor de ângulo é definido pelo vetor de momento no eixo de *pitch* ao longo da pá, de modo que seu sentido em direção a raiz da pá seja positivo e caso contrário, negativo.

$$0^\circ \leq \varphi < 90^\circ \rightarrow dT_c : \textit{positivo};$$

$$90^\circ \leq \varphi < 180^\circ \rightarrow dT_c : \textit{negativo};$$

$$180^\circ \leq \varphi < 270^\circ \rightarrow dT_c : \textit{negativo};$$

$$270^\circ \leq \varphi < 360^\circ \rightarrow dT_c : \textit{positivo};$$

Semelhante ao caso aerodinâmico, ao integrar as frações centrífuga e gravitacionais ao longo de toda a pá, as respectivas cargas são dadas como segue pelas Equações 2.30 e 2.31:

$$T_C = \int_0^R dT_c \quad (2.30)$$

$$T_G = \int_0^R dT_g \quad (2.31)$$

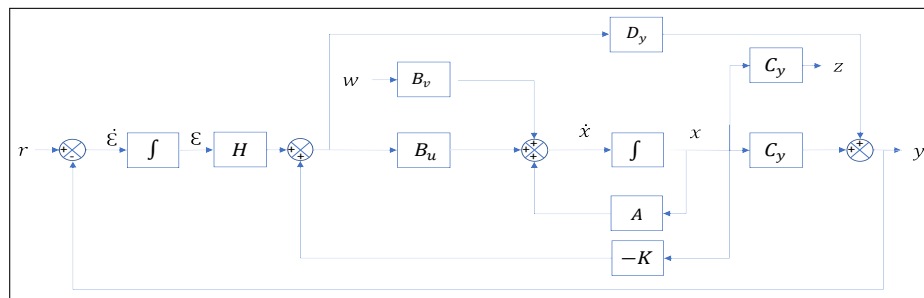
Finalmente, o sinal da perturbação é o somatório das frações apresentadas:  $T_L = T_Z + T_G + T_C$

## 2.4 Teoria de controle utilizada

Essa seção tem o intuito de explicar o fundamento da teoria de controle utilizada para projetar um controle de retroalimentação de espaço-estado com ação integral que mitigue perturbações e siga critérios de desempenho pré-estabelecidos, minimizando uma saída secundária, como ilustrado pela Figura 14.

Assim, a solução é realizada através de um conjunto de Inequações Matriciais Lineares (do inglês, *Linear Matrices Inequalities*, ou LMI's), conforme proposto por Chilali e Gahinet 1996, no qual a premissa de estabilidade de *Lyapunov*<sup>21</sup> é trabalhada para encontrar o valor dos ganhos  $K$  e  $H$ , concomitantemente a alocação dos pólos em uma região pré-estabelecida de *D-estabilidade* e  $H_\infty$ , almejando atingir um desempenho próximo ou superior ao já existente.

Figura 14 – Esquemático de controle em retroalimentação de estados com ação integral



Fonte – Autor.

As inequações utilizadas foram obtidas a partir do equacionamento dos sinais mostrados na figura anterior em sua versão ampliada, ou seja, ao se expandir a matriz de estados inicial para uma versão incluindo o sinal  $\varepsilon$ . O desenvolvimento matemático para obtenção das matrizes aumentadas ( $A_{ag}, B_{ag}, C_{ag}, D_{ag}$ ) é apresentado pelo sistema de equações abaixo:

$$\begin{cases} \dot{x}(t) = Ax(t) + Bu(t) + B_v\omega(t) \\ y(t) = Cx(t) + Du(t) \\ \dot{\varepsilon}(t) = r(t) - y(t) \\ u(t) = Kx(t) + H\varepsilon(t) \end{cases}$$

Para facilidade de notação, "(t)" foi suprimido no desenvolvimento a seguir. A partir do sinal de controle,  $u(t)$ , reescreve-se a nova matriz de estados utilizando de  $x(t)$  e  $\varepsilon(t)$ :

$$u = Kx + H\varepsilon \rightarrow u = \begin{bmatrix} K & H \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ \varepsilon \end{bmatrix}$$

$$\dot{\varepsilon} = r - (Cx + Du)$$

<sup>21</sup> Para garantir que o sistema é estável, a estabilidade de *Lyapunov* implica dizer que o sistema seja assintoticamente estável (os autovalores da matriz  $A$  terem sua parte real negativa) caso exista uma matriz  $X$  simétrica ( $X = X^T$ ), positiva e que  $-A^T X - XA > 0$

Considerando  $D = 0$ , substituindo  $u$  e reescrevendo em sua forma matricial, obtém-se:

$$\begin{cases} \dot{x} = Ax + Bu + B_v \omega \\ \dot{\varepsilon} = r - Cx \end{cases} \longleftrightarrow \begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{\varepsilon} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & 0 \\ -C & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ \varepsilon \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B \\ 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} K & H \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ \varepsilon \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B_v \\ 0 \end{bmatrix} \omega + \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \end{bmatrix} r$$

e

$$y = \begin{bmatrix} C & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ \varepsilon \end{bmatrix}$$

Neste instante aproveita-se para definir as matrizes aumentadas como:

$$A_{ag} = \begin{bmatrix} A & 0 \\ -C & 0 \end{bmatrix} \quad B_{ag} = \begin{bmatrix} B \\ 0 \end{bmatrix} \quad C_{ag} = \begin{bmatrix} C & 0 \end{bmatrix}$$

Resultando em:

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{\varepsilon} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & 0 \\ -C & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ \varepsilon \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} BK & BH \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ \varepsilon \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B_v \\ 0 \end{bmatrix} \omega + \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \end{bmatrix} r \\ y = \begin{bmatrix} C & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ \varepsilon \end{bmatrix} \end{cases}$$

Este sistema em malha fechada será visto conforme:

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{\varepsilon} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A+BK & BH \\ -C & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ \varepsilon \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B_v & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \omega \\ r \end{bmatrix} \\ y = \begin{bmatrix} C & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ \varepsilon \end{bmatrix} \end{cases}$$

Portanto, as matrizes A e B aumentadas, de malha fechada, serão:

$$A_{claug} = \begin{bmatrix} A+BK & BH \\ -C & 0 \end{bmatrix} \quad B_{claug} = \begin{bmatrix} B_v & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix}$$

Para existir uma saída controlada ( $z$ ) pela a norma  $H_\infty$  pode-se empregar o estado não utilizado da planta original. À vista disso, pode existir uma matriz  $C_z$  que ampliará as matrizes para:

$$\left\{ \begin{array}{l} \begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{\varepsilon} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A+BK & BH \\ -C & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ \varepsilon \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} Bv & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \omega \\ r \end{bmatrix} \\ y = \begin{bmatrix} C & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ \varepsilon \end{bmatrix} \\ z = \begin{bmatrix} C_z & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ \varepsilon \end{bmatrix} \end{array} \right.$$

Finalmente, a Equação 2.32 mostra o resultado final das LMI's utilizadas que, por sua vez, são solucionadas utilizando a ferramenta de otimização *Yalmip*, elaborado por Lofberg 2004.

$$\left\{ \begin{array}{l} X > 0 \\ \begin{bmatrix} A_{cl}X_{\infty} + X_{\infty}A_{cl}^t & B_{cl} & X_{\infty}C_{cl\infty}^t \\ B_{cl}^t & -I & D_{cl\infty}^t \\ C_{cl\infty}X_{\infty} & D_{cl\infty} & -\gamma^2 I \end{bmatrix} < 0 \\ A_{ag}X + XA_{ag}^t + B_{ag}W + W^tB_{ag}^t - 2h_2X > 0 \\ -A_{ag}X - XA_{ag}^t - B_{ag}W - W^tB_{ag}^t + 2h_1X > 0 \\ \begin{bmatrix} P_1 & P_2 \\ P_3 & P_4 \end{bmatrix} < 0 \end{array} \right. \quad (2.32)$$

Com  $W = K_{ag}X$ ;  $h_1 = -a$ ,  $h_2 = -b$ ;  $\alpha = \frac{\theta\pi}{180}$  e

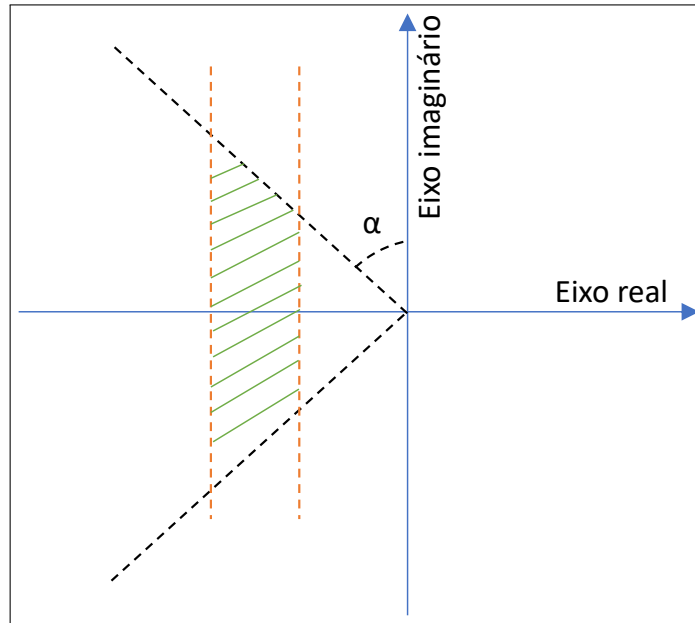
- $P_1 = \sin \alpha (A_{ag}X + B_{ag}W + XA_{ag}^t + W^tB_{ag}^t)$
- $P_2 = \cos \alpha (A_{ag}X + B_{ag}W - XA_{ag}^t - W^tB_{ag}^t)$
- $P_3 = \cos \alpha (XA_{ag}^t + W^tB_{ag}^t - A_{ag}X - B_{ag}W)$
- $P_4 = \sin \alpha (A_{ag}X + B_{ag}W + XA_{ag}^t + W^tB_{ag}^t)$

A região de *D-estabilidade*, utilizada na Equação 2.32, é ilustrada pela Figura 15, onde as linhas tracejadas em vermelho representam  $h_2$  e  $h_1$  (visto da esquerda para direita), as linhas tracejadas na cor preta mostram um cone bidimensional cujo ângulo com eixo imaginário é dado por  $\alpha$ <sup>22</sup>. A interseção de entre todas as linhas cria uma região trapezoidal onde os pólos do sistema de malha fechada estarão alocados. A inclusão da norma  $H_{\infty}$  na segunda inequação

<sup>22</sup>  $\theta$  é o complemento de  $\alpha$  com o eixo real.

advém do objetivo de minimizar o valor de pico da resposta em frequência no primeiro estado (corrente de armadura) da planta inicial, ou seja,  $x_1$  da Equação 2.21.

Figura 15 – Região hachurada referente a D-estabilidade para alocação de pólos



Fonte – Autor.



### 3 DADOS OPERACIONAIS, SIMULADOR E CONTROLE PROPOSTO

A partir do desenvolvimento feito no Capítulo 2, o presente capítulo têm o propósito de enfatizar o aspecto prático da obtenção dos dados, da elaboração e explicação do simulador como implementado em campo e, finalmente, a substituição do controlador do simulador;

#### 3.1 Dados Operacionais

Baseando-se no estudo apresentado por Zhang *et al.* 2019, onde são obtido os dados de alta frequência do SCADA do aerogerador, também foi realizada a aquisição de alta frequência de informações, entretanto, como o objeto de estudo do presente trabalho é em um sistema de *pitch* cujo atuador é um motor de corrente contínua de excitação independente, mais variáveis foram coletadas a fim de corroborar na precisão do modelo, bem como no simulador, a ser apresentado na próxima seção. Um exemplo<sup>1</sup> dos dados coletados com frequência<sup>2</sup> de 100 Hz são apresentados na Tabela 2 abaixo.

Tabela 2 – Exemplo variáveis obtidas por sistema SCADA de alta frequência

<i>Timestamp</i>	<i>Wind Speed [<math>\frac{m}{s}</math>]</i>	<i>RotorPosition [rad]</i>	<i>AxisI Armature Current [A]</i>	<i>AxisI FieldCurrent [A]</i>
00:00:01.00	9,34	0,363	40,30	6,07
00:00:01.10	9,17	1,018	40,28	6,01
...	...	...	...	...
01:00:00.00	12,17	2,879	65,66	6,5

Fonte – Autor

Para fins de replicabilidade do processo, é necessário explicitar que dois grupos de dados, temporalmente distintos e com amostragem de 10 milissegundos, foram coletados, conforme exposto pela Tabela 3: O primeiro, a ser definido pela denominação de DC1 (Dados Coletados 1), foi coletado quando havia uma intensidade de vento próxima da nominal. Isto permite apresentar e ilustrar as correlações entre as variáveis e explicações dadas até o momento através, por exemplo, das Figuras 9, 16 e 17. O segundo grupo contém dois sub-conjuntos de dados (DC2-1 e DC2-2) que representam diferentes condições de operação.

Estes sub-conjuntos foram obtidos com a premissa de serem utilizados no simulador, contendo uma quantidade de amostras significativa e com diferentes e suficiente intensidades de

<sup>1</sup> No Anexo A deste trabalho mostra a tabela com todos as variáveis coletadas e o *link* para acesso aos respectivos dados.

<sup>2</sup> A Interface Humano-Máquina (IHM) do aerogerador disponibiliza a aquisição de dados até 10 ms.

Tabela 3 – Classificação dos grupos de dados coletados

<i>Grupo</i>	<i>Sigla</i>	<i>Início da Aquisição</i>	<i>Final da Aquisição</i>
1	DC1	26/09/2021 17:37:52.983	26/09/2021 21:01:42.434
2	DC2-1	23/10/2021 10:02:39.750	23/10/2021 15:13:48.874
2	DC2-2	10/04/2022 10:36:54.021	10/04/2022 12:44:50.457

Fonte – Autor

vento para manter o aerogerador, majoritariamente, na região de otimização. Adicionalmente, DC2-1 também capturou o comportamento das variáveis quando houvesse uma sequência de comandos no aerogerador.

