

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

MAURÍCIO OHSE LOURENCENA

**PROJETO DE CONTROLE BASEADO
EM DADOS PARA REGULAÇÃO DE
VELOCIDADE DE ROTOR E REDUÇÃO
DE ESFORÇOS MECÂNICOS EM
TURBINAS EÓLICAS**

Porto Alegre
2023

MAURÍCIO OHSE LOURENCENA

**PROJETO DE CONTROLE BASEADO
EM DADOS PARA REGULAÇÃO DE
VELOCIDADE DE ROTOR E REDUÇÃO
DE ESFORÇOS MECÂNICOS EM
TURBINAS EÓLICAS**

Dissertação de mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal do Rio Grande do Sul como parte dos requisitos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Área de concentração: Automação e Controle

ORIENTADOR: Prof. Dr. Jeferson Vieira Flores

CO-ORIENTADORA: Prof^a. Dr^a. Lucíola Campestrini

Porto Alegre

2023

MAURÍCIO OHSE LOURENCENA

**PROJETO DE CONTROLE BASEADO
EM DADOS PARA REGULAÇÃO DE
VELOCIDADE DE ROTOR E REDUÇÃO
DE ESFORÇOS MECÂNICOS EM
TURBINAS EÓLICAS**

Esta dissertação foi julgada adequada para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica e aprovada em sua forma final pelo Orientador e pela Banca Examinadora.

Orientador: _____

Prof. Dr. Jeferson Vieira Flores, UFRGS

Doutor pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, Brasil

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Fabrício Gonzalez Nogueira, UFC

Doutor pela Universidade Federal do Pará – Belém, Brasil

Prof. Dr. Rafael da Silveira Castro, PUCRS

Doutor pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul – Porto Alegre, Brasil

Prof. Dr. Diego Eckhard, UFRGS

Doutor pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul – Porto Alegre, Brasil

Coordenador do PPGEE: _____

Prof. Dr. Sérgio Luís Haffner

Porto Alegre, junho de 2023.

AGRADECIMENTOS

Agradeço aos meus orientadores, Jeferson e Lucíola, pela excelência como professores e pela paciência nas revisões.

Agradeço aos meus pais, Uilson e Neiva, por todo o amor, parceria e suporte incondicional que deram possibilidade a esse trabalho.

Agradeço à Débora, pelo amor, carinho e compreensão nos momentos bons e difíceis dessa jornada.

RESUMO

Essa dissertação apresenta a aplicação do método *Virtual Reference Feedback Tuning* (VRFT) na regulação da velocidade do rotor e redução de esforços mecânicos em turbinas eólicas. Nesse sistema, duas estratégias de controle são aplicadas em paralelo: o ajuste coletivo dos ângulos (CPC, do inglês *Collective Pitch Control*), para regulação da velocidade do rotor, e ajuste individual dos ângulos (IPC, do inglês *Individual Pitch Control*) para reduzir a deflexão das pás. Os controladores utilizados nas estratégias são projetados com base em dados coletados em ensaios simulados na turbina, de modo que o sistema em malha fechada apresente um comportamento próximo ao descrito por um dado modelo de referência. No caso do CPC, controladores do tipo proporcional-integral são projetados com objetivo de manter a velocidade de rotação da turbina constante. Já na estratégia IPC, controladores ressonantes são projetados com intuito de reduzir a deflexão de cada uma das pás. São analisados aspectos fundamentais para a aplicação do método VRFT, como a definição do modelo de referência e do experimento adequado para a coleta de dados. Simulações no software FAST considerando uma turbina de 5 MW ilustram o comportamento do método no seguimento de referências de velocidade do rotor e na rejeição de distúrbios do vento incidente na turbina. Os controladores projetados são comparados a partir de critérios como o *Integral Absolute Error* (IAE) e *Time Until Failure* (TUF). Tanto os controladores CPC quanto os controladores IPC projetados apresentaram redução do critério IAE e aumento do critério TUF em comparação ao controlador padrão apresentado na literatura. Adicionalmente, o projeto do IPC de controladores ressonantes via método VRFT se mostrou mais simples que as alternativas baseadas modelo que utilizam transformadas de coordenadas devido à natureza periódica do sistema.

Palavras-chave: Turbina Eólica, Controle Baseado em Dados, VRFT, Controlador PID, Controlador Ressonante, CPC, IPC.

ABSTRACT

This dissertation presents the application of the Virtual Reference Feedback Tuning (VRFT) method in the regulation of rotor speed and reduction of mechanical efforts in wind turbines. In this system, two control strategies are applied in parallel: Collective Pitch Control (CPC) for rotor speed regulation and Individual Pitch Control (IPC) to reduce blade deflection. The controllers used in these strategies are designed based on data collected from simulated tests on the turbine, so that the closed-loop system exhibits behavior close to that described by a given reference model. In the case of CPC, proportional-integral controllers are designed to maintain a constant turbine rotation speed. In the IPC strategy, resonant controllers are designed to reduce the deflection of each blade. Fundamental aspects for the application of the VRFT method are analyzed, such as the definition of the reference model and the appropriate experiment for data collection. Simulations in the FAST software considering a 5 MW turbine illustrate the behavior of the method in tracking rotor speed references and rejecting disturbances from incident wind on the turbine. The designed controllers are compared based on criteria such as Integral Absolute Error (IAE) and Time Until Failure (TUF). Both the CPC and IPC controllers designed showed improvements in IAE and TUF compared to the standard controller presented in the literature. Additionally, the design of IPC resonant controllers by VRFT proved to be simpler than alternative model-based approaches that use coordinate transformations due to the periodic nature of the system.

Keywords: Wind Turbine, Data Driven Control, VRFT, PID controller, Resonant controller, CPC, IPC .

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 – LCoE médio global de fontes renováveis de energia	14
Figura 2 – Evolução do tamanho médio do rotor de turbinas eólicas instaladas entre 2010 e 2021	15
Figura 3 – Ilustração do controle de <i>pitch</i> e dinâmicas associadas de uma turbina eólica.	20
Figura 4 – Subsistemas que compõem uma turbina eólica.	20
Figura 5 – Espectro típico de Van der Hoven para velocidade de vento horizontal.	21
Figura 6 – Ilustração do vento de cisalhamento e <i>tower shadow</i>	22
Figura 7 – Regiões de operação para uma turbina eólica de acordo com a velocidade de vento.	24
Figura 8 – Diagrama de controle da estratégia CPC.	25
Figura 9 – Diagrama do controlador <i>baseline</i> PI escalonado.	26
Figura 10 – Diagrama das variáveis individuais atuantes no rotor de uma turbina eólica.	29
Figura 11 – Diagrama de controle de uma turbina eólica com laços das estratégias CPC e IPC atuando em paralelo.	29
Figura 12 – Diagrama de interação entre subsistemas da simulação no FAST.	31
Figura 13 – Diagrama de blocos das entradas de controle do FAST.	32
Figura 14 – Rajada de vento coerente definida na norma e utilizada como base para cenário de distúrbio de vento médio.	33
Figura 15 – Diagrama de controle de um sistema em malha fechada.	36
Figura 16 – Gráfico ilustrativo das funções de custo $J_y(\rho)$ e $J^{VR}(\rho)$ para o caso de parâmetro escalar.	40
Figura 17 – Diagrama do experimento com sinais virtuais do método VRFT.	41
Figura 18 – Diagrama da estratégia CPC para regulação de velocidade em malha fechada.	46
Figura 19 – Rajada de vento coerente utilizada no cenário de distúrbio de vento.	47
Figura 20 – Dados coletados em malha aberta para os ventos com velocidade de 14, 18 e 22 m/s.	48
Figura 21 – Comparação do desempenho de controladores da estratégia CPC em malha fechada em resposta ao salto na referência.	52