Como ponto de informação para o leitor, é importante frisar que a aquisição desta base de informações requer acesso específico ao sistema *SCADA*, disponível apenas na rede interna de parques eólicos. Por questões de sigilo não é possível mencionar explicitamente o modelo ou fabricante do aerogerador, entretanto as informações dos principais parâmetros técnicos da turbina são apresentados a seguir, na Tabela 4. Essas informações técnicas servem de base comparativa para aerogeradores de porte semelhante cujo sistema de *pitch* seja eletromecânico.

Tabela 4 – Principais parâmetros técnicos do aerogerador e do motor de *pitch* usados como referência

Parâmetros	Valor	Unidade
Potência Nominal	1700	kW
Altura Hub	80	m
Velocidade nominal Rotor	15	rpm
<i>Cut-in</i>	3	m/s
<i>Cut-out</i>	23	m/s
Vento Nominal	11	m/s
Potência Nominal Motor	6,6	kW
Corrente Armadura nominal Motor	75	A
Razão de Transformação da Caixa de Engrenagem (Motor à Pá)	1875	n/a
Comprimento de pá	48,7	m

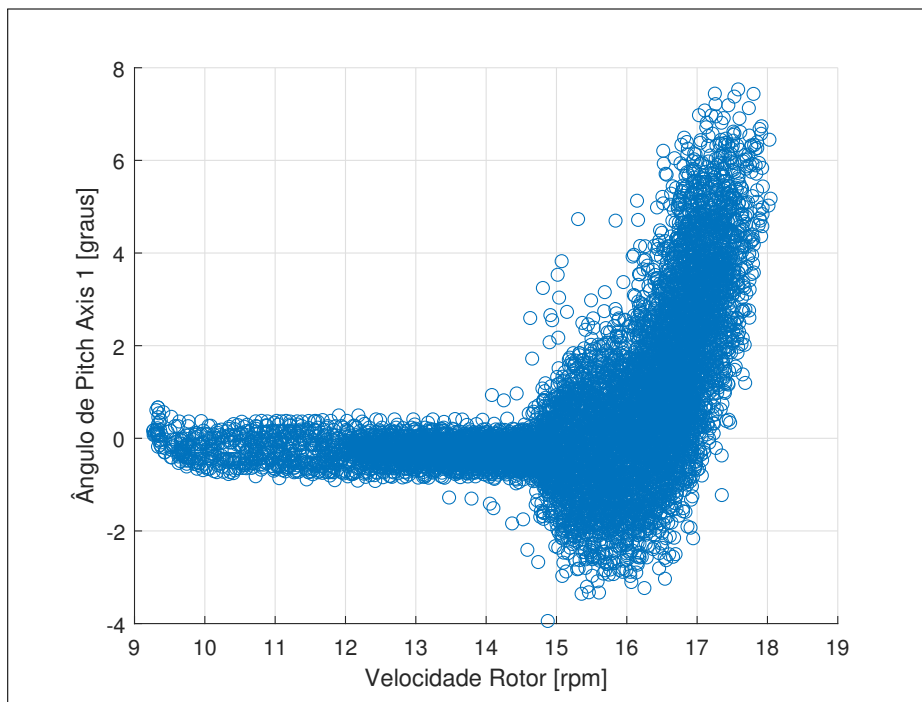
Fonte – Autor

Analisando-se os dados obtidos pelo primeiro conjunto de dados, percebe-se que a premissa explicada a respeito do equilíbrio entre o torque do atuador e o vindo da pá é verdadeira (e por consequência, uma velocidade majoritariamente nula além de uma referência na posição angular da pá próxima de zero também), como ilustrado através da Figura 16. Apenas quando os valores da velocidade do rotor chegam próximo a 15 *rpm* - e ultrapassam - é que o sistema de controle da unidade geradora entende que a velocidade do rotor é demasiadamente alta, logo é

necessário uma recorrente intervenção através da imposição de angulação ao *pitch*.

A partir da Figura 16, nota-se que um comportamento único se dá na região onde essa imposição ocorre: valores negativos de ângulo de *pitch* são alcançados. Em uma primeira interpretação, é possível imaginar que haveria um equívoco nos dados apresentados, entretanto existem razões que explicam esse fato, dentre elas: deve-se considerar que o sistema demonstra uma forma de atraso<sup>3</sup>, pois estes valores são resultado de uma intensa força aerodinâmica incidente na pá<sup>4</sup>, criando um momento que acaba demorando a ser contraposto pelo atuador. Uma segunda razão, e mais específica para este modelo fabricado, é relacionada a um aspecto estrutural de segurança, com foco no controle das cargas incidentes no aerogerador completo - um exemplo desse caso é o acionamento do *pitch* a fim de buscar o equilíbrio da vibração da torre. Esse efeito, apesar de fundamental para o funcionamento seguro da turbina, não é foco deste trabalho, uma vez que o mesmo limita-se ao estudo dentro do escopo do atuador de *pitch*.

Figura 16 – Variação do ângulo de *pitch* durante região de otimização e nominal

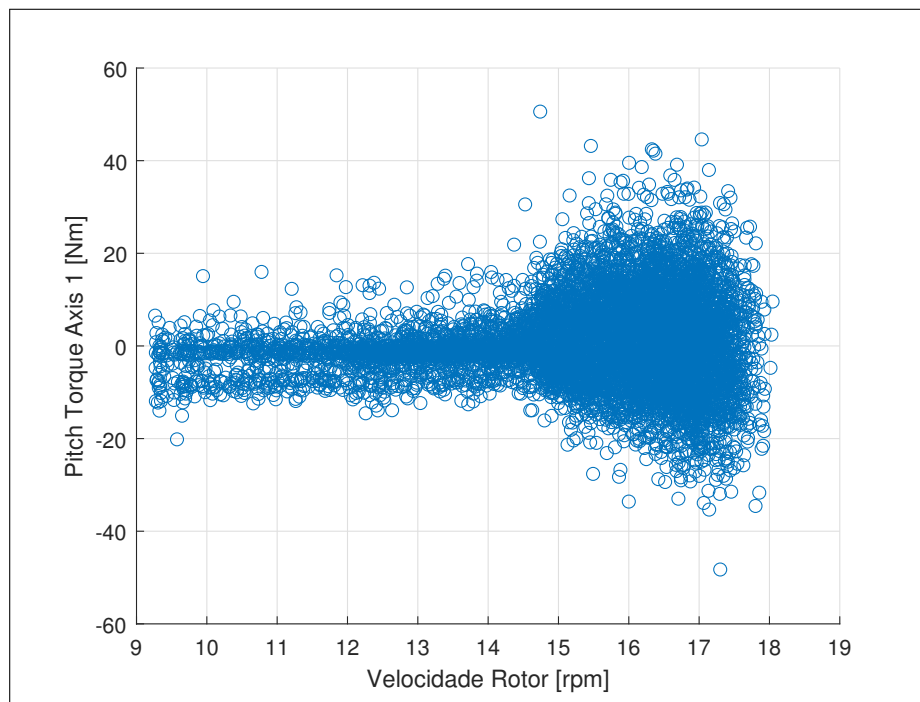


Fonte – Autor.

<sup>3</sup> Esse comportamento se assemelha a um de sistemas de fase não-mínima.

<sup>4</sup> Essa força aerodinâmica é relacionada ao desenho de projeto da pá

Figura 17 – Torque praticado pelo motor do eixo 1 do sistema de *pitch* durante região de otimização e nominal



Fonte – Autor.

### 3.2 Simulador

Para testar de maneira consistente o controlador a ser proposto neste trabalho, foi necessário elaborar um simulador no ambiente *Simulink*, baseado nos diagramas de controle de *pitch* do aerogerador referenciado na seção 3.1 e utilizando o segundo conjunto de dados. A estrutura desse capítulo é dada apresentada conforme:

- A subseção 3.2.1 traz a ilustração dos diagramas conforme estão no aerogerador e explicado de seu modo de funcionamento, incluindo comentários de etapas não-essenciais para o estudo de controle;
- Na subseção 3.2.2, apresenta-se o simulador, entretanto as etapas não essenciais foram suprimidas, pois não interferem no estudo de controle. Nesta subseção, são explicados quais e como os sinais da posição do ângulo de *pitch* são utilizados para comprovar a eficácia do simulador;

### 3.2.1 Diagrama interno do controle de pitch

A Figura 18 mostra o início da malha interna do sistema de *pitch*. Em seu lado esquerdo, há a entrada do sistema pela variável *PositionRef*. Este sinal é somado a uma componente não-essencial, o sinal *Commbar Dither*, cuja função é manter o sinal de entrada em uma forma não-nula de modo que o regulador não fique inerte. Geralmente seu acréscimo ao sinal de referência ocorre nos casos de intermitência (i.e. perda de comunicação por 60 segundos) e vale comentar que, em operação normal, o sinal que advém desse componente é desprezível.

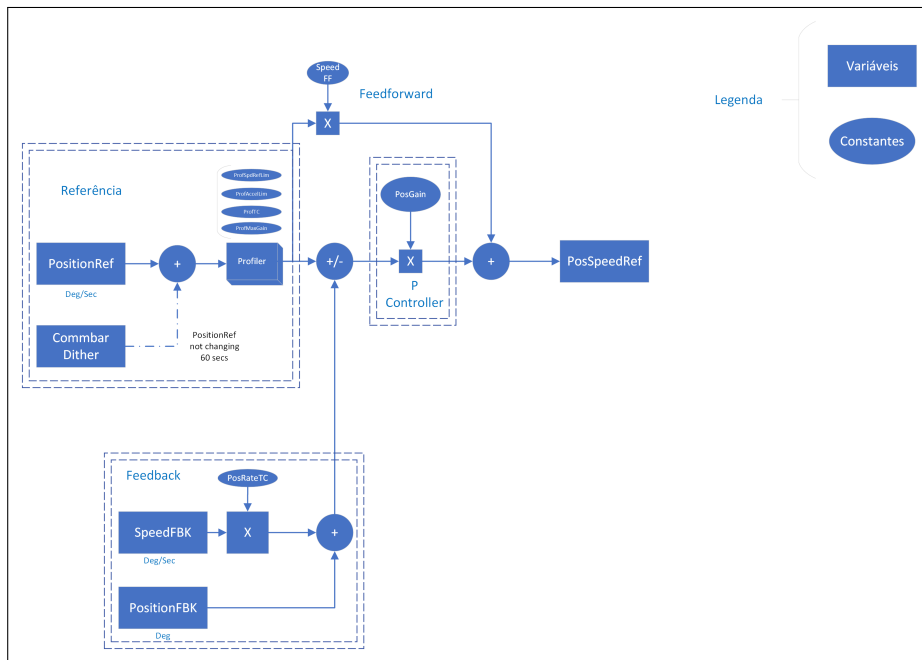
Dando sequência, o sinal de entrada passa por uma normalização, através de um bloco de perfil (em inglês, *profiler*). O objetivo deste bloco é garantir que os limites operacionais sejam obedecidos por segurança da turbina, tais como os valores máximos de aceleração e velocidade para atingir a posição desejada, além de adicionar uma segunda saída que alimenta um ganho de *feedforward*, cujo sinal advém da transformação do sinal de posição em sinal de velocidade através da multiplicação por uma constante de tempo no bloco de perfil. O sinal de saída principal deste bloco é subtraído da retroalimentação, gerando o sinal de erro.

A retroalimentação deste regulador de posição é composta pela soma de dois sinais, o primeiro vindo do sensor de posição (i.e. *encoder*) do motor enquanto o segundo vem do sensoriamento da velocidade angular do motor multiplicado por uma constante de tempo (a fim de transformar o sinal de velocidade em um sinal de posição para que possa ser realizada a soma). Em operação normal, o sinal de retroalimentação é majoritariamente composto pelo sinal que vêm do sensor de posicionamento, enquanto a componente vinda da velocidade serve como redundância e correção para pequenas flutuações.

Finalmente, o sinal de erro, dado pela diferença entre o sinal de entrada pós-perfil (para facilitar a notação, este sinal será denominado como *profPosition*) e o sinal de retroalimentação completo, passa por um ganho que faz o papel do primeiro controlador desse sistema, um Controlador Proporcional. O sinal de controle é então somado ao sinal advindo do ramo de *feedforward*, resultando em um sinal de saída que servirá como referência para o segundo regulador desse sistema, o Regulador de Velocidade.

Por sua vez, a Figura 19 mostra a continuação da malha de controle, agora no esquemático de controle interno do Regulador de Velocidade, que usa como referência o sinal de saída advindo do Regulador de Posição. Os dois primeiros blocos pelos quais o sinal de referência de velocidade passa são, respectivamente, um limitador da velocidade máxima permitida e um limitador da aceleração máxima, ambos com intuito de segurança do aerogerador.

Figura 18 – Malha interna do SCADA de *pitch* - Diagrama de controle do **Regulador de Posição**



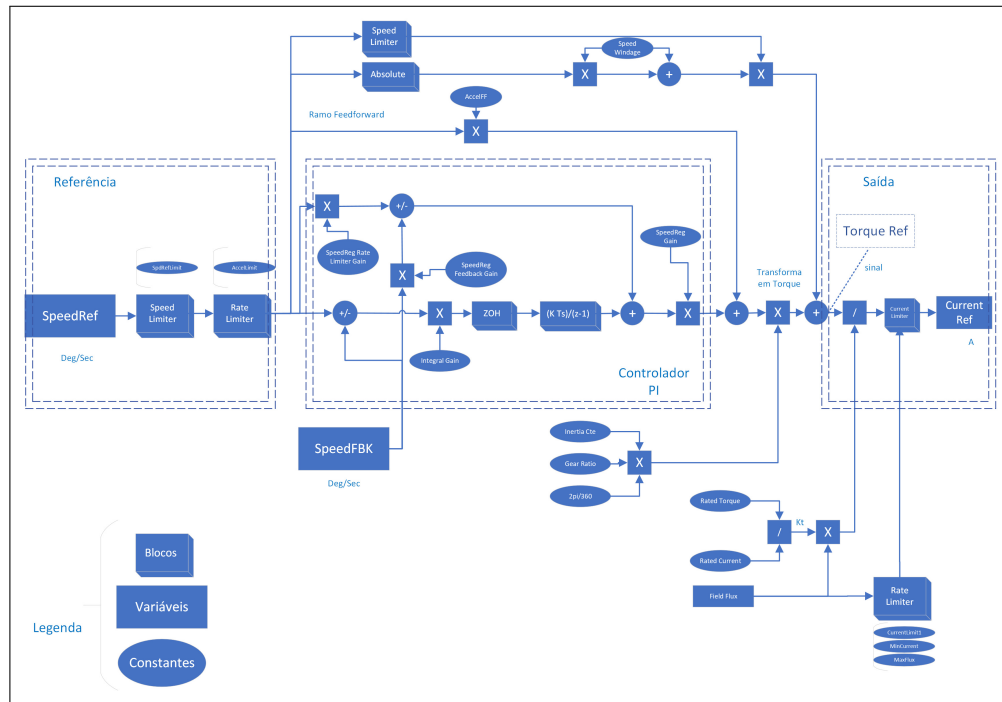
Fonte – Autor.

Após os limitadores, o sinal de entrada é dividido para três categorias: Controlador PI, *Feedforward* de aceleração e *Feedforward* de correção de não-linearidades. O ramo do projeto do controlador PI é discreto, organizado de modo paralelo (proporcional e integrador) e com tempo de amostragem em 50Hz. Os demais ramos de *Feedforward* funcionam para, respectivamente, corrigir possíveis falhas advindas do motor e contra-torque do atrito com o vento (do inglês, *windage*).

Uma vez que planta a ser controlada (motor CC excitação independente) é alimentada por um conversor de potência próprio, o sinal de controle é transformado de velocidade para torque, através da multiplicação das constantes de inércia, razão de engrenagens e  $\frac{2\pi}{360}$  e, então, dividido pela constante do motor,  $K_t$ , resultando na corrente<sup>5</sup>. Vale comentar que também há redundâncias de segurança que limitam a corrente e fluxos máximos.

<sup>5</sup> O fluxo de campo em condição normal é dado em p.u.

Figura 19 – Malha interna do SCADA de *pitch* - Diagrama de controle do **Regulador de Velocidade**



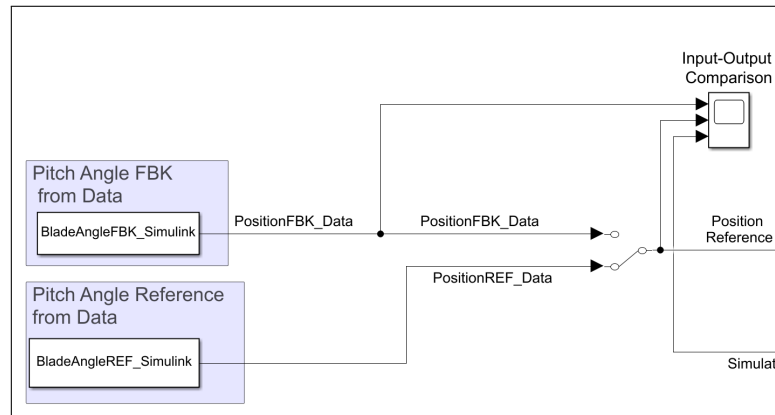
Fonte – Autor.

### 3.2.2 Ambiente de Simulação

Essa subseção foi designada para a elaboração dos reguladores explicados anteriormente em um ambiente de desenvolvimento *Simulink*<sup>6</sup>. Todos os sinais criados no ambiente Simulink cuja origem partir de variáveis de campo, tem a denominação "*\_Data*" e as variáveis "*\_Simulink*". Abaixo são expostas as Figuras 20, 21, 22 que mostram, respectivamente, o bloco de referência do sinal de posição de ângulo de *pitch* (com o sinal de retroalimentação para efeito comparativo), o esquemático do Regulador de Posição e o sinal da retroalimentação do Regulador de Posição.

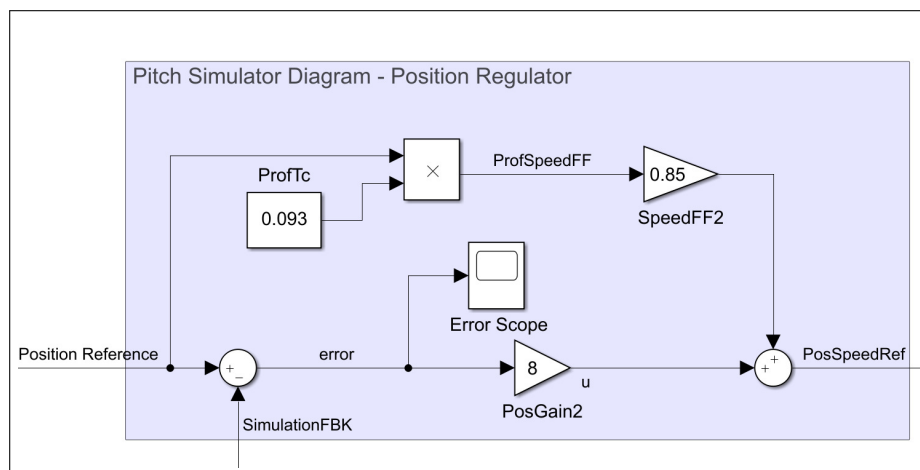
<sup>6</sup> Ver Documentation 2020

Figura 20 – Simulador da Malha interna de *pitch* - **Sinal de referência e retroalimentação da posição para o ângulo de *pitch***



Fonte – Autor.

Figura 21 – Simulador da Malha interna de *pitch* - **Regulador de Posição**



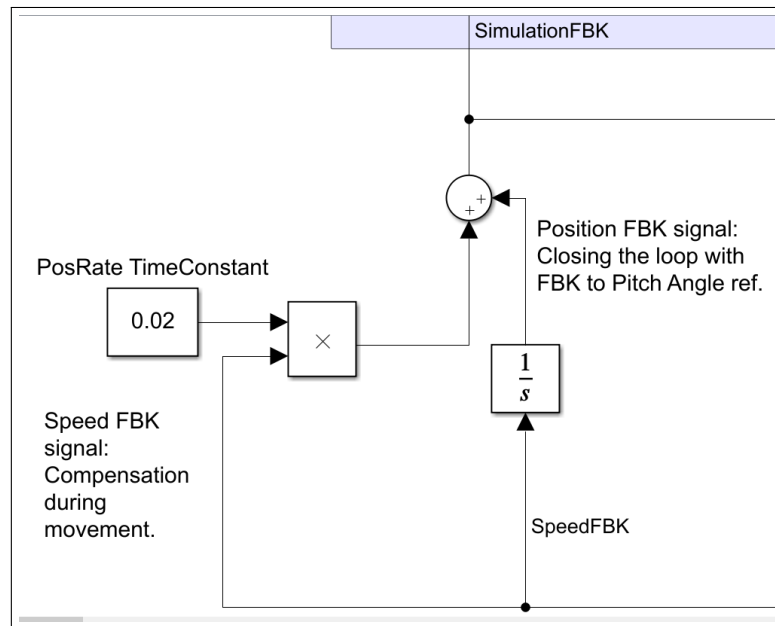
Fonte – Autor.

O sinal de entrada inicial da malha é a posição desejada para o ângulo de *pitch*. Assim, para testar o simulador de forma fidedigna, propõe-se um cenário que replique o mesmo sinal de entrada advindo do SCADA do aerogerador quando um comando de parada é enviado e, em seguida, o comando de inicializar, bem como seu comportamento operacional durante um tempo pré-determinado após o comando de iniciar. A Figura 23 ilustra uma parte dos dados coletados de DC2-1 em que se foca na sequência de comandos enviados e o comportamento do sinal de referência da posição do ângulo de *pitch*.

O segundo comando de iniciar enviado ao aerogerador se dá pela necessidade de sobrepor uma pausa automática do supervisor do aerogerador para teste de rotina em sistemas auxiliares e secundários (tais como pressão de freios do *Yaw*) que, para o foco deste trabalho, não influenciam no estudo e apenas prolongariam o tempo necessário para o aerogerador retornar à

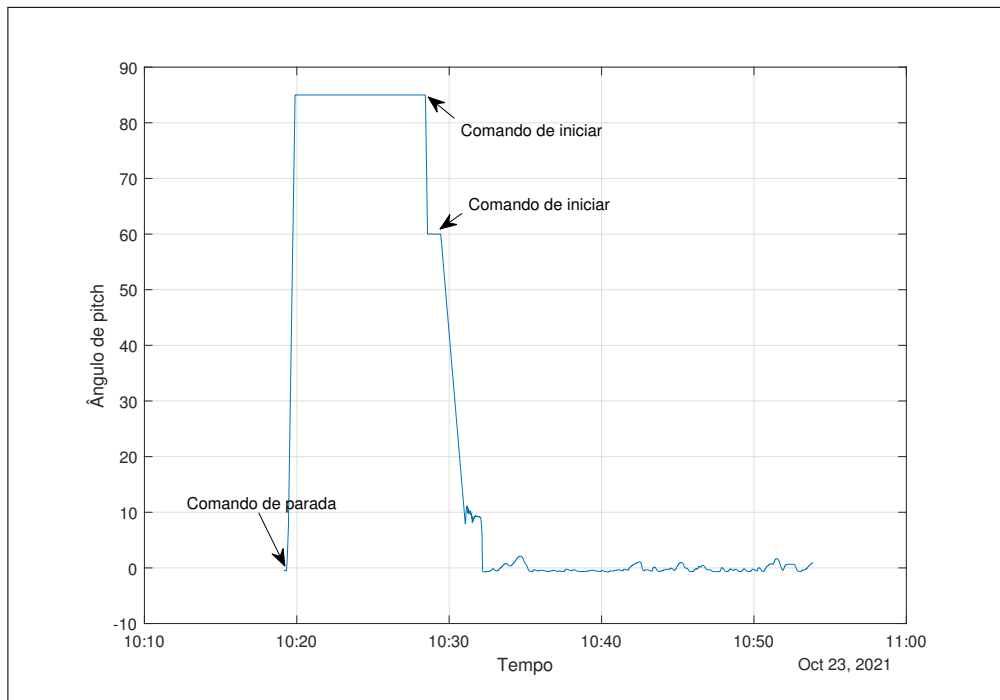


Figura 22 – Simulador da Malha interna de *pitch* - **Retroalimentação do Regulador de Posição**



Fonte – Autor.

Figura 23 – Dados Operacionais: Sinal de referência de posição para o ângulo de *pitch*



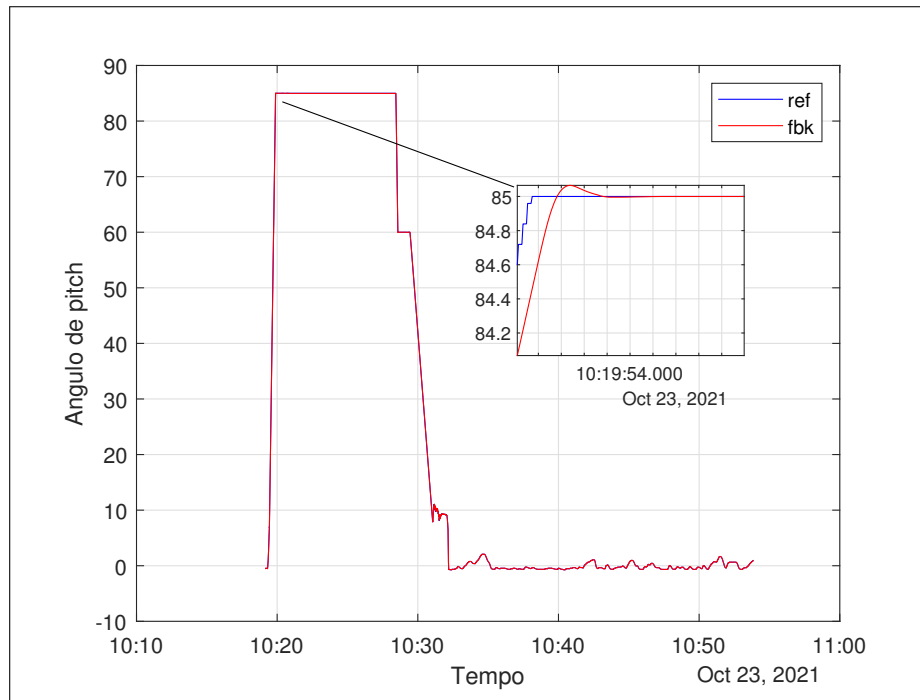
Fonte – Autor.

condição de geração de energia.

Para servir como comparação, a Figura 24 destaca a mesma parte dos dados coletados mas com a sobreposição entre o sinal de referência (azul) e o *feedback* (vermelho) da posição do ângulo de *pitch*. Este último servirá como início da discussão dos resultados do Capítulo 4 a

fim de confrontar a eficácia do simulador proposto de representar os diagramas de controle do aerogerador em um ambiente de simulação.

Figura 24 – Dados Operacionais: Sinal de referência e retroalimentação da posição para o ângulo de *pitch*



Fonte – Autor.

Finalmente, a Figura 25 evidencia, no ambiente de simulação, o equivalente Regulador de Velocidade, cujo sinal de saída é a referência de Corrente. Este sinal, no ambiente interno do controlador alimenta um conversor PWM que, por sua vez, rege a tensão aplicada à planta, no caso o motor de corrente contínua com excitação independente. Para o ambiente de simulação, como ilustrado pela Figura 26, o sinal de referência de Corrente é transformado em tensão ao se multiplicar pela resistência do circuito de armadura, obtido por medição. O sinal de perturbação utilizado advém da variável de campo denominada *Torque\_Simulink*<sup>7</sup>.

<sup>7</sup> O sinal de perturbação também pode ser calculado e criado a partir dos respectivos equacionamentos mostrados no Capítulo 2, seção 2.3.