Figura 22 – Comparação do desempenho de controladores da estratégia CPC em malha fechada em resposta à rajada de vento.	53
Figura 23 – Simulação do efeito de cisalhamento e <i>tower shadow</i> no sinal da deflexão das pás do sistema em malha aberta	56
Figura 24 – Sinal da deflexão das três pás em resposta ao vento assimétrico . . .	57
Figura 25 – Simulação da deflexão do sistema em malha aberta para ventos assimétricos com velocidades de 14, 18 e 22 m/s.	58
Figura 26 – Dados coletados em diferentes pontos de operação com o sistema em resposta ao sinal u_{c3} para aplicação do VRFT no caso IPC. . . .	60
Figura 27 – Decomposição espectral da deflexão dos coletada em vento de 18 m/s, onde a componente do salto ocorre em $t = 125$ s. (a) regime permanente antes de 125s (b) regime permanente após 125s. . . .	61
Figura 28 – Diagramas de Bode dos modelos de referência desenvolvidos para diferentes ξ	63
Figura 29 – Espectro da deflexão coletada com sinais de excitação variando quantidade de harmônicas excitadas. (a) antes de 125 segundos, com salto (b) após 125 segundos, sem componente do salto)	65
Figura 30 – Resposta em regime permanente do sistema em malha fechada com controladores projetados variando o sinal de excitação da coleta em ensaio de vento assimétrico de velocidade 18 m/s.	66
Figura 31 – Resposta em regime permanente do sistema em malha fechada com controladores projetados em cada ponto de operação em ensaio de vento assimétrico de velocidade 18 m/s.	68
Figura 32 – Resposta do sistema em malha fechada com principais controladores IPC projetados em resposta ao vento assimétrico.	70
Figura 33 – Ensaio de coleta de dados para CPC e IPC em conjunto.	72
Figura 34 – Resposta à rajada de vento comparando desempenho de controladores projetados por ensaio único e específico.	73
Figura 35 – Resposta à rajada de vento com efeito assimétrico dos controladores projetados por dados coletados em ensaio único e específico. . .	76
Figura 36 – Resposta à rajada de vento decrescente dos controladores projetados por dados coletados em ensaio único e específico.	76
Figura 37 – Diagrama do controlador CPC em malha fechada no <i>simulink</i>	90
Figura 38 – Diagrama do IPC em malha fechada no <i>simulink</i>	90
Figura 39 – Diagrama completo de controle para as estratégias CPC e IPC atuando em conjunto em malha fechada no <i>simulink</i>	91

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Características da turbina de 5 MW para simulação.	33
Tabela 2 – Parâmetros do <i>tower shadow</i> e vento de cisalhamento no AeroDyn/FAST para a turbina de 5 MW.	34
Tabela 3 – Características do sistema e sinal de excitação em cada ponto de operação.	49
Tabela 4 – Critérios de desempenho resultantes das simulações de controladores projetados a partir de diferentes pontos de operação na coleta de dados.	50
Tabela 5 – Desempenho dos controladores projetados variando-se os requisitos de projeto	51
Tabela 6 – Características da deflexão do sistema simulado em malha aberta em resposta ao vento assimétrico em cada ponto de operação. . . .	58
Tabela 7 – Desempenho dos controladores projetados a partir de dados coletados com diferentes sinais de excitação em resposta ao vento assimétrico.	66
Tabela 8 – Desempenho dos controladores projetados a partir de diferentes pontos de operação na coleta de dados em resposta ao vento assimétrico.	68
Tabela 9 – Desempenho dos controladores IPC projetados variando-se o coeficiente de amortecimento de projeto em resposta ao vento assimétrico	69
Tabela 10 – Desempenho dos controladores CPC projetados com dados coletados em ensaio único e específico, em resposta à rajada de vento coerente.	72
Tabela 11 – Desempenho dos controladores IPC projetados a partir de dados coletados em ensaio único e específico, em resposta à vento assimétrico de velocidade média 18 m/s.	74
Tabela 12 – Desempenho dos controladores utilizados no CPC e IPC projetados via VRFT.	75
Tabela 13 – Requisito de projeto, desempenho e função de transferência dos controladores CPC considerados	86
Tabela 14 – Controladores IPC gerados a partir de diferentes sinais de excitação.	87
Tabela 15 – Controladores IPC gerados a partir de cada ponto de operação. . . .	87

Tabela 16 – Função de transferência dos controladores IPC comparando requisito de projeto.	88
Tabela 17 – Função de transferência dos controladores CPC gerados a partir de ensaio único.	89
Tabela 18 – Função de transferência dos controladores IPC projetados a partir de dados coletados em ensaio único	89

LISTA DE ABREVIATURAS

CPC	<i>Collective pitch control</i>
FAST	<i>Fatigue, Aerodynamics, Structures and Turbulence</i>
IAE	<i>Integral Absolut Error</i>
ISTC	<i>Integral of Square Time Derivative of the Control Input</i>
IPC	<i>Individual pitch control</i>
LTI	<i>Linear and time invariant</i>
LQG	<i>Linear quadratic Gaussian</i>
LQR	<i>Linear quadratic regulator</i>
MBC	<i>Multi-blade coordinate transform</i>
MIMO	<i>Multiple Input Multiple Output</i>
NREL	<i>National Renewable Energy Laboratory</i>
PI	Proporcional-Integral
PID	Proporcional-integral-derivativo
PR	Proporcional-ressonante
SISO	<i>Single Input Single Output</i>
TUF	<i>Time Until Failure</i>
VRFT	<i>Virtual reference feedback tuning</i>

LISTA DE SÍMBOLOS

Δx	Variación de x
\mathbb{R}	conjunto dos números reais
$\ \cdot\ $	norma dois
$ x $	módulo de x
A^T	transposto de A
$\arg \min f(x)$	argumento que minimiza $f(x)$
$J(\cdot)$	função custo
$\max(\cdot)$	operador máximo
$\text{square}(T_0, k)$	onda quadrada de período T_0

Sumário

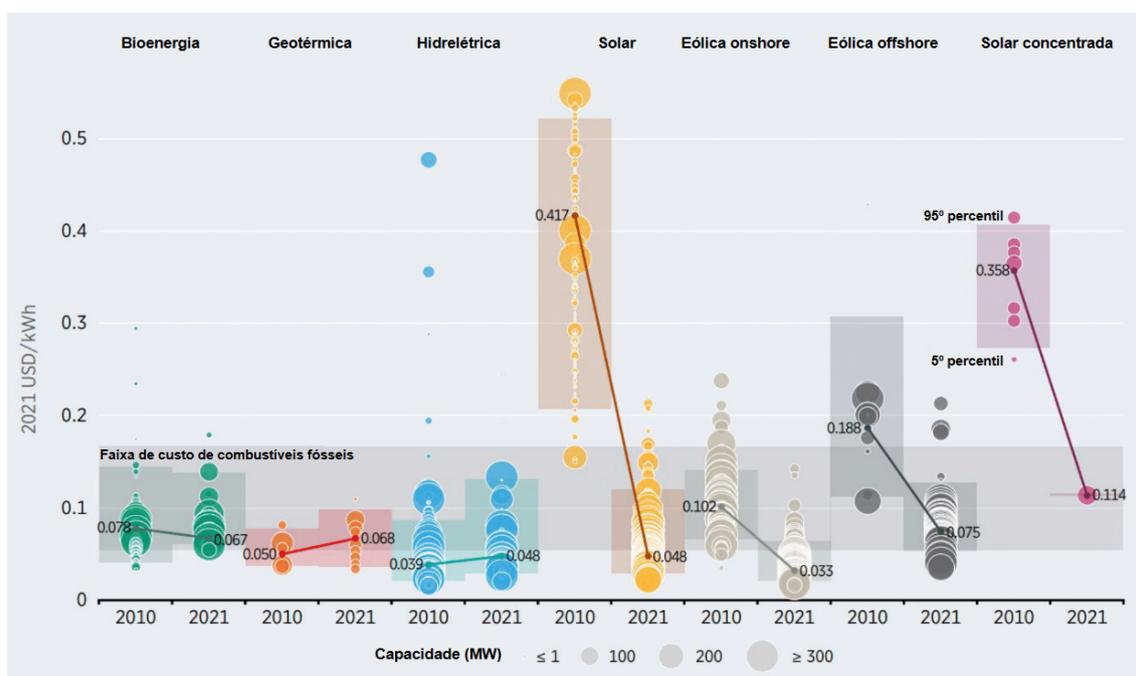
1	Introdução	14
2	Fundamentação Teórica	19
2.1	Turbinas eólicas	19
2.1.1	Princípios de operação	19
2.1.2	Fenômeno do vento	21
2.1.3	Sistemas de controle de turbinas eólicas	23
2.2	Controle de <i>pitch</i> em turbinas eólicas	25
2.2.1	CPC em turbinas eólicas	25
2.2.2	IPC em turbinas eólicas	28
2.3	Ambiente de simulação para validação dos controladores	30
2.3.1	Ferramentas de simulação	30
2.3.2	Cenários de simulação	32
2.3.3	Métricas de desempenho	34
2.4	Problema de Controle	35
2.4.1	Controle por realimentação	35
2.4.2	Princípio do modelo interno	37
2.5	Controle baseado em dados	39
2.5.1	Método VRFT	40
2.6	Conclusões do capítulo	44
3	Aplicação do método VRFT no projeto do CPC	45
3.1	Metodologia	45
3.1.1	Considerações iniciais	45
3.1.2	Cenários de avaliação	46
3.1.3	Ensaio para coleta dos dados	47
3.1.4	Modelo de referência	49
3.2	Resultados de simulação	50
3.2.1	Efeito do ponto de operação na coleta de dados	50
3.2.2	Efeito do modelo de referência	51
3.2.3	Diretrizes de projeto da estratégia CPC	53
3.3	Conclusão do capítulo	54