### 3.3 Controlador proposto

A partir da teoria apresentada na seção 2.4, substitui-se o controlador de velocidade, exposto pela Figura 25, por um controle de retroalimentação de espaços com ação integral, critério de desempenho em *D-estabilidade* e saída com  $H_\infty$ , aqui representado na Figura 27<sup>8</sup>.

Neste modo de controle, a saída principal (estado de velocidade) foi mantida como retroalimentação para o regulador advindo do simulador enquanto o estado de corrente foi considerado como saída para uso em  $H_\infty$ , a fim de rejeitar as perturbações enquanto o papel do integrador inserido é anular o erro em regime permanente.

Conforme exposto pela Equação 2.32, a solução das LMI's retorna como principal critério de projeto o seguimento de referência e a estabilidade de *Lyapunov*. Como critério de desempenho primário foi escolhida a alocação dos polos de malha fechada dentro da região de *D-estabilidade* pré-definida e, de forma secundária, o indicador de desempenho  $H_\infty$  ( $\gamma^2$ ). Os limites da região de *D-estabilidade* ( $h_1$ ,  $h_2$  e  $\alpha$ ) que, por sua vez, definem a velocidade da resposta, foram obtidos através do processo iterativo, proposto por Lofberg 2004, de solução ótima com  $\gamma^2$  livre que minimizasse a diferença entre os sinais de *BladeAngle\_FBK* e *FBK\_Simulador*. Os valores encontrados para o ganho do integrador, para o ganho da retroalimentação de estados e os parâmetros da *D-Estabilidade* são retratados pela Tabela 5.

Tabela 5 – Ganhos obtidos e parâmetros para solução das LMI's

Ganho	Descrição	Valor
H	Ganho da ação integral	230,6245
K	Ganho da retroalimentação de estados	[1.1531 -51,6837]
$\gamma$	Indicador de desempenho $H_\infty$	6,2772
$h_1$	Primeira linha vertical da <i>D-Estabilidade</i>	-5
$h_2$	Segunda linha vertical da <i>D-Estabilidade</i>	-100
$\alpha$	Angulo para região trapezoidal da <i>D-Estabilidade</i>	$\frac{25\pi}{180}$

Fonte – Autor

<sup>8</sup> Por facilidade, os valores do ganho da retroalimentação de estados foram negativados durante o cálculo, por isso o sinal positivo na retroalimentação.

Figura 25 – Simulador da Malha interna de *pitch* - **Regulador de Velocidade**

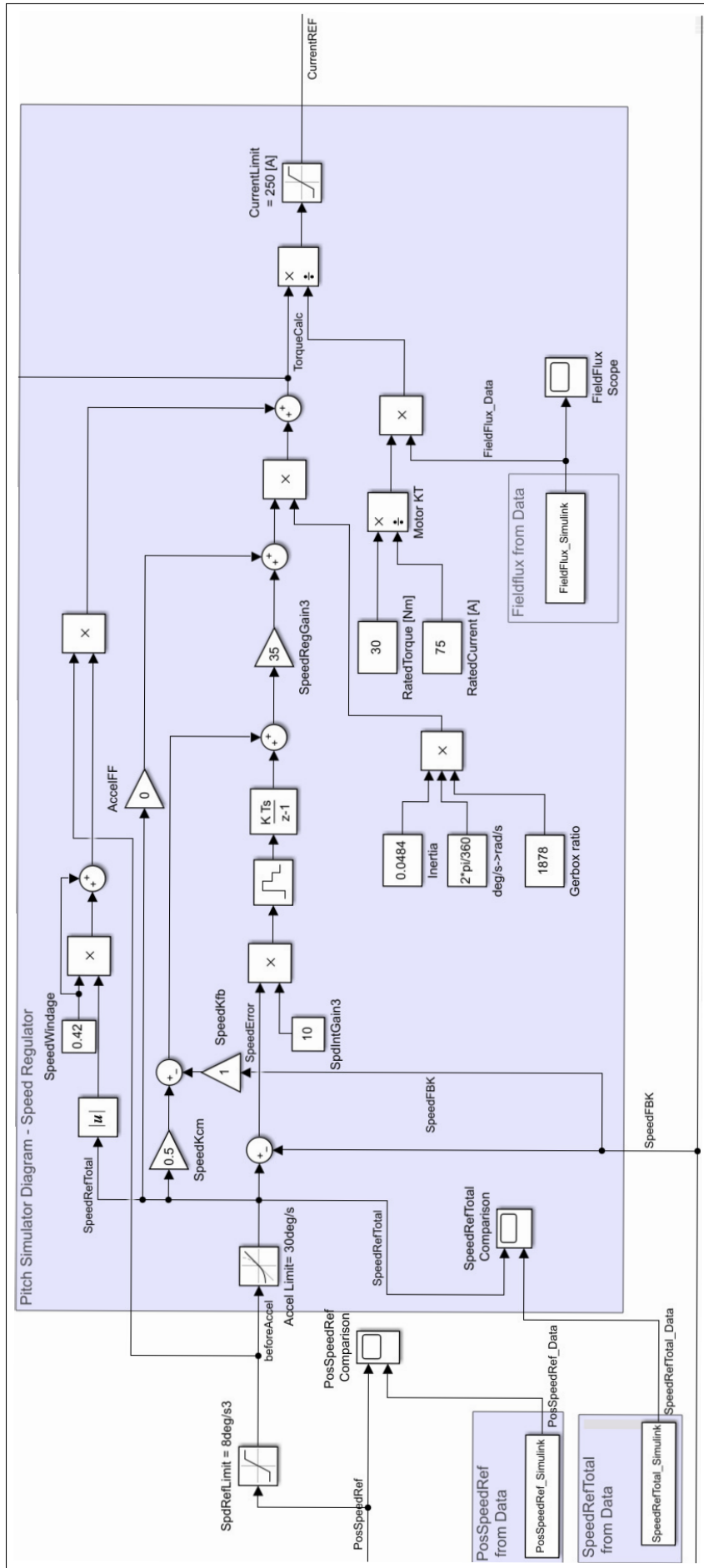
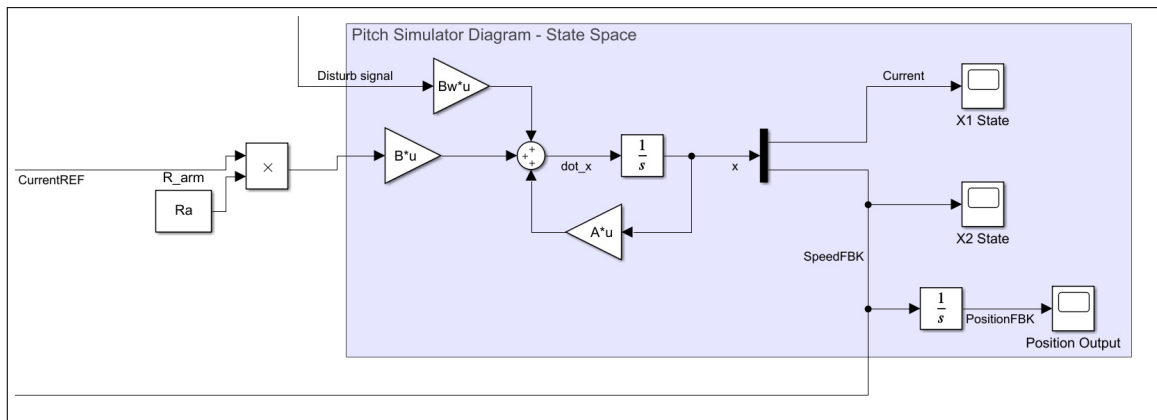
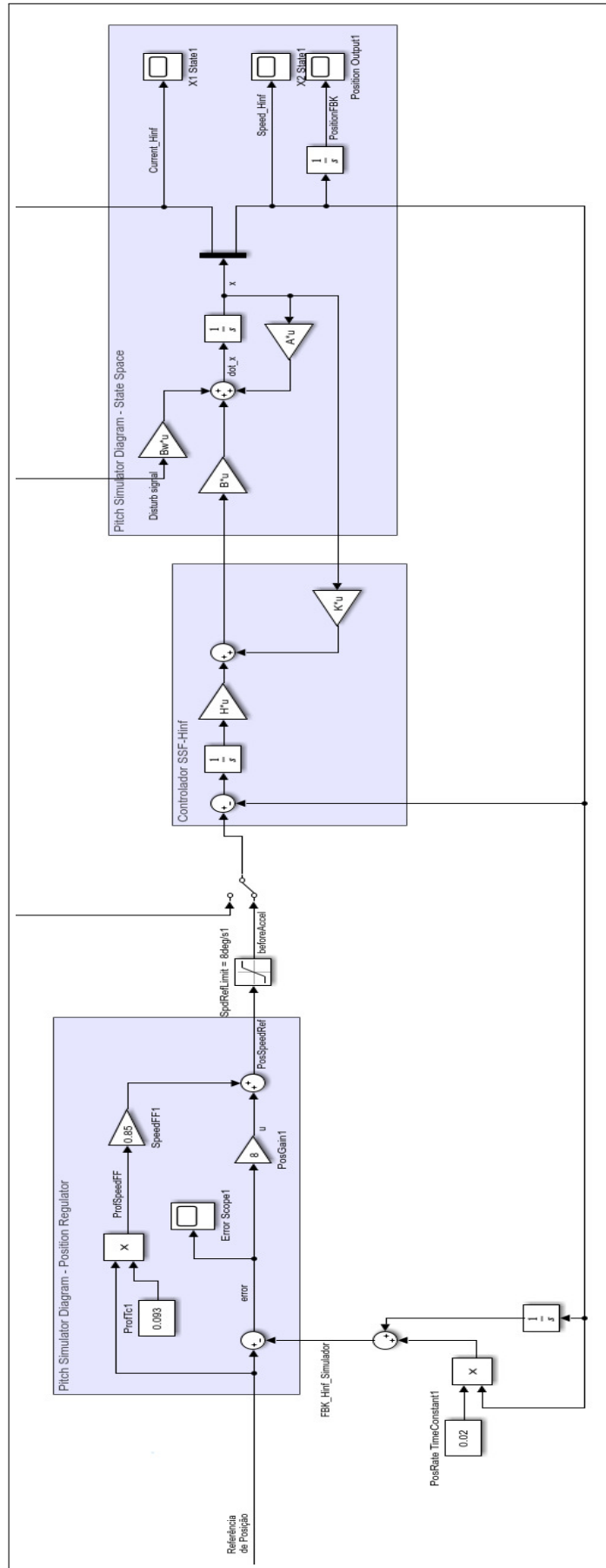


Figura 26 – Simulador da Malha interna de *pitch* - **Planta (Motor CC de excitação independente)**



Fonte – Autor.

Figura 27 – Malha de controle com controlador proposto em substituição do regulador de velocidade.



Fonte – Autor.

## 4 RESULTADOS

Este capítulo dedica-se a apresentar os resultados obtidos de cada estrutura proposta, organizado por seções: a primeira à respeito dos sinais de saída do simulador ao utilizar dados reais e a segunda, quando o mesmo dados reais são utilizados no simulador juntamente com o novo controlador proposto. Em ambos os casos são apresentadas comparações gráficas e os resultados estatísticos, *i.e.*, correlação linear, desvio padrão e a variância entre sinais do simulador (com a entrada como a referência operacional), os respectivos sinais criados a partir dos dados coletados e entre si, a fim de validar o desenvolvimento. Em seguida são mostrados os desempenhos de controle de cada sinal, como o sobressinal e tempo de assentamento. Finalmente, é exposto o sinal de corrente que, apesar de ser a saída secundária do sistema, impacta diretamente na vida útil dos componentes.

### 4.1 Comparações gráficas e resultados estatísticos do Simulador com dados operacionais

Ao se analisar os conjuntos compostos pelos sinais de referência e retroalimentação da posição do ângulo de *pitch*, percebe-se que a correlação linear, calculada pela Equação 4.1, é positiva e unitária, o que, como esperado, mostra um forte relacionamento linear<sup>1</sup>.

$$\rho(A, B) = \frac{1}{N-1} \sum_{i=1}^N \left( \frac{A_i - \mu_A}{\sigma_A} \right) \left( \frac{B_i - \mu_B}{\sigma_B} \right) = \frac{cov(A, B)}{\sigma_A \sigma_B} \quad (4.1)$$

Com  $\mu_A$  e  $\sigma_A$  o valor médio e o desvio padrão, respectivamente, do conjunto A (aqui definido pelos valores do sinal de referência do ângulo de *pitch*);  $\mu_B$  e  $\sigma_B$  o valor médio e o desvio padrão, respectivamente, do conjunto B (aqui definido pelos valores do sinal de retroalimentação do ângulo de *pitch*, real ou simulado) e  $cov(A, B)$  como a covariância de A e B. Os valores estatísticos internos de A e B, para cada coleta de dados (DC2-1 e DC2-2), são apresentados pelas Tabelas 6 e 7.

Na sequencia são apresentados os comparativos gráficos destes sinais para DC2-1 e DC2-2. Devido a limitação do *software* de simulação não permitir que o montante de tempo de simulação esteja em formato de data (como apresentado na abscissa das Figuras 23 ou 24), o eixo horizontal mostra o montante de segundos existentes entre o momento do início de aquisição e o respectivo final, conforme declarado na Tabela 3.

<sup>1</sup> O resultado de uma correlação linear é um escalar, variando entre -1 e 1. O limite negativo mostra que há uma correlação linear negativa (anti-correlação), o positivo que há uma correlação linear e o nulo que não há qualquer correlação.

Tabela 6 – Resultados estatísticos para Conjunto de dados DC2-1

Conjunto	Variável	Descrição	Média	Desvio Padrão
Real	BladeAngle_REF	Referência do Angulo de Pitch	3,3222	14,5815
Real	BladeAngle_FBK	Retroalimentação do Angulo de Pitch	3,3218	14,5781
Simulado	FBK_Simulador	Retroalimentação do Angulo de Pitch (simulador)	3,3549	14,7255

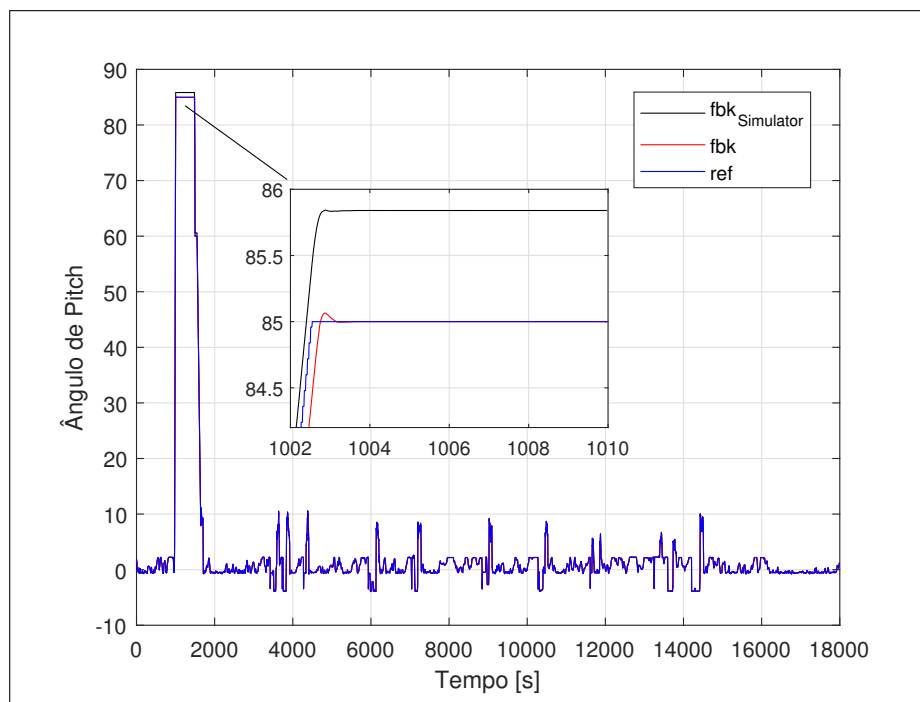
Fonte – Autor

Tabela 7 – Resultados estatísticos para Conjunto de dados DC2-2

Conjunto	Variável	Descrição	Média	Desvio Padrão
Real	BladeAngle_REF	Referência do Angulo de Pitch	0,9322	6,1836
Real	BladeAngle_FBK	Retroalimentação do Angulo de Pitch	0,9322	6,1830
Simulado	FBK_Simulador	Retroalimentação do Angulo de Pitch (simulador)	0,9413	6,2443

Fonte – Autor

Figura 28 – Gráfico comparativo do Ângulo de Pitch entre os sinais Reais e o Simulado para DC2-1

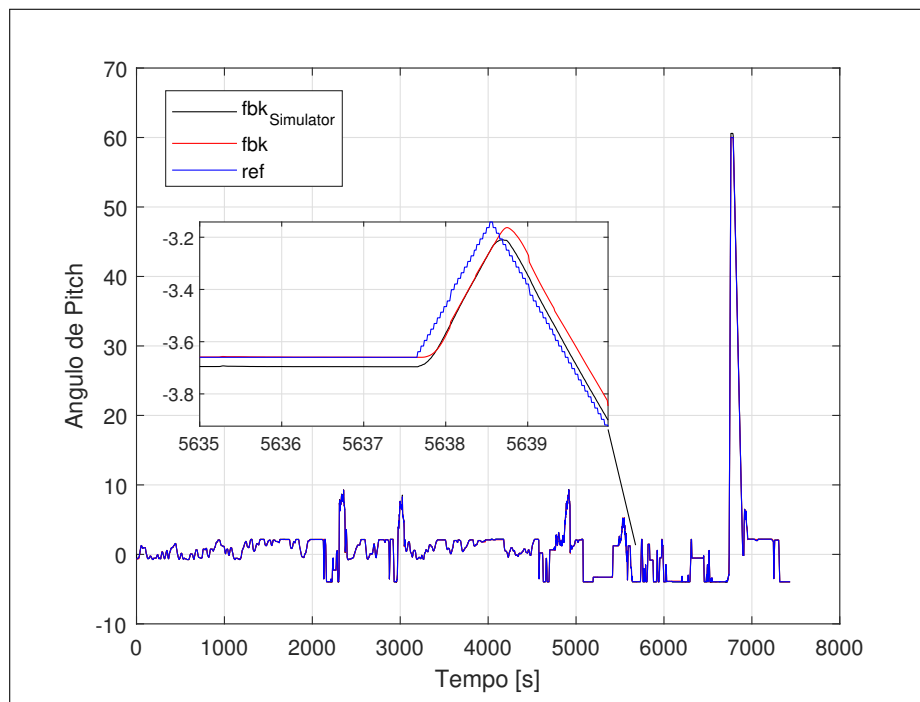


Fonte – Autor.

Observando as Figuras 28 e 29, percebe-se que a proximidade gráfica entre os sinais (ref,fbk e  $fbk_{simulado}$ ) corrobora com os respectivos resultados estatísticos, permitindo inferir que o simulador elaborado é confiável.



Figura 29 – Gráfico comparativo do Angulo de Pitch entre os sinais Reais e o Simulado para DC2-2



Fonte – Autor.

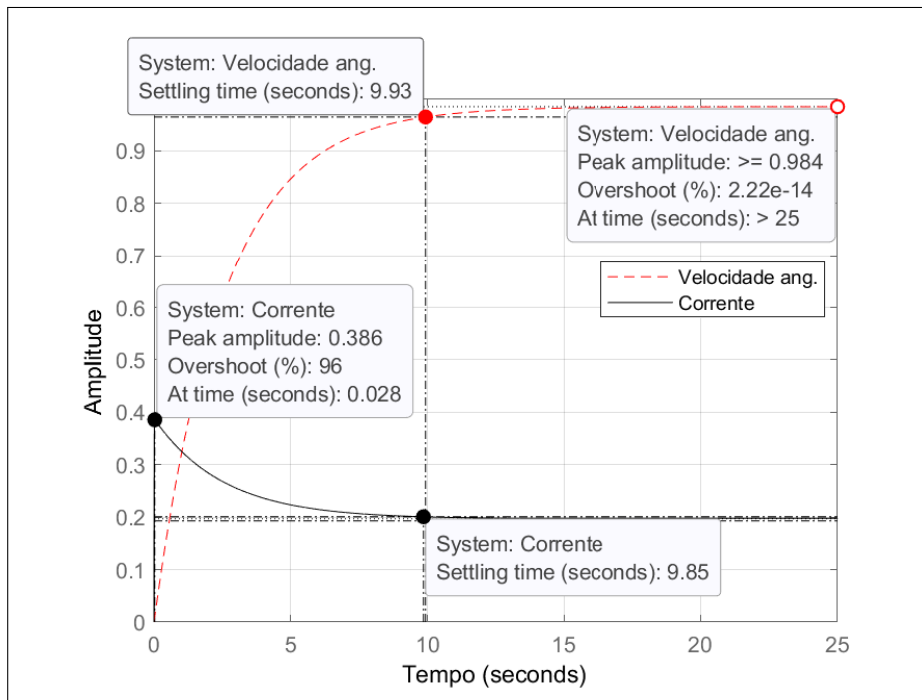
## 4.2 Desempenho do controle proposto

O desenvolvimento do controlador passa pela etapa de teste com um sinal comumente utilizado, o sinal de degrau. Para a validação inicial do controlador e sua respectiva sintonia, foram feitos dois estudos, de modo que o desempenho de controle pudesse ser apreciado quando aplicada a estratégia de controle proposta para o seguimento de referência do sinal advindo do campo no simulador.

O primeiro estudo efetuado foi a resposta ao degrau da planta em malha aberta, apresentado pela Figura 30, no qual se explicitam o tempo de assentamento e o sobressinal para os dois estados da planta, velocidade angular e corrente. É importante entender que o eixo vertical representa apenas o valor absoluto, ou seja, no caso da velocidade angular o degrau unitário é em  $\frac{rad}{s}$  e a corrente em A. Sobre o diagrama de pólos e zeros da planta estudada, existem apenas polos no semi-plano esquerdo e se percebe estável com autovalores em -257,8059 e -0,3941, ilustrado pela Figura 31.

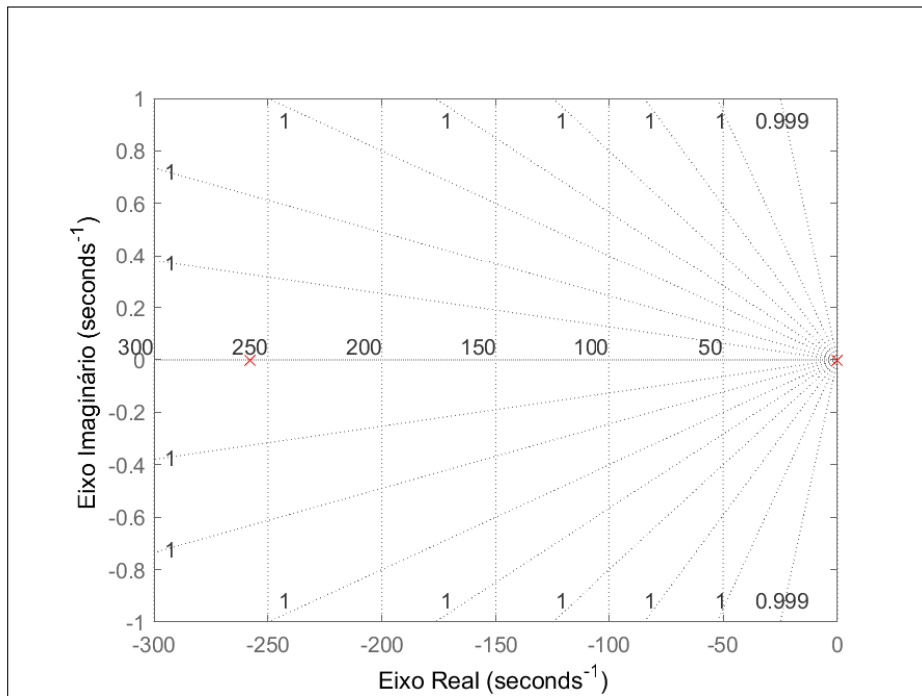
O segundo estudo é baseado no controlador proposto e ilustra, pela Figura 32, a resposta da planta, em malha fechada, para um sinal de referência e de perturbação do tipo degrau cujos valores de desempenho são apresentados na Tabela 8. A Figura 33 apresenta seu

Figura 30 – Características de sistema da resposta ao degrau da Planta em Malha Aberta



Fonte – Autor.

Figura 31 – Mapa de Pólos e Zeros da planta em malha aberta



Fonte – Autor.

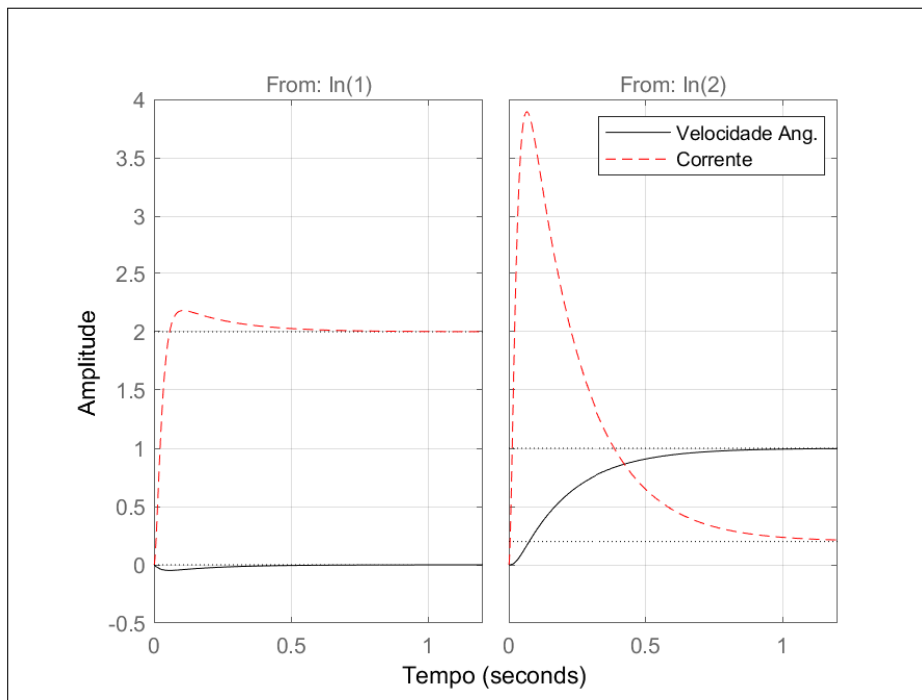
mapa de pólos e zeros.

Ademais, o diagrama de *Bode* é apresentado pelas Figuras 34 e 35 para cada estado e a resposta ao degrau de comparação entre a malha aberta e a malha fechada para o sinal de

referência, *i.e.*, a velocidade angular é mostrada pela Figura 36. Para a corrente, a comparação da resposta ao degrau entre as malhas aberta e fechada é realizada pela Figura 37.

Comparando-se qualitativamente os resultados dos diagramas de Bode de Malha Aberta e Malha Fechada para o estado da velocidade, é possível inferir que diferença das curvas de magnitude mostram que o controlador acelera a resposta do sistema à condição unitária mesmo sob perturbação e ainda garante uma grande margem de fase. No caso do estado de corrente, a magnitude alcançada em Malha Fechada é justificada pois há a incidência da perturbação no sistema, entretanto a corrente nominal estipulada pelo fabricante do motor, conforme exposto na Tabela 4, ainda é superior à magnitude obtida. Sobre a análise de fase para o estado de corrente, também percebe-se uma margem elevada. Vale comentar que, caso desejado, seria possível deixar o sistema mais lento e reduzindo a corrente, entretanto haveria um impacto no seguimento de referência.