4	Aplicação do método VRFT no projeto do IPC	55
4.1	Metodologia	55
4.1.1	Considerações iniciais	55
4.1.2	Análise do sinal da deflexão	56
4.1.3	Classe do controlador	58
4.1.4	Ensaio para coleta de dados	59
4.1.5	Modelo de referência	61
4.2	Resultados de simulação	63
4.2.1	Efeito do sinal de excitação na coleta de dados	64
4.2.2	Efeito do ponto de operação na coleta de dados	66
4.2.3	Efeito do modelo de referência	69
4.2.4	Diretrizes de projeto da estratégia IPC	70
4.3	Ensaio único para projeto de CPC e IPC	71
4.3.1	Projeto de controladores para o CPC a partir de ensaio único	71
4.3.2	Projeto de controladores para o IPC a partir de ensaio único	73
4.3.3	Operação conjunta dos controladores projetados pelo método VRFT	74
4.4	Conclusão do capítulo	77
5	Conclusão	78
APÊNDICE A	Função de transferência dos controladores da estratégia CPC	86
APÊNDICE B	Função de transferência dos controladores da estratégia IPC	87
APÊNDICE C	Função de transferência dos controladores projetados por ensaio único	89
APÊNDICE D	Diagramas do <i>simulink</i> de controle CPC e IPC em malha fechada	90

1 INTRODUÇÃO

O crescente interesse na geração de energia limpa e sustentável impulsiona o desenvolvimento de tecnologias renováveis, como as turbinas eólicas. Nos últimos anos, o custo nivelado de energia (LCoE, do inglês *Levelized Cost of Energy*) para a energia eólica diminuiu significativamente, tornando-se competitivo com outras fontes de energia, como a geração hidrelétrica e a baseada em combustíveis fósseis. Na Figura 1, é apresentada a evolução do LCoE de fontes de energia renováveis na última década, feito pelo *International Renewable Energy Agency* (IRENA, 2021). Para cada fonte, é mostrado o intervalo do LCoE, visto que o custo para uma mesma fonte varia conforme características específicas. Note que há duas fontes de energia eólica: *onshore*, referente as turbinas montadas em terra, e *offshore*, referente as turbinas montadas em alto-mar. As primeiras costumam ter um LCoE menor devido ao custo de manutenção e transmissão de energia.

Figura 1: LCoE médio global de fontes renováveis de energia

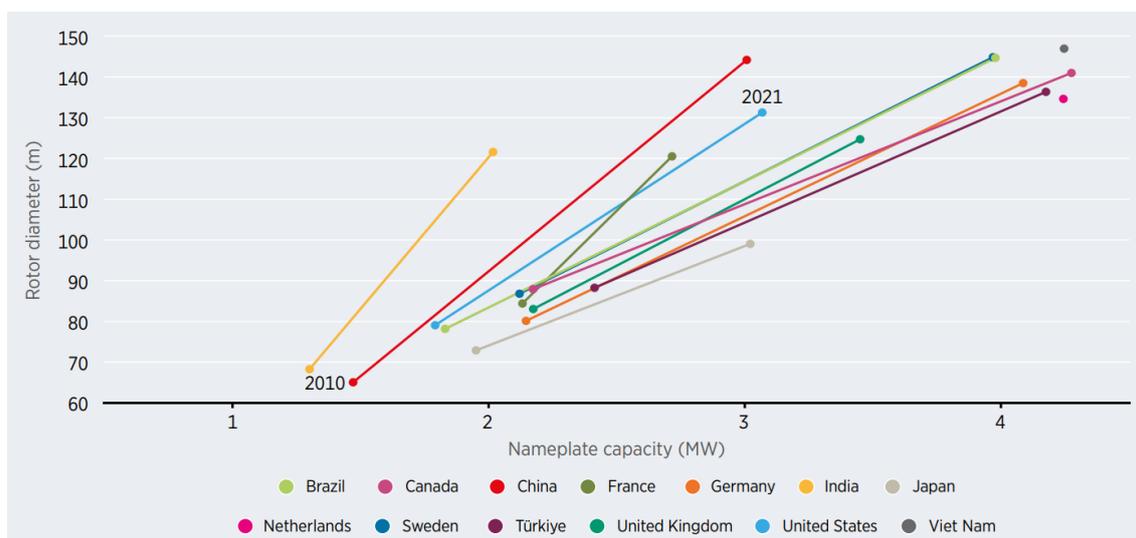


Fonte: Retirado de (IRENA, 2021)

A redução expressiva do LCoE da geração eólica *onshore* na última década pode ser

explicada principalmente pelo aumento do rotor das turbinas eólicas. A Figura 2 apresenta a evolução do diâmetro do rotor e da potência nominal das turbinas eólicas em diversos países, incluindo o Brasil, entre 2010 e 2021. É notável o aumento significativo do diâmetro do rotor, indicando uma tendência das turbinas de grande porte produzirem energia a um LCOE menor. Com a evolução da tecnologia, é possível construir turbinas cada vez maiores e mais eficientes, possibilitando a produção de energia limpa a um custo mais baixo. No entanto, o aumento do tamanho das turbinas eólicas traz novos desafios de controle, uma vez que a turbina se torna mais suscetível a perturbações externas, como ventos assimétricos e torção das pás, o que pode comprometer sua eficiência e vida útil. Assim, é fundamental estudar e aprimorar as técnicas de controle de turbinas eólicas para garantir sua operação segura e eficiente em regiões com ventos variáveis e instáveis.