Figura 32 – Características de sistema da resposta ao degrau da Planta em Malha Fechada para rejeição da perturbação (In1) e seguimento de referência (In2)



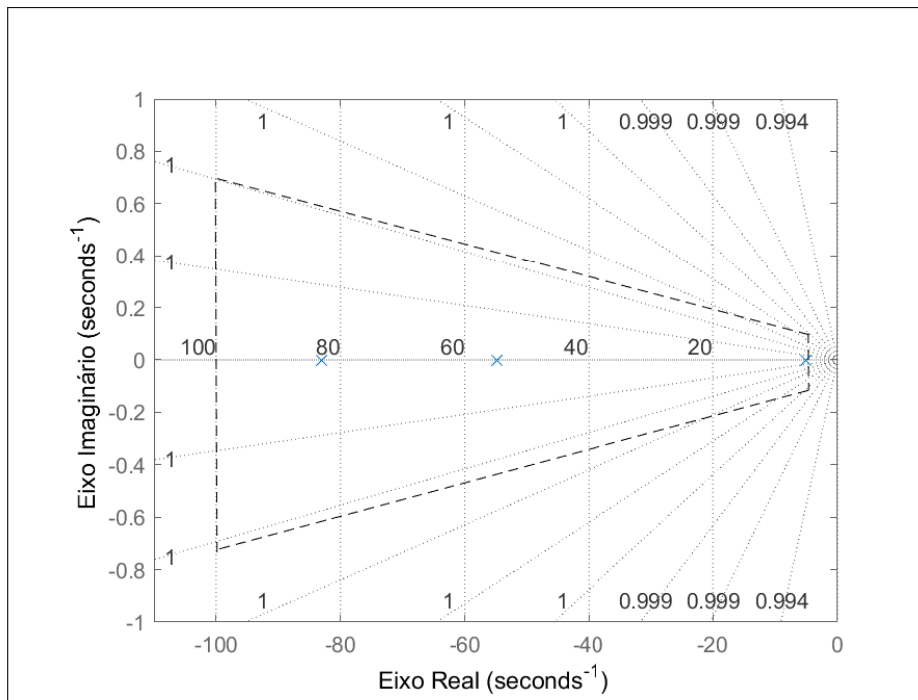
Fonte – Autor.

Tabela 8 – Critérios de desempenho da resposta ao degrau em malha fechada Figura 32

Critério de Desempenho	Entrada	Estado	Valor
Sobressinal (pico)	Perturbação	Corrente	2,18
Sobressinal (pico)	Perturbação	Velocidade angular	-0,0482
Sobressinal (pico)	Referência	Corrente	3,89
Sobressinal (pico)	Referência	Velocidade angular	0,9997
Tempo de assentamento	Perturbação	Corrente	0,425
Tempo de assentamento	Perturbação	Velocidade angular	0,848
Tempo de assentamento	Referência	Corrente	0,858
Tempo de assentamento	Referência	Velocidade angular	0,803
Tempo de subida	Perturbação	Corrente	0,0377
Tempo de subida	Perturbação	Velocidade angular	0
Tempo de subida	Referência	Corrente	0,00307
Tempo de subida	Referência	Velocidade angular	0,437
Regime Permanente	Perturbação	Corrente	2
Regime Permanente	Perturbação	Velocidade angular	0
Regime Permanente	Referência	Corrente	0,2
Regime Permanente	Referência	Velocidade angular	1

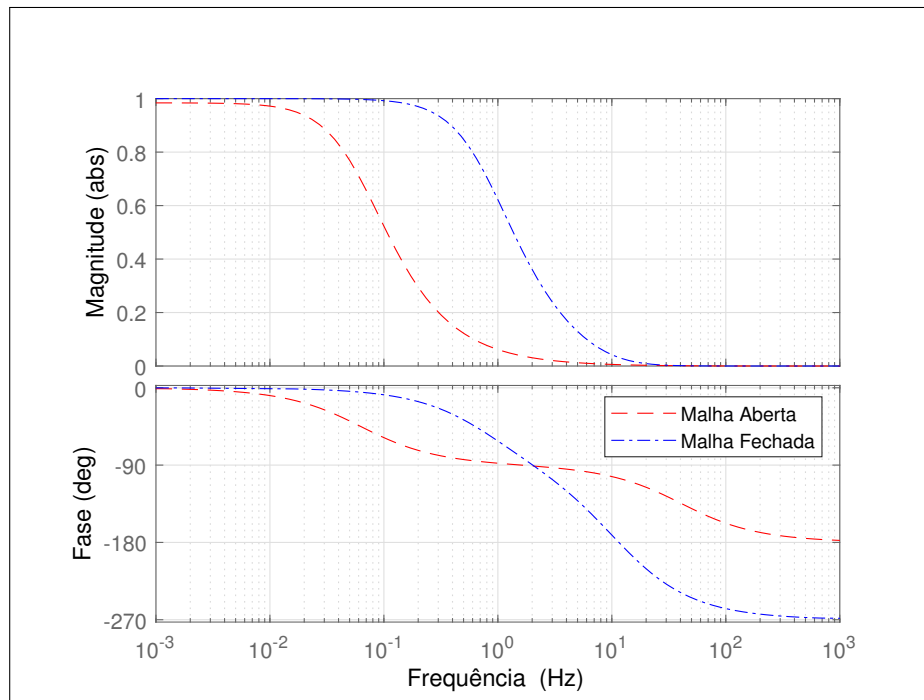
Fonte – Autor

Figura 33 – Mapa de Pólos e Zeros da planta em malha fechada ilustrando região de D-Estabilidade



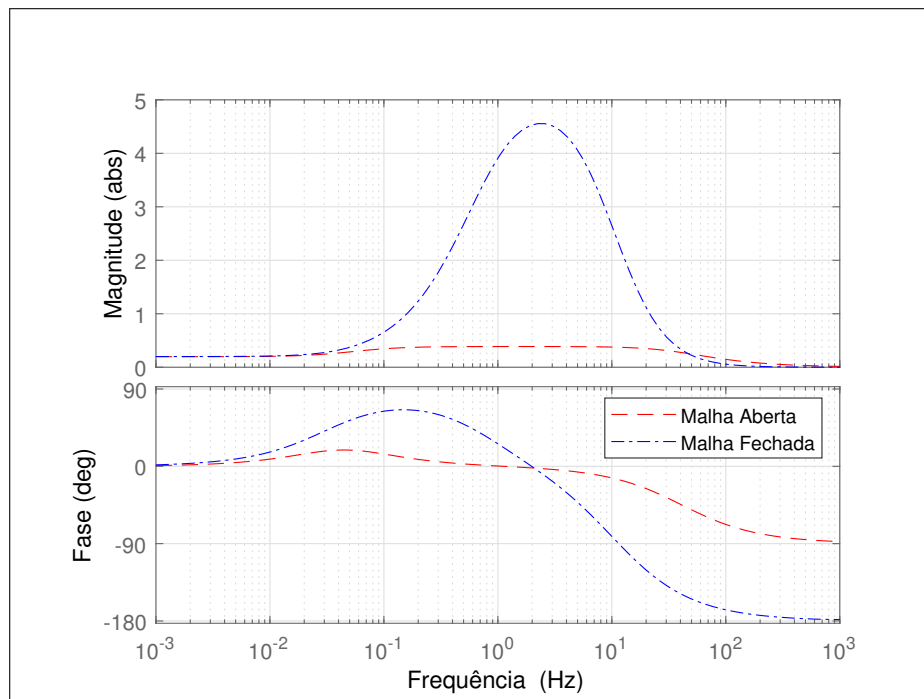
Fonte – Autor.

Figura 34 – Diagrama de Bode com magnitude e fase comparativo para a velocidade



Fonte – Autor.

Figura 35 – Diagrama de Bode com magnitude e fase comparativo para a corrente

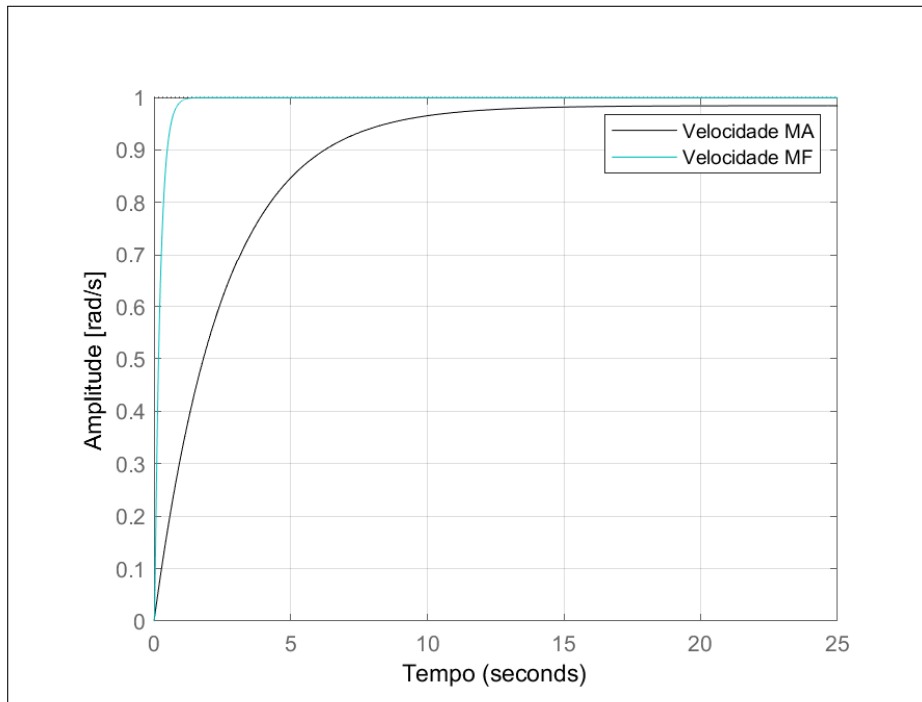


Fonte – Autor.

### 4.3 Comparações gráficas e resultados estatísticos do Simulador com controlador proposto e dados operacionais

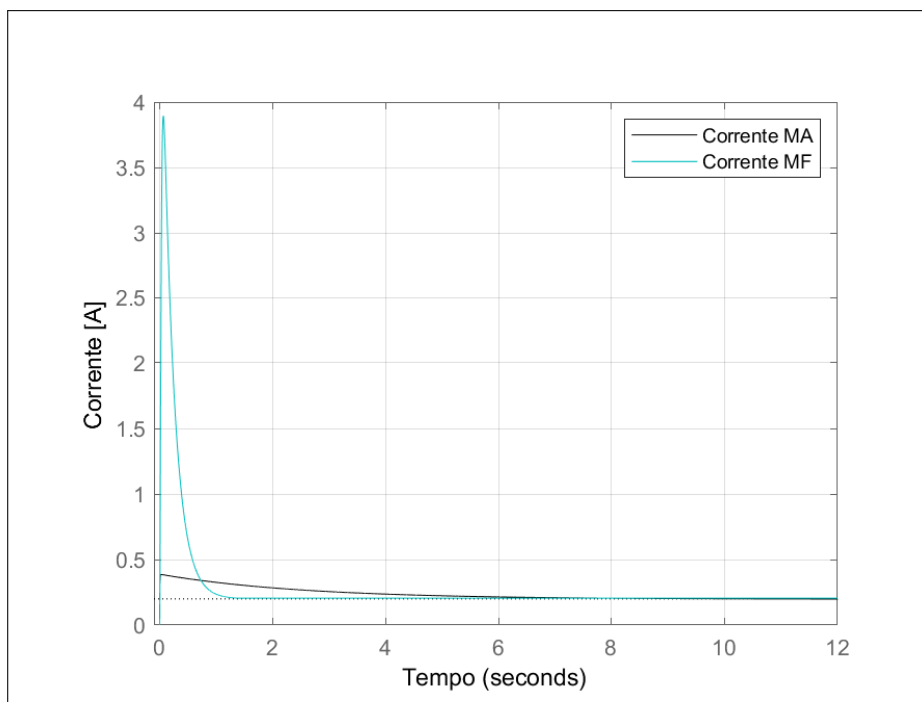
Esta seção traz nas Tabelas 9 e 10, os produtos estatísticos para corroborar com a premissa do uso do controlador não linear proposto para fins de seguimento de referência e

Figura 36 – Comparativo da resposta ao degrau da Planta em Malha Aberta *versus* Malha Fechada para seguimento de referência (In2) de velocidade



Fonte – Autor.

Figura 37 – Comparativo da resposta ao degrau da Planta em Malha Aberta *versus* Malha Fechada para corrente



Fonte – Autor.

mitigação de perturbações nos mesmos cenários DC2-1 e DC2-2. Ademais, nas Figuras 38 e 39 se compara graficamente o resultado do simulador quando se faz uso do controlador proposto<sup>2</sup> cuja entrada é o sinal de referência coletado de campo. Também são calculadas as integrais de erro cujos resultados são apresentados na Tabela 11.

Tabela 9 – Valores estatísticos internos para Conjunto de dados DC2-1 - Controlador Proposto

Conjunto	Variável	Descrição	Média	Desvio Padrão
Simulado	FBK_Hinf_Simulador	Retroalimentação do Angulo de Pitch (simulador) com controlador proposto	0,9416	6,2452

Fonte – Autor

Tabela 10 – Valores estatísticos internos para Conjunto de dados DC2-2 - Controlador Proposto

Conjunto	Variável	Descrição	Média	Desvio Padrão
Simulado	FBK_Hinf_Simulador	Retroalimentação do Angulo de Pitch (simulador) com controlador proposto	0,9324	6,1841

Fonte – Autor

Tabela 11 – Tabela das Integrais de erro

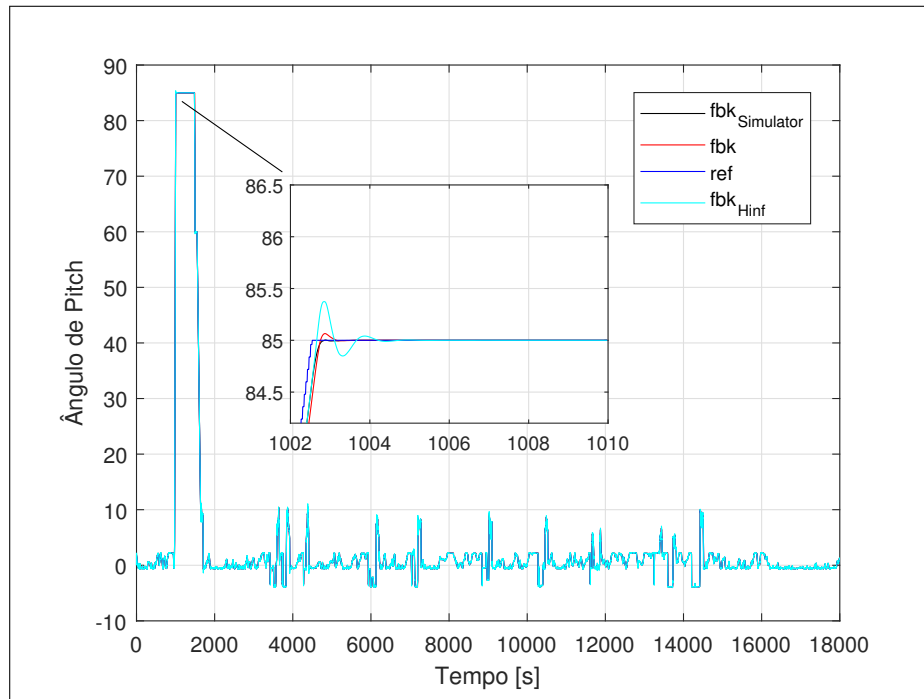
Tipo de Erro	Grupo de dados	Valor
IAE	DC2-1	335,2595
ISE	DC2-1	75,9943
IAE	DC2-2	207,6172
ISE	DC2-2	46,7788

Fonte – Autor

Ainda a respeito das Figura 38 e 39, verifica-se que os resultados da simulação para o caso DC2-1 mostram o seguimento de referência ao mesmo tempo que a corrente média utilizada diminui. O mesmo processo de análise é repetido para os dados coletados de DC2-2 e são apresentados pelas Figuras 40 e 41, onde o mesmo padrão se repete.

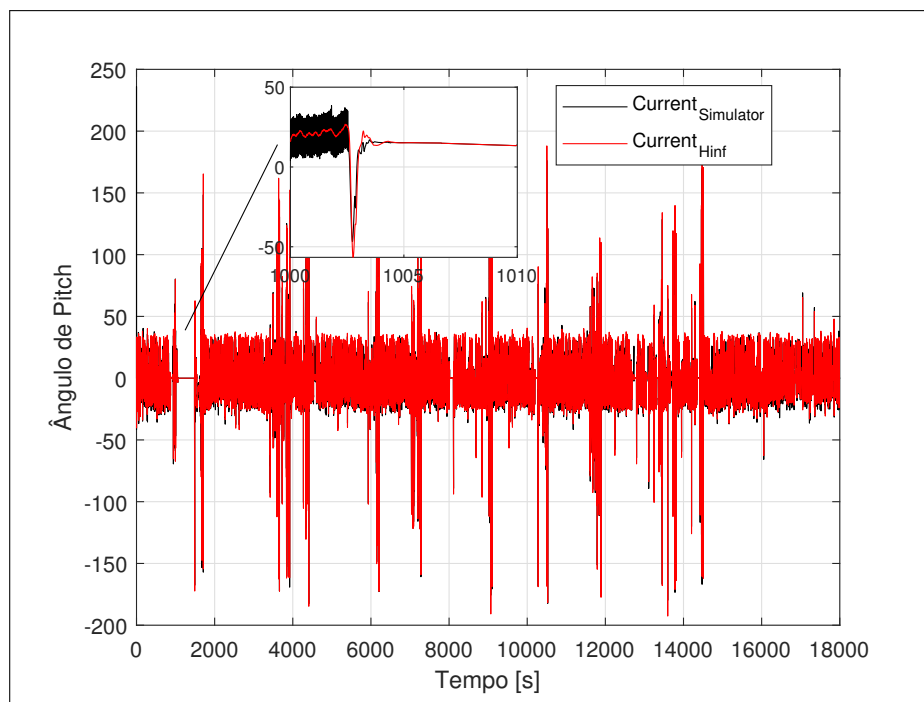
<sup>2</sup> A notação *fbk\_Hinf* representa o sinal de retroalimentação, advindo da planta ao regulador de posição, quando se utiliza o controlador proposto.

Figura 38 – Comparação gráfica entre dados coletados, simulação e resposta com controlador proposto para o sinal de referência para DC2-1



Fonte – Autor.

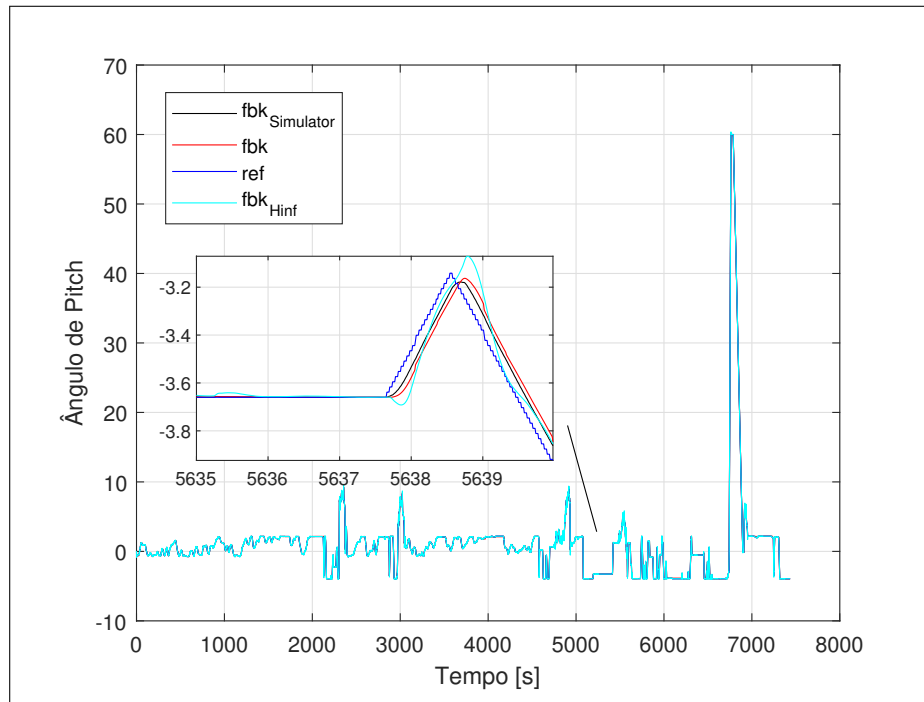
Figura 39 – Comparação gráfica entre sinais reais, simulação e resposta com controlador proposto para o sinal de corrente para DC2-1.



Fonte – Autor.

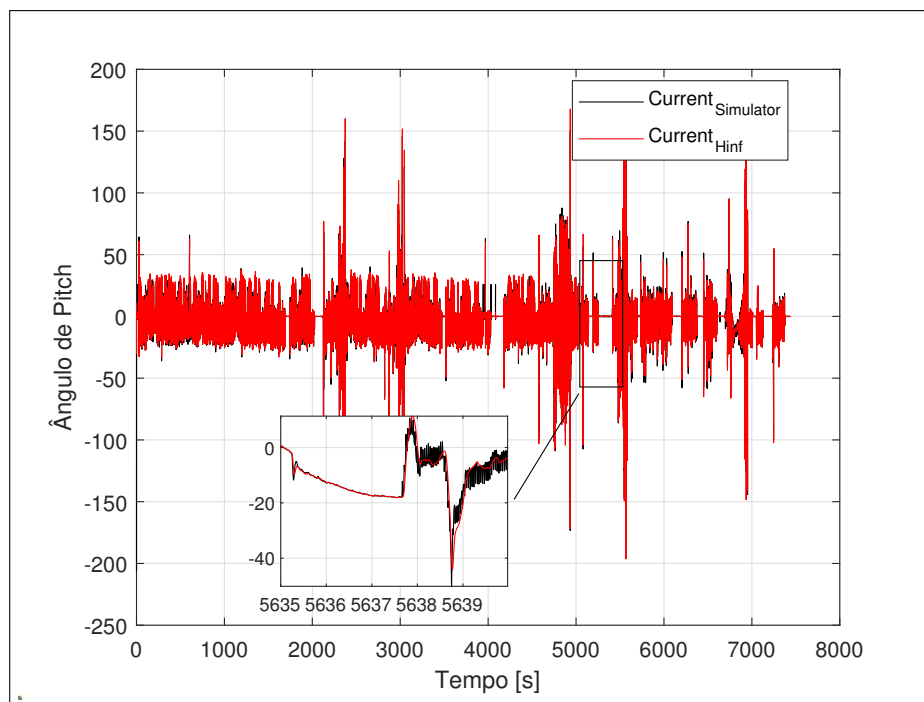


Figura 40 – Comparação gráfica entre dados coletados, simulação e resposta com controlador proposto para o sinal de referência para DC2-2



Fonte – Autor.

Figura 41 – Comparação gráfica entre sinais reais, simulação e resposta com controlador proposto para o sinal de corrente para DC2-2.



Fonte – Autor.

## 5 CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS

O presente trabalho foca no desenvolvimento de um ambiente de simulação que replicasse os fenômenos observados mediante uma coleta de dados de campo, servindo de base para que fosse possível propor uma alteração do sistema já implementado com um controlador não-linear, de modo que fosse perceptível uma redução na corrente elétrica necessária para contrapor as perturbações que afetam o sistema estudado. Para demonstrar a eficácia do simulador construído, foram comparadas grandezas estatísticas, em dois diferentes cenários de dados. O primeiro cenário ilustrou um período de dados que continham operações manuais no aerogerador, forçando-o a colocar suas pás em posição de ataque e retornando para posição bandeira. O segundo cenário continha dados adquiridos durante um período em que o aerogerador, automaticamente, teve que colocar suas pás em uma posição de *quasi*-ataque, por um evento durante seu funcionamento, e depois retornando à geração. Os resultados estatísticos trazidos nas Tabelas 6 e 7, mostram que os desvios padrões foram satisfatoriamente próximos e atestam a confiabilidade do simulador elaborado.

Com a confiabilidade do simulador estabelecida, fez-se a alteração do regulador de velocidade inicial por um bloco de controle simplificado, porém não-linear e baseado na solução de inequações matriciais lineares de retroalimentação de estados com ação integral, norma  $H_\infty$  e critério de desempenho em *D-estabilidade*. Esses modos de controle permitem graus de liberdade para a aquisição dos ganhos que garantem uma adaptabilidade do sistema em diversas condições, assim, repetindo a simulação com os dados coletados de campo de ambos cenários, se avaliou os critérios de desempenho, os valores estatísticos, o sinal de erro e percepção gráfica, através, respectivamente, das Tabelas 8, 9, 10, 11 e Figuras 38, 39, 40 e 41, cujos valores de ganho trabalhados são apresentados pela Tabela 5.

Portanto, a contribuição primária deste trabalho está sobre o simulador elaborado, que permite seu uso de forma modular em estudos de aerogeradores, juntamente com a substituição do regulador clássico, implementado em campo, com um controlador mais simples, que alcança o mesmo objetivo de seguimento de referência e traz o domínio na diminuição da corrente de armadura consumida quando o sistema de *pitch* precisa balancear as cargas provenientes de perturbações da pá do aerogerador. Por fim, o modelo de controle proposto também serve como base para o desenvolvimento futuro de um controlador adaptativo a ganhos programados e dependência de parâmetros.

## REFERÊNCIAS

- ABEEOLICA. **Relatório Anual**. In: \_\_\_\_\_, 2017. Disponível em: <<http://www.abeeolica.org.br/wpcontent/uploads/2016/08/Boletim-Anual-deGeracao-Eolica-2014.pdf>>. Acesso em: 28 Jul. 2018.
- ACKERMANN, T. **Wind power in power systems**. [S.l.]: John Wiley & Sons, 2012.
- ALVES, J. J. A. Análise regional da energia eólica no brasil. **Revista Brasileira de Gestão e Desenvolvimento Regional**, v. 6, n. 1, 2010.
- BARRY, R. G.; CHORLEY, R. J. **Atmosfera, tempo e clima**. [S.l.]: Bookman Editora, 2009.
- BERGEK, A.; JACOBSSON, S. The emergence of a growth industry: a comparative analysis of the german, dutch and swedish wind turbine industries. In: **Change, transformation and development**. [S.l.]: Springer, 2003. p. 197–227.
- BIANCHI, F. D.; MANTZ, R. J.; BATTISTA, H. D. **The wind and wind turbines**. [S.l.]: Springer, 2007.
- BURTON, T.; SHARPE, D.; JENKINS, N. **Handbook of wind energy**. [S.l.]: John Wiley & Sons, 2001.
- CHILALI, M.; GAHINET, P. H/sub/spl infin//design with pole placement constraints: an lmi approach. **IEEE Transactions on automatic control**, IEEE, v. 41, n. 3, p. 358–367, 1996.
- DAI, J.; HU, Y.; LIU, D.; LONG, X. Calculation and characteristics analysis of blade pitch loads for large scale wind turbines. **Science China Technological Sciences**, Springer, v. 53, n. 5, p. 1356–1363, 2010.
- DAI, J.; HU, Y.; LIU, D.; LONG, X. Aerodynamic loads calculation and analysis for large scale wind turbine based on combining bem modified theory with dynamic stall model. **Renewable Energy**, Elsevier, v. 36, n. 3, p. 1095–1104, 2011.
- DALMAZ, A.; PASSOS, J. C.; COLLE, S. Energia eólica para geração de eletricidade ea importância da previsão. **Revista ABCM–Engenharia**, v. 13, n. 1, p. 27–32, 2008.
- DOCUMENTATION, S. **Simulation and Model-Based Design**. MathWorks, 2020. Disponível em: <<https://www.mathworks.com/products/simulink.html>>.
- ENERGIA, M. de Minas e. Fontes de energia elétrica no brasil. **Atlas de Energia Elétrica**, Banco de Informações de Geração, 2016.
- GLAUERT, H. Airplane propellers. In: **Aerodynamic theory**. [S.l.]: Springer, 1935. p. 169–360.
- GURU, B. S.; HIZIROGLU, H. R. **Electric machinery and transformers**. [S.l.]: Oxford university press New York, 2001. v. 726.
- HANSEN, M. **Aerodynamics of wind turbines**. [S.l.]: Routledge, 2015.
- JÚNIOR, J. N.; MACHADO, G. F.; SOUZA, D. A.; BATISTA, J. G.; BEZERRA, I. S.; JÚNIOR, A.; NOGUEIRA, F. G.; TORRICO, B. C. Torque control of a robotic manipulator joint using lqg and lmi-based strategies with ltr. In: SPRINGER. **World Conference on Information Systems and Technologies**. [S.l.], 2021. p. 113–122.