Figura 2: Evolução do tamanho médio do rotor de turbinas eólicas instaladas entre 2010 e 2021



Fonte: Retirado de (IRENA, 2021)

Turbinas eólicas são conversores energia cinética do vento em energia elétrica. Elas possuem três componentes principais: a torre, a nacela e o rotor com pás acopladas. As pás capturam a energia cinética do vento, que é transformada em torque pelo rotor, acionando o gerador na nacela para gerar eletricidade. Elas possuem diversos sistemas de controle, como dos ângulos das pás, do gerador elétrico e da injeção de potência na rede elétrica. Do ponto de vista de controle de ângulo das pás, existem motores acoplados à cada uma das pás que rotacionam as mesmas de forma que a alteração do ângulo delas em relação ao vento incidente modifique a energia captada, sendo primariamente utilizado para regular a velocidade de rotação do rotor (BIANCHI; BATTISTA, 2007). O controle do ângulo das pás pode ser realizado de forma coletiva (CPC, do inglês: *Collective Pitch Control*) ou individual (IPC, do inglês: *Individual Pitch Control*). O CPC é adequado para regulação da velocidade do rotor e redução de esforços mecânicos si-

métricos, garantindo que a velocidade do rotor se mantenha na velocidade de operação nominal. Por outro lado, o IPC é adequado para minimizar os esforços provenientes de ventos assimétricos nas pás, reduzindo o desgaste físico desses e outros elementos que compõem o sistema mecânico. Em geral, esses esforços apresentam característica periódica cuja frequência é dependente da velocidade de rotação. Para o CPC, controladores do tipo PID (Proporcional-Integral-Derivativo), LQR (Regulador Linear Quadrático), LQG (Regulador Linear Quadrático Gaussiano), lógica *fuzzy*, controle robusto e controle escalonado foram estudados ao longo da última década (RODRIGUES, 2022; YAAKOUBI et al., 2023; PUSTINA et al., 2023; SARKAR et al., 2020). Já para a estratégia IPC, lidar com os sinais periódicos exigem uma maior complexidade no controle. Técnicas clássicas de controle como PID, LQR e LQG são aliadas à transformada de Coleman para trazer os sinais periódicos a um sistema fixo. Essa transformada de sinais tem como desvantagem a necessidade de medir o ângulo de azimute do rotor. (LIO et al., 2017; HU; SONG, 2018). Por outro lado, outras abordagens utilizam métodos de controle que lidam diretamente com os sinais periódicos associados ao IPC, como controle ressonante apresentado em (ZHANG; CHEN; CHENG, 2013) e controle ressonante de frequência variável proposto em (CASTRO et al., 2017).

Em suma, o objetivo de controle de *pitch* em turbinas eólicas é melhorar a eficiência da geração de energia e aumentar a vida útil do sistema. O desempenho do sistema de controle de *pitch* pode ser medido pelos critérios IAE (do inglês, *Integral Absolute Error*) e tempo até a falha (TUF, *Time Until Failure*). O primeiro critério é uma medida da capacidade de seguimento de referência do controlador, enquanto o segundo é uma medida da vida útil estrutural do sistema. O critério TUF é calculado em simulações de dano por fadiga mecânica utilizando o MLIFE, um simulador de danos por fadiga em turbinas eólicas (HAYMAN; M. BUHL, 2012).

A maioria dos projetos de CPC e IPC encontrados na literatura são dependentes de modelos do sistema. A modelagem da turbina eólica para fins de controle de ângulo das pás é desafiante devido a características inerentemente não lineares e variantes no tempo do sistema mecânico e a distúrbios cíclicos que podem excitar os modos de vibração do rotor, torre e pás. Além disso, os modelos matemáticos que descrevem seu comportamento acuradamente são difíceis de obter devido às condições particulares de operação. Mesmo assim, a maioria dos métodos de CPC e IPC encontrados na literatura são projetados a partir de um modelo matemático da turbina eólica (SANTONI et al., 2023). Por se tratar de um sistema não linear e com dinâmica variante no tempo dependente da velocidade de vento incidente, é comum a utilização de modelos aproximados de baixa ordem (HANSEN et al., 2005), aproximações obtidas numericamente a partir de softwares de simulação (JONKMAN; JR., 2005) ou modelos identificados a partir de métodos como o *Predictor-Based Subspace Identification Method* (HOUTZAGER, 2011).

Tanto a obtenção dos modelos linearizados quanto a validação das técnicas de controle

propostas são geralmente realizadas a partir de softwares de simulação como o software FAST, desenvolvido pela NREL (*National Renewable Energy Laboratory*) e amplamente utilizado na literatura de turbinas eólicas (WRIGHT; FINGERSH, 2008). Além do FAST, o software MLIFE pode ser utilizado para simular os danos por fadiga nos principais componentes das turbinas eólicas, fornecendo estimativas do tempo até que uma falha ocorra (HAYMAN; M. BUHL, 2012).

Métodos de controle baseado em dados surgem como alternativa aos métodos baseados em modelos, diferenciando-se por não necessitar do modelo do processo e por projetar controladores de estrutura fixa. A partir de dados obtidos em ensaios na planta, eles realizam a identificação de um controlador que minimiza um dado critério de desempenho. Dessa forma, esses métodos utilizam diretamente a informação do sistema presente nos dados coletados. A depender do critério de otimização escolhido, uma gama de diferentes métodos de projeto são conceitualizados, como *Iterative Feedback Tuning* e *Frequency Domain Tuning* (BAZANELLA; CAMPESTRINI; ECKHARD, 2011).

Quando o objetivo é o seguimento de referências, o método *Virtual Reference Feedback Tuning* (VRFT) considera um critério \mathcal{H}_2 associado à diferença entre o comportamento do sistema controlado e do definido por um dado modelo de referência. Além disso, esse método é de simples implementação, pois necessita da coleta de apenas um conjunto de dados na planta e tem solução baseada em mínimos quadrados (CAMPI; S.M. SAVARESI, 2002). Em sua origem, o método VRFT foi aplicado no contexto de processos industriais e plantas químicas (CAMPESTRINI; ECKHARD; CHIA ANDREA E BOEIRA, 2016). Porém, pesquisas recentes mostram que esse método também apresenta bons resultados quando aplicado em outras áreas, como no controle de guindastes (ROMAN et al., 2019) e de conversores de potência (REMES et al., 2021).

Nesse contexto, o objetivo principal desse trabalho é aplicar o método VRFT no projeto de controladores visando a regulação de velocidade do rotor de turbinas eólicas por meio do CPC e a redução da deflexão das pás por meio do IPC. Em particular, os objetivos são:

- projetar controladores PID para regulação de velocidade utilizando CPC;
- projetar controladores Proporcionais-Ressonantes para reduzir a deflexão das pás utilizando IPC, sem a necessidade de transformada de sinal ou medição do ângulo azimute;
- analisar aspectos fundamentais para a aplicação do método VRFT, como a definição do modelo de referência e do experimento adequado para a coleta de dados;
- realizar simulações numéricas no software FAST para uma turbina de 5 MW padrão na literatura (JONKMAN; BUTTERFIELD; MUSIAL, 2009);

- avaliar o desempenho de seguimento de referência e rejeição de distúrbios a partir de métricas como IAE e TUF.

O texto é dividido em três grandes capítulos: no Capítulo 2, a fundamentação teórica sobre controle de turbinas eólicas e métodos baseados em dados é feita. Aspectos fundamentais das dinâmicas do vento, do ambiente de simulação e da literatura existente são levantados. Já no Capítulo 3, reúne-se os resultados da aplicação do VRFT para projeto do CPC, com discussões sobre modelo de referência e experimento para coleta de dados adequados. São analisados o seguimento de referência, rejeição de distúrbio e TUF dos controladores. Por fim, o Capítulo 4 apresenta os resultados referentes ao controle IPC, onde a natureza periódica da deflexão é considerada para o projeto do controlador. Apresenta-se os resultados de redução de variação da deflexão e aumento do critério TUF em ensaios de ventos assimétricos. Por fim, um resultado sumarizante da dissertação é apresentado em simulações comportando controladores CPC e IPC atuando em conjunto.

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Este capítulo apresenta uma revisão bibliográfica sobre as turbinas eólicas, o vento e o controle de *pitch* em turbinas eólicas, bem como a fundamentação teórica de métodos de controle baseados em dados para aplicação do método VRFT. Na Seção 2.1, são discutidos conceitos básicos de turbinas eólicas, como fenômeno do vento, modelagem e regiões de operação. A Seção 2.2 aprofunda no assunto sistemas de controle de *pitch* em turbinas, com ênfase nas estratégias CPC e IPC. Então a Seção 2.3 apresenta o ambiente de simulação, usado para validar os controladores projetados. Já a Seção 2.4 se dedica a formalizar o problema de controle por modelo de referência e o Princípio do Modelo Interno. Por fim, a Seção 2.5 traz o contexto de métodos baseados em dados e a formulação do método VRFT.

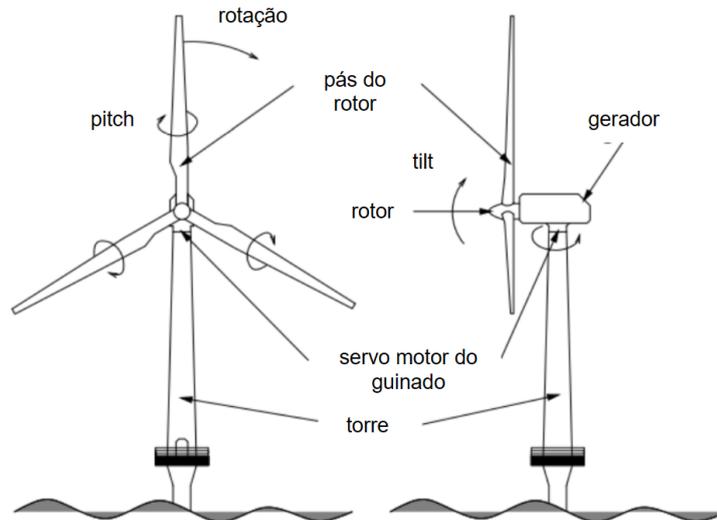
2.1 Turbinas eólicas

2.1.1 Princípios de operação

Turbinas eólicas são um sistema de conversão da energia cinética do vento em energia elétrica. Elas são constituídas por componentes aerodinâmicos, estruturais e de controle, todos trabalhando em conjunto para capturar a energia dos ventos e convertê-la em uma forma utilizável. Os principais componentes de uma turbina eólica são a torre, nacelle e rotor, como mostrado na Figura 3. A estrutura principal é composta por pás acopladas a um rotor, que, quando impulsionadas pela força do vento, fazem girar um eixo conectado a um gerador elétrico. Essa rotação do eixo é o que permite a geração de eletricidade. A nacelle abriga o gerador acionado pelo rotor, podendo haver uma caixa de câmbio entre eles. Um mecanismo de guinada mantém o rotor voltado para o vento. A eficiência de uma turbina eólica é influenciada por vários fatores, incluindo o tamanho e o formato das pás, a velocidade e a direção do vento, e a implementação de estratégias de controle apropriadas para otimizar a extração de energia em diversas condições de vento.

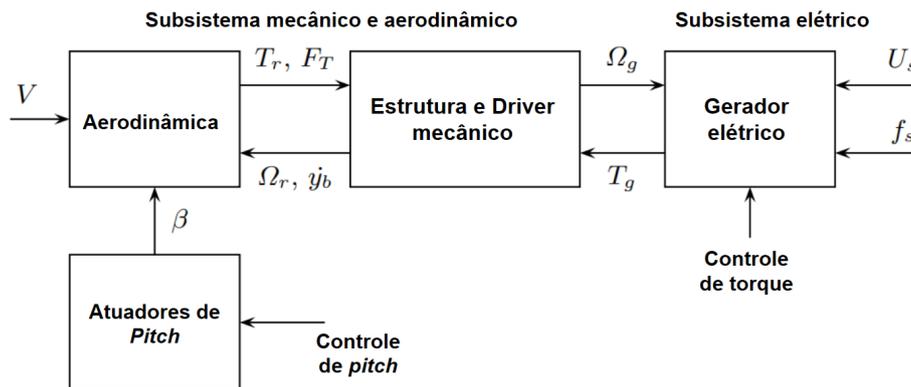
De forma geral, turbinas eólicas podem ser vistas como a união de diversos subsistemas com funcionalidades e dinâmicas específicas. Conforme ilustrado na Figura 4, esse sistema pode ser visto como o agregado de vários subsistemas como o elétrico, for-

Figura 3: Ilustração do controle de *pitch* e dinâmicas associadas de uma turbina eólica.



Fonte: Adaptado de (HOUTZAGER, 2011)

Figura 4: Subsistemas que compõem uma turbina eólica.



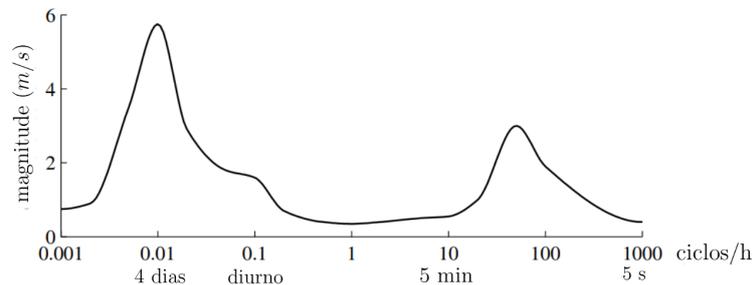
Fonte: adaptado de (BIANCHI; BATTISTA, 2007).

mado pelo gerador e por conversores de potência para conexão à rede elétrica, e o mecânico/aerodinâmico, responsável pelo suporte da turbina, captação de energia cinética do vento, dinâmica de vibração e atuação das pás. Na figura, V é a velocidade de vento, β o ângulo de *pitch*, T_r , F_T e Ω_r o torque, força e velocidade de rotação do rotor, Ω_g e T_g a velocidade de rotação e o torque do gerador. Do ponto de vista do conjunto mecânico, são implementados dois sistemas de controle: controle de torque, para o rastreamento do ponto de máxima potência, e controle de *pitch*, que será detalhado na sequência dessa seção.

A expressão da potência gerada em função da velocidade de vento incidente é não linear e depende de vários fatores, sendo geralmente apresentada na literatura como (INTHAMOSSOU et al., 2014):

$$P(V, \beta, \Omega_r) = \frac{\pi d R^2}{2} C_P(\lambda, \beta) V^3. \quad (1)$$

Figura 5: Espectro típico de Van der Hoven para velocidade de vento horizontal.



Fonte: Adaptado de (BIANCHI; BATTISTA, 2007).

Note que esta relação depende do cubo da velocidade do vento V e do coeficiente não linear de potência C_P , que caracteriza a eficiência da conversão do rotor em função do ângulo das pás β e da chamada *tip-speed-ratio* (TSR), dado por $\lambda = \Omega_r R/V$. Nesse contexto, a potência gerada depende da velocidade de rotação do rotor Ω_r , do raio R do rotor e da densidade d do ar. Em particular, o valor de *pitch* que corresponde ao estado de máxima absorção de energia é próximo de 0° . O detalhamento dos demais sistemas bem como a sua respectiva modelagem matemática podem ser encontrados em (BIANCHI; BATTISTA, 2007). A expressão de (1) representa uma das várias dinâmicas não lineares que regem as turbinas eólicas. Em particular, em (SELVAM et al., 2009) é apresentado o modelo detalhado de forças e momentos que atuam em cada uma das pás da turbina.

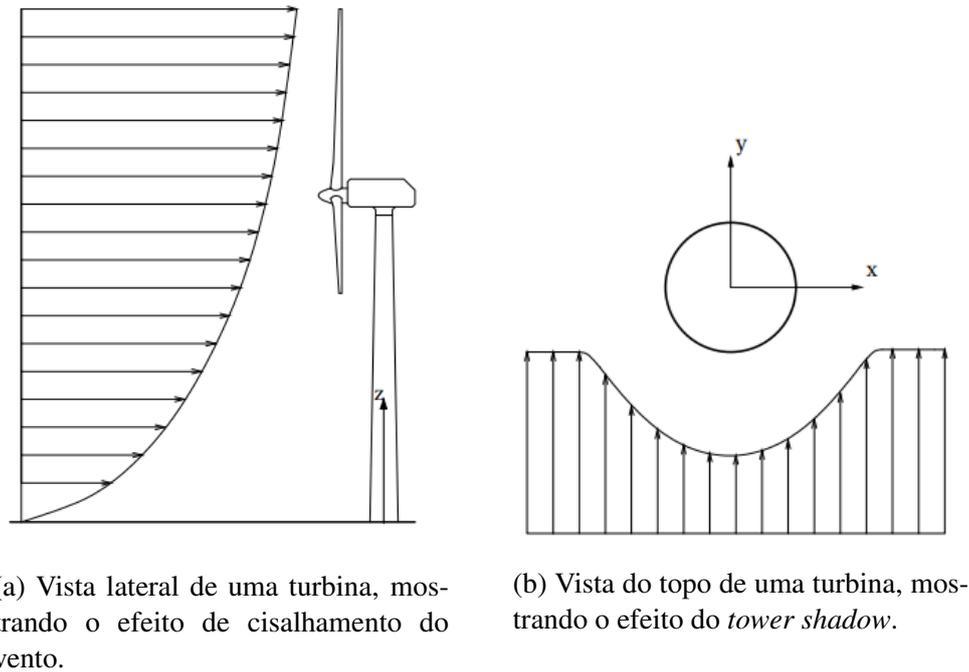
2.1.2 Fenômeno do vento

Para analisar o comportamento de turbinas eólicas, faz-se necessário analisar o comportamento do vento. O fenômeno do vento pode ser definido como o fluxo de ar na atmosfera. A pressão do vento é o peso da coluna de ar que se estende desde a superfície até a borda da atmosfera. Devido ao calor do sol, em um dado momento existem regiões com maior ou menor pressão de ar. O ar quente possui uma densidade menor, então o ar flui da região fria para a região quente. Esse fluxo de ar em movimento é chamado vento (HOUTZAGER, 2011).

A diferença de pressão não é o único fator que influencia o vento; também há fricção entre o fluxo de ar e a superfície, as formas das áreas de pressão e a rotação da terra. Esses efeitos que influenciam a velocidade horizontal do vento podem ser representado no chamado espectro de Van der Hoven. Na Figura 5, um espectro típico de Van der Hoven para a velocidade horizontal do vento é exibido. Um alto valor indica uma grande mudança de velocidade ao longo do período especificado. Observe que há dois picos na magnitude, um referente a mudanças lentas, medidas em dias, e outro referente a variações rápidas, na ordem de minutos.

Nas camadas mais baixas da atmosfera, a velocidade do vento é altamente influenciada pela fricção com a superfície. O efeito de vento de cisalhamento é a característica do vento

Figura 6: Ilustração do vento de cisalhamento e *tower shadow*



Fonte: retirado de (HOUTZAGER, 2011).

ser mais intenso conforme se aumenta a altura. Já turbulência é o fluxo de vento irregular, como redemoinhos e *tower shadow*, com diferentes frequências, amplitudes e direção. Na Figura 6a é exibida a vista lateral de uma turbina, ilustrando o efeito de cisalhamento do vento. Uma das formas de modelar o efeito de cisalhamento é através da equação:

$$v_{ws}(h) = v_o \frac{h^\alpha}{h_o^\alpha}, \quad (2)$$

onde $v_{ws}(h)$ é a velocidade vento com o efeito de cisalhamento, h_o a altura do rotor, v_o a velocidade de vento no rotor e h a altura de interesse.

Já o *tower shadow* é a distorção da velocidade do vento causada pela presença da estrutura de suporte no caminho do fluxo de vento, conforme exposto na Figura 6b. Na figura, a vista do topo de uma turbina é mostrada, evidenciando o efeito do *tower shadow* causado pela torre. Um modelo possível para aproximar esse efeito no entorno de um cilindro de diâmetro D é

$$v_{ts}(x, y) = \left(1 - \frac{y^2 - x^2}{(y^2 + x^2)^2} \frac{(kD^2)}{4} \right) v_{ws}(x, y), \quad (3)$$

onde $v_{ws}(x, y)$ é a velocidade de vento nas coordenadas (x, y) e v_{ts} a velocidade de vento corrigida com *tower shadow*.

2.1.3 Sistemas de controle de turbinas eólicas

Como foi definido na Seção 2.1.2, os objetivos de controle gerais de uma turbina podem ser maximizar a produção de energia e rejeitar as vibrações induzidas pela turbulência para minimizar as cargas de fadiga. De um ponto de vista prático, esses objetivos de controle são alcançados por dois sistemas de controle distintos: um sistema de controle para maximização de potência gerada e um sistema de controle para minimização de cargas (BIANCHI; BATTISTA, 2007).

O primeiro sistema de controle consiste na utilização de um conversor de potência elétrica. Quando um conversor elétrico é utilizado, é possível desassociar a frequência elétrica da velocidade de rotação do rotor. Assim, as turbinas são capazes de gerar potência elétrica para velocidades de rotação distintas.

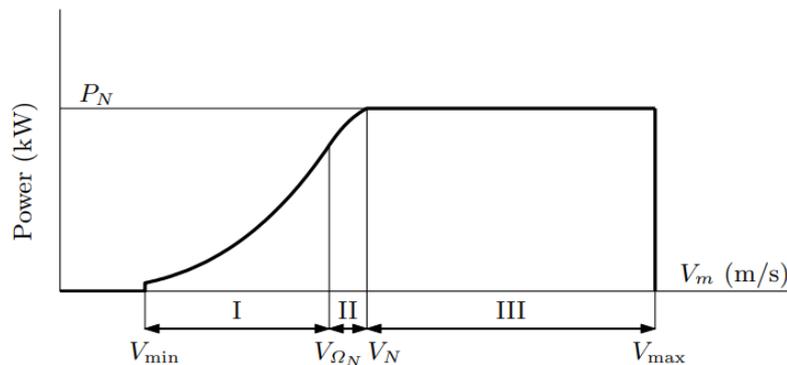
Já o segundo sistema de controle é o chamado controle de velocidade. As turbinas eólicas têm que lidar com a variabilidade intermitente e sazonal do vento, e por isso incluem mecanismos para limitar a potência capturada em altas velocidades do vento para evitar sobrecarga. Os primeiros métodos de controle desenvolvidos para turbinas eólicas foram os chamados controle passivo de turbina eólica. Esses métodos são baseados em projetos particulares das lâminas que induzem maior fricção em velocidades de vento superiores à nominal. Ou seja, um fluxo turbulento surge deliberadamente em altas velocidades do vento, de modo que o torque aerodinâmico diminui devido à fricção mais forte.

Embora esses métodos de controle passivo sejam mais simples em termos de *hardware*, as turbinas eólicas com velocidade de rotação controlada passivamente sofrem redução na captura de energia e maiores estresses que potencialmente aumentam os danos por fadiga. Assim, para turbinas de grande porte, o controle ativo de *pitch* torna-se necessário para garantir estabilidade e desempenho do sistema em uma ampla variedade de condições de vento. O controle de *pitch* reduz a energia absorvida do vento pelas lâminas quando a potência capturada se aproxima do valor nominal. Para isso, as turbinas incorporam dispositivos eletromecânicos ou hidráulicos para girar as lâminas em relação aos seus eixos longitudinais. Nesse contexto, o controle se torna fundamental para redução das cargas que atingem a turbina, com um controle eficiente resultando em uma maior vida útil para a turbina. (HOUTZAGER, 2011)

Baseado na Figura 3 previamente apresentada, os principais atuadores de redução das cargas mecânicas causadas pelo vento de uma turbina eólica de três pás são o *pitch*, para regular a absorção da energia do vento em cada pá, e a guinada, que direciona a torre para o rotor estar perpendicular à direção do vento. Geralmente os laços de controle de *pitch* e guinada são considerados desacoplados e projetados de forma independente (BIANCHI; MANTZ; CHRISTIANSEN, 2004).

A atuação do controle de *pitch* de uma turbina depende da velocidade do vento incidente, caracterizando assim diferentes regiões de operação com objetivos de controle específicos. Na Figura 7 essas regiões são ilustradas a partir da relação entre a potência

Figura 7: Regiões de operação para uma turbina eólica de acordo com a velocidade de vento.



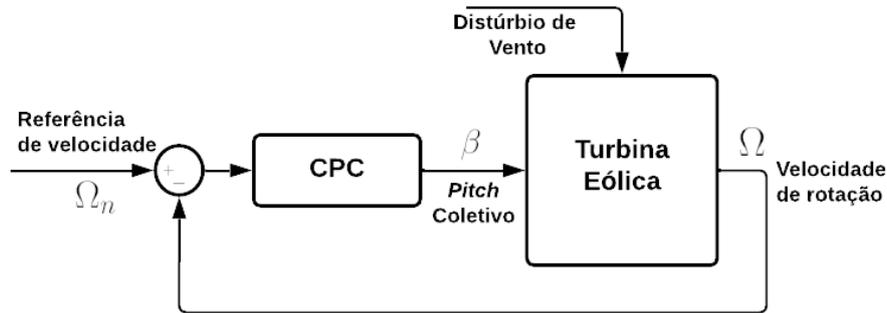
Fonte: adaptado de (BIANCHI; BATTISTA, 2007).

gerada e a velocidade do vento incidente. As regiões de operação são divididas de acordo com a velocidade de vento, resumidas abaixo (BIANCHI; BATTISTA, 2007):

- Para velocidades de vento inferiores a V_{min} ou superiores a V_{max} , a turbina é desligada uma vez que não há energia suficiente para geração ou a velocidade de vento é tão alta que pode danificar a turbina, respectivamente.
- Na região I, a velocidade de vento não é suficiente para turbina atingir sua velocidade nominal de rotação, de forma que o *pitch* é fixo em 0° com objetivo de captar o máximo de energia e controla-se apenas o torque elétrico do gerador através do conversor de potência.
- A região II é uma região de transição de objetivos de controle, em que ambos objetivos da região I e III são desejados. Devido à troca de objetivos, essa região apresenta alta não linearidade, com efeitos de saturação do *pitch* (em 0°) e limitação da potência elétrica em valor nominal ocorrendo.
- Já na região III, a velocidade de vento é superior à necessária para o rotor atingir velocidade nominal, de forma que o objetivo torna-se manter a velocidade de rotação em valor nominal ajustando o *pitch* das pás. Além da regulação da velocidade do rotor, outros objetivos de controle adicionais podem ser atingidos como, por exemplo, a redução de esforços mecânicos e da deflexão das pás.

Neste trabalho, por ser a região onde o controlador de *pitch* efetivamente atua, preocupa-se apenas com a terceira região de operação. Nessa região, o controle de *pitch* pode ser separado por dois distintos objetivos de controle: a regulação de velocidade do rotor, feita por controle coletivo das pás, e a redução de cargas periódicas causadas pelo vento, feito por controle individual das pás.

Figura 8: Diagrama de controle da estratégia CPC.



Fonte: Do autor.

2.2 Controle de *pitch* em turbinas eólicas

A estratégia mais usual de controle do ângulo das pás é o Controle Coletivo de *Pitch* (CPC), onde o mesmo ângulo é utilizado em todas as pás. Essa estratégia é utilizada para regular a velocidade de rotação da turbina, a fim de manter a rotação constante na velocidade nominal. Além da estratégia CPC, algumas turbinas possuem em adição ao controle CPC uma estratégia de *pitch* individual das pás (IPC), onde se determina o ângulo das pás separadamente. Nessa estratégia, o objetivo passa a ser reduzir os esforços periódicos incidentes nas pás (HOUTZAGER, 2011).

2.2.1 CPC em turbinas eólicas

O CPC é uma estratégia de controle utilizada em turbinas eólicas para regular a velocidade de rotação e as cargas mecânicas causadas por variações na velocidade média do vento na região III de operação. A maioria das turbinas eólicas de grande porte utiliza apenas o CPC (SANTONI et al., 2023).

Durante a operação da turbina eólica, ela está sujeita às perturbações de vento. Se a velocidade de vento aumenta, o controlador CPC deve ajustar o *pitch*, diminuindo a energia absorvida pelo rotor, e assim impedindo que o rotor acelere. Devido à simetria entre as pás, do ponto de vista CPC, o distúrbio de vento atua em todo o rotor ao mesmo tempo, isto é, ele é capaz de reagir apenas a variações na velocidade média do vento.

Um diagrama esquemático da estratégia de controle CPC é ilustrado na Figura 8, onde o sinal de entrada do controlador é a diferença entre a velocidade de rotação nominal e a velocidade de rotação atual do rotor. A saída desse controlador é o *pitch* coletivo das pás. Apesar do comportamento não linear do sistema, é possível aproximar o comportamento da turbina operando na região III através de um sistema linear em uma dada região no entorno de um ponto de operação. Para operação em regime permanente, Ω assume o valor nominal Ω_0 , e para cada velocidade de vento V_0 existe um *pitch* β_0 que mantém o sistema em equilíbrio.

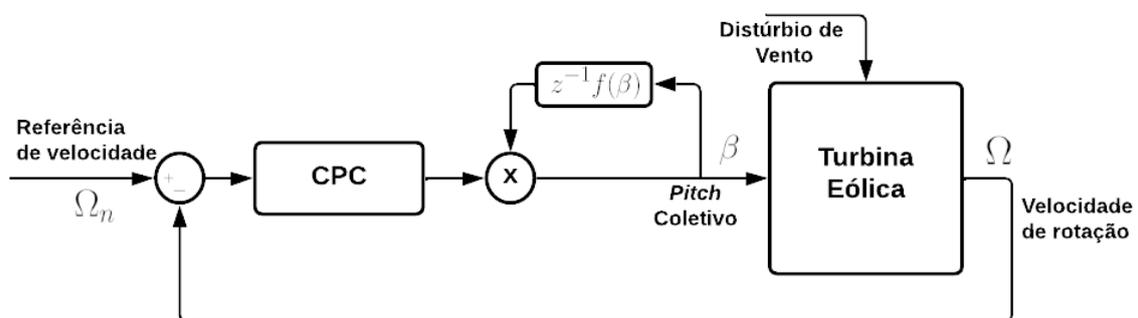
O controlador CPC é geralmente implementado com um controlador proporcional-integral (PI) ou PI escalonado, visto que a estrutura integral do controlador em malha fechada garante seguimento de referências constantes. A referência, nesse caso, é a velocidade de rotação nominal da turbina eólica. Em controladores do tipo PI escalonado, o escalonamento ocorre devido à mudança do comportamento da turbina eólica ao longo dos pontos de operação. Nesse caso, o escalonamento é feito em função do *pitch*.

Em particular, (JONKMAN; BUTTERFIELD; MUSIAL, 2009) traz o projeto de um controlador PI escalonado para uma turbina de 5 MW. Os autores fazem o projeto a partir de um modelo simplificado da turbina. Esse controlador projetado será denominado de controlador *baseline* dessa turbina, e seu projeto será descrito a seguir para posterior comparação de desempenho dos controladores projetados nessa dissertação.

2.2.1.1 Controlador *baseline*

Conforme (JONKMAN; BUTTERFIELD; MUSIAL, 2009), o controlador *baseline* é projetado a partir de um modelo simplificado de primeira ordem da dinâmica da velocidade da turbina com relação ao *pitch* das pás. O controlador PI escalonado é projetado a partir de requisitos de projeto como a frequência natural de oscilação e o fator de amortecimento desejados para o sistema em malha fechada. A Figura 9 ilustra o diagrama esquemático do seu funcionamento. Esse diagrama difere-se do diagrama de controle CPC previamente apresentado pela inclusão do fator de escalonamento no controlador, dependente do *pitch*. Observe que o fator de escalonamento, $f(\beta)$, é aplicado com atraso de uma amostra para evitar a ocorrência de um *loop* algébrico.

Figura 9: Diagrama do controlador *baseline* PI escalonado.



Fonte: Do autor

Suponha que o seguinte modelo linearizado no entorno de um dado ponto de operação definido pela velocidade de rotação nominal Ω_0 , *pitch* β_0 e velocidade do vento V_0 é considerado:

$$T_r(\beta_0 + \Delta\beta(t)) - N_g T_g(\Omega_0 + \Delta\Omega_r(t)) = (I_r + N_g^2 I_g) \frac{d}{dt}(\Omega_0 + \Delta\Omega_r(t)) = I_{dt} \Delta \frac{d}{dt} \Omega_r(t), \quad (4)$$

onde $T_r(\cdot)$ é o torque aerodinâmico do rotor, $T_g(\cdot)$ o torque do gerador, I_{dt} o momento de inércia do eixo de baixa velocidade, I_r a inércia do rotor, I_g a inércia do gerador relativo ao eixo de alta velocidade e N_g é a razão da caixa de engrenagens entre alta e baixa velocidade. Na operação nominal, o torque do rotor e gerador podem ser aproximados por

$$\begin{aligned} T_g(\Omega_0 + \Delta\Omega_r(t)) &\approx \frac{P_0}{N_g \Omega_0} - \frac{P_0}{N_g \Omega_0^2} \Delta\Omega_r(t), \\ T_r(\beta_0 + \Delta\beta(t)) &\approx \frac{P_0}{\Omega_0} + \frac{1}{\Omega_0} \left(\frac{\delta P}{\delta \beta} \right) \Delta\beta(t), \end{aligned} \quad (5)$$

onde P_0 é a potência mecânica nominal e a sensibilidade potência-ângulo das pás, $\frac{\delta P}{\delta \beta}$, é uma propriedade não linear da aerodinâmica do rotor e depende da velocidade de vento, velocidade do rotor e ângulo das pás. Geralmente, é considerada uma aproximação na forma

$$\frac{\delta P}{\delta \beta} \approx \left(1 + \frac{\beta}{\beta_k} \right) \frac{\delta P}{\delta \beta} \Big|_{\beta=0}, \quad (6)$$

sendo $\frac{\delta P}{\delta \beta} \Big|_{\beta=0}$ a sensibilidade em $\beta = 0^\circ$ e β_k o valor de ângulo em que a sensibilidade dobrou de valor em relação a seu valor inicial.

Considere agora um controlador PI dado por

$$\Delta\beta(t) = K_p N_g \Delta\Omega_r(t) + K_i \int_0^t N_g \Delta\Omega_r(\vartheta) d\vartheta, \quad (7)$$

onde K_p é o ganho proporcional e K_i é o ganho integral. Escolhendo $\frac{d}{dt} \Phi = \Delta\Omega_r$ e substituindo as relações (5) e (7) em (4), tem-se uma equação diferencial de segunda ordem dada por

$$I_{dt} \frac{d^2}{dt^2} \Phi(t) + \left[\frac{1}{\Omega_0} \frac{-\delta P}{\delta \beta} N_g K_p - \frac{P_0}{\Omega_0^2} \right] \frac{d}{dt} \Phi(t) + \left[\frac{1}{\Omega_0} \frac{-\delta P}{\delta \beta} N_g K_i \right] \Phi(t) = 0, \quad (8)$$

que caracteriza o comportamento do sistema em malha fechada com esse controlador.

Por fim, como (8) é uma equação diferencial de segunda ordem, os ganhos proporcional e integral podem ser determinados de acordo com as características de frequência natural ω_n e constante de amortecimento ξ desejados para os polos do sistema em malha fechada pela relação:

$$\begin{aligned}
K_p &= \frac{2I_{dt}\Omega_0\xi\omega_n}{N_g\left[-\frac{\delta P}{\delta\beta}\Big|_{\beta=0}\right]}f(\beta), \\
K_i &= \frac{I_{dt}\Omega_0\omega_n^2}{N_g\left[-\frac{\delta P}{\delta\beta}\Big|_{\beta=0}\right]}f(\beta).
\end{aligned} \tag{9}$$

O termo $f(\beta) = \frac{1}{1+\frac{\beta}{\beta_k}}$ é utilizado como fator de escalonamento dos ganhos computados em (9), fazendo com que estes variem com ponto de operação considerado.

Finalmente, observe que para a construção do controlador PI escalonado definido na equação (9), foi utilizado um modelo simplificado de apenas primeira ordem, enquanto modelos mais completos da turbina podem conter mais de 20 equações diferenciais (WRIGHT; FINGERSH, 2008). Assim, é esperado que as dinâmicas desconsideradas na modelagem do sistema impactem no desempenho deste controlador quando operando no sistema real.

2.2.2 IPC em turbinas eólicas

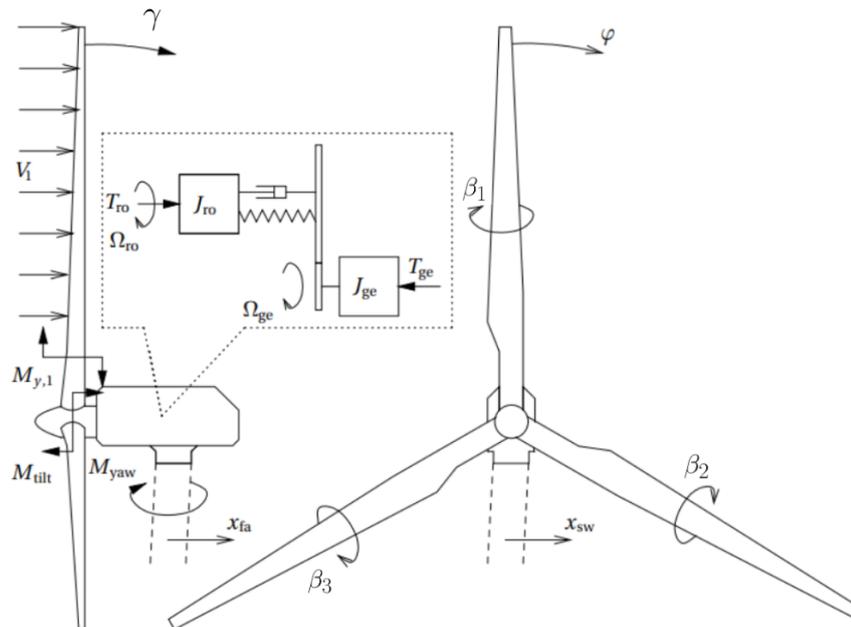
O objetivo do controle individual das pás (IPC) é reduzir a carga mecânica assimétrica das pás através do ajuste individual do *pitch* de cada pá. A Figura 10 mostra os momentos e deflexões atuando na turbina eólica. Em geral, o IPC preocupa-se com a redução da deflexão das pás no sentido de γ , a chamada deflexão fora do plano e comumente medida através da utilização de sensores do tipo *Strain gauge*. Essa é a deflexão que causa mais desgaste e é originada em grande parte pelo efeito de vento de cisalhamento e *tower shadow* (HOUTZAGER, 2011). Assim, o objetivo do IPC é aplicar valores independentes de *pitch* em cada pá de forma a reduzir o valor de γ e assim aumentar a vida útil das pás. É importante ressaltar que a estratégia IPC sempre atua em paralelo à CPC, e que os objetivos de ambas estratégias são concorrentes, pois a deflexão mínima das pás ocorreria com o desligamento da turbina.

Apesar das vantagens, a maioria das turbinas comerciais são controladas apenas por CPC, em parte pelas soluções de IPC serem mais complexas. Apesar disso, a possibilidade de aumento de vida útil é um incentivo ao estudo e implementação do IPC. Um atrativo dessa estratégia é que a maioria das turbinas eólicas de grande porte já possuem atuadores individuais de *pitch*, e, portanto, a estratégia IPC é prontamente implementável (SANTONI et al., 2023; SARKAR; FITZGERALD; BASU, 