- LELLIS, M. D.; REGINATTO, R.; SARAIVA, R.; TROFINO, A. The betz limit applied to airborne wind energy. **Renewable Energy**, Elsevier, v. 127, p. 32–40, 2018.
- LOFBERG, J. Yalmip: A toolbox for modeling and optimization in matlab. In: IEEE. **2004 IEEE international conference on robotics and automation (IEEE Cat. No. 04CH37508)**. [S.l.], 2004. p. 284–289.
- MUNIZ, S. G. D. Modelagem e controle lvp de um helicóptero com 6dof. 2019.
- MUNIZ, S. G. D. A. S. **Analysis of Parameterization Techniques from an ANN based Inverse Design perspective**. 2018.
- RAGHEB, M.; RAGHEB, A. M. Wind turbines theory-the betz equation and optimal rotor tip speed ratio. **Fundamental and advanced topics in wind power**, InTech Rijeka, Croatia, v. 1, n. 1, p. 19–38, 2011.
- RODRIGUES, M.; NOGUEIRA, F.; TORRICO, B. Controle em retroalimentação de estado com ação integral e d-estabilidade em processos de conversão eólio-elétricos. In: IEEE. **2021 14th IEEE International Conference on Industry Applications (INDUSCON)**. [S.l.], 2021. p. 1497–1503.
- WALKER, J. F.; JENKINS, N. **Wind energy technology**. [S.l.]: John Wiley & Sons Incorporated, 1997.
- ZHANG, F.; DAI, J.; LIU, D.; LI, L.; LONG, X. Investigation of the pitch load of large-scale wind turbines using field scada data. **energies**, Multidisciplinary Digital Publishing Institute, v. 12, n. 3, p. 509, 2019.

ANEXO A – TABELA DE VARIÁVEIS OPERACIONAIS COLETADAS

Variáveis dos dados coletados (DC1 , DC2-1 e DC2-2)
'Time1'
'DistributedIOWEPA24SpeedRef1'
'AI_In_PitchSpeedCurrent1'
'DistributedIOWEPA24CurrentRef1'
'AI_In_TorqueRefA1'
'DistributedIOWEPA24FieldFluxRef1'
'DistributedIOWEPA24FieldFluxFbk1'
'DistributedIOWEPA24FieldVolts1'
'DistributedIOWEPA24SpeedRefPLC1'
'DistributedIOWEPA24FieldDutyCycle1'
'HHAxis2GearRatio1'
'DistributedIOWEPA24FieldCurrRef1'
'DistributedIOWEPA24ArmMotorVolts1'
'DistributedIOWEPA24SpeedRefTotal1'
'DistributedIOWEPA24SpeedError1'
'DistributedIOWEPA24CEMF1'
'DistributedIOWEPA24SpeedCEMF1'
'AI_In_PitchAngleCurrent2BL2_ACT1'
'AI_In_PitchAxis2ExpectedPos1'
'DistributedIOWEPA24PosSpeedRef1'
'AI_In_MotorArmatureRMS1'
'DistributedIOWEPA24MotorTorqueRms1'
'DynCtl_Blad2AngleSetptBL2_SET_V1'
'AI_In_MotorTempA1'
'AI_In_DCLinkVoltageIA1'
'DistributedIOWEPA24AEPAPFieldPWMCurrAI1'
'DistributedIOWEPA24AEPAPArmPwmFbk1'
'AI_In_GridMonRealPowerActP_ACT1'
'AI_In_CuGenSpeedAct1'
'AI_In_TbWindSpeed_Thies2D1'
'AI_In_TbWindDirection_Thies2D1'
'AI_In_TbRotorSpeed2_IFM1'
'DynCtl_ALC_RotorPos1'
'DynCtl_ALC_RotorPosDegree1'

*Link público para acesso aos dados (senha=ppgee2022):*

1. Dados coletados

- DC1

<https://1drv.ms/u/s!Ao6A6ZycIIOMjrEjKWMUpSSGSjzowg?e=RWSvRA>

- DC2-1

<https://1drv.ms/u/s!Ao6A6ZycIIOMjrNg3nK9IjhuszzqBw?e=9bSIg6>

- DC2-2

<https://1drv.ms/u/s!Ao6A6ZycIIOMjrNhGmT0v2hL3xTNoQ?e=sRcNin>

2. Script para importação de dados

<https://1drv.ms/u/s!Ao6A6ZycIIOMjr4KlyFbX60hFgCwCg?e=rWmu5a>

3. Script para desenvolvimento do controlador:

<https://1drv.ms/u/s!Ao6A6ZycIIOMjr4LrZRtAOysAnKEbQ?e=zsnQwU>

4. Simulador

[https://1drv.ms/u/s!Ao6A6ZycIIOMjrVtos0XgJriu6\\_Brg?e=wVu53p](https://1drv.ms/u/s!Ao6A6ZycIIOMjrVtos0XgJriu6_Brg?e=wVu53p)

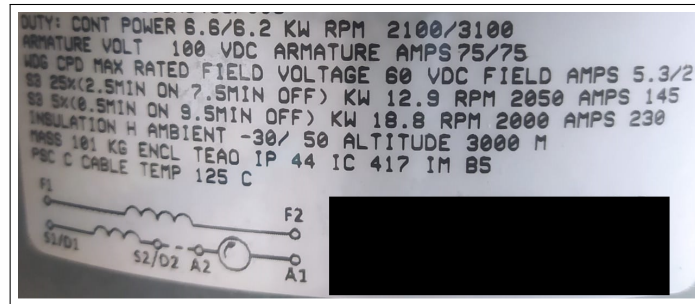
5. Extras

<https://1drv.ms/u/s!Ao6A6ZycIIOMjr4P0nIFRq-qXHIUrQ?e=qRhpTQ>

## ANEXO B – VALOR DOS PARAMETROS DO SISTEMA DE *PITCH AS-BUILT*

Na figura e tabelas abaixo são apresentados todos os ganhos necessários para replicação do trabalho bem como outros parametros que podem ser utilizados para aprimorar trabalhos futuros.

Figura 42 – Placa de identificação do motor CC de excitação independente.



Fonte – Autor.

Parametro	Descrição	Valor
AccelFF	Acceleration feed forward gain	0.00
AccelLimit	Acceleration limit of the speed regulator	30
ArmRes1	Armature resistance in amps for motor	0.075
ArmTC	Armature time constant in seconds	0.017
AutoCalReference	Precise angle of 89 deg Limit Switch from blade zero mark (0 deg)	89.0
BattCurrFaultLim	Battery Pitch current detection fault limit in amp-hours	0.015
BladeRotateSpeed	Speed at which blade rotate operation occurs (deg/sec)	6.0
CurrentLimit1	Maximum current setting for motor	250
DcLinkVoltsMax	DC link voltage maximum	150
DcLinkVoltsMin	DC link voltage minimum	40
FastJogRef	Fast jog reference	4
FethrSpdRef1	Controlled feather speed reference 1	7.5
FethrSpdRef2	Controlled feather speed reference 2	1.5
FethrSpdRef3	Controlled feather speed reference 3	7.5
FethrSpdTime1	Time in seconds to apply feather speed reference 1	1.2
FethrSpdTime2	Time in seconds to apply feather speed reference 2	1.5

<b>Parametro</b>	<b>Descrição</b>	<b>Valor</b>
FieldCurr_100%Flux1	Field current at 100% flux for motor	6
FieldCurr_120%Flux1	Field current at 120% flux for motor	12
FieldCurr_60%Flux1	Field current at 60% flux for motor	1.75
FieldCurr_70%Flux1	Field current at 70% flux for motor	2.3
FieldCurr_50%Flux1	Field current at 50% flux for motor	1.3
FieldCurr_80%Flux1	Field current at 80% flux for motor	3.3
FieldCurr_90%Flux1	Field current at 90% flux for motor	4.55
FieldPWMMHiLim	Field flux PWM output high limit in pu	0.95
FieldPWMLowLim	Field flux PWM output low limit in pu	0
FieldRes1	Field resistance in Ohms for motor	8
FluxMax1	PWM regulator maximum flux clamp value for motor	1
FluxMaxTC1	Maximum field flux (1 pu) time constant for motor	0.08
FluxMin1	PWM regulator maximum flux clamp value for motor	0.65
FluxMinTC1	Minimum field (0.65 pu) flux time constant for motor	0.2
FluxRegFF	Field flux regulator feed forward	0
FluxRegGain	Field flux regulator gain	60

<b>Parametro</b>	<b>Descrição</b>	<b>Valor</b>
GearRatio	Total default gear ratio for motor and ring gear	1875,75
Inertial	Inertia of motor and motor load in $kgm^2$	0.0484
MotorTempErrLim1	Motor error temp limit (Celcius)	165
MotorTempWarnLim1	Motor warning temp limit(Celcius)	155
MotorVoltsLim	Motor volts limit	100
MTMCoefficient	Commutator thermal model coefficient deg/(Nm sec)	0.0008732
MTMLimitAlarm	Commutator thermal model limit alarm	225
MTMThreshold	Commutator thermal model threshold	20
MtrFanOffLim	Motor cooling fan off RTD temperature limit	60
MtrFanOnLim	Motor cooling fan on RTD temperature limit	70
MtrHtrOffLim	Motor heater off RTD temperature limit	10
MtrHtrOnLim	Motor heater on RTD temperature limit	5
OverSpeed	Overspeed limit in degrees/seconds	12.5
PitchSysType	Motor nominal torque used in Pitch system	30Nm



<b>Parametro</b>	<b>Descrição</b>	<b>Valor</b>
PosGain	Position regulator gain	8.0
PosRateTC	Position regulator rate time constant in seconds	0.02
ProfAccelLim	Position regulator profiler acceleration limit	30.0
ProfMaxGain	Position regulator profiler maximum gain	50.0
ProfScanDelay	Profiler expected position integer scan delay FIFO length	8
ProfSpdRefLim	Position regulator profiler speed reference limit	8.0
ProfTC	Position regulator profiler time constant in seconds	0.04
PwmLimit	PWM limit of the speed regulator hold integrator	0.97
PwmRegAntGain	PWM regulator anticipation gain	1
PwmRegAntLim	Armature PWM regulator anticipator limit	50
PwmRegAntTC	PWM regulator anticipation time constant	0.02
PwmRegGainDn	PWM regulator gain for when we are reducing the field	5
PwmRegGainUp	PWM regulator gain for when we are increasing the field	15
PwmRegTC	PWM regulator time constant	0.02
PwmRegVoltRef	Delta below dc link at which the PWM reg. try to maintain motor volts	7
RatedCurrentI	Continuous current rating in amps for motor	75
RatedTorque	Torque in NM of the motor at rated current	30
SlowJogRef	Slow jog reference	0.1
SpdCompMin	Minimum speed for armature PWM regulator gain compensation	2
SpdFFGain	Speed regulator feed forward gain	0
SpdFriction	Speed regulator friction compensation	6
SpdIntGain	Speed regulator integral gain	10
SpdKcm	Speed regulator rate command gain	1
SpdKfb	Speed regulator feedback gain	1.5
SpdRefLimit	Speed reference input limit	10
SpdRegGain	Speed regulator gain	25
SpeedFF	Position regulator seed feed forward gain	0.85
SpdWindage	Speed regulator windage compensation	0.42
TaperMaxFlux	Maximum flux at which current limit is CurrentLimit for motor	0.9
TaperMinCurr	Minimum current limit when flux is minimum for motor	189

**ANEXO C – COEFICIENTES DE POTÊNCIA ( $C_P$ ) E EMPUXO ( $C_T$ )**

Tabela 12 – Valores dos coeficientes em condições normais de turbulência (considerando 15m/s e  $10\% < TI < 15\%$ ), temperatura e pressão

Velocidade de vento [ $\frac{m}{s}$ ]	$C_p$	$C_T$	Potência [kW]
3,0	-	1,27	4
3,5	0,14	1,17	30
4,0	0,32	1,07	97
4,5	0,42	0,98	182
5,0	0,47	0,91	282
5,5	0,50	0,85	401
6,0	0,51	0,81	531
6,5	0,51	0,80	680
7,0	0,51	0,79	841
7,5	0,51	0,79	1033
8,0	0,50	0,79	1240
8,5	0,48	0,75	1429
9,0	0,44	0,67	1557
9,5	0,40	0,59	1652
10,0	0,35	0,51	1689
10,5	0,31	0,43	1700
11,0	0,27	0,37	1700
11,5	-	0,32	...
12,0	-	0,28	...
12,5	-	0,24	...
13,0	-	0,21	...
13,5	-	0,19	...
14,0	-	0,17	...
14,5	-	0,15	...
15,0	-	0,14	...
15,5	-	0,12	...
16,0	-	0,11	...
16,5	-	0,10	...
17,0	-	0,09	...
17,5	-	0,09	...
18,0	-	0,08	...
18,5	-	0,07	...
19,0	-	0,07	...
19,5	-	0,06	...
20,0	-	0,06	...
20,5	-	0,06	...
21,0	-	0,05	...
21,5	-	0,05	...
22,0	-	0,05	...
22,5	-	0,04	...
23,0	-	0,04	1700

Fonte – Autor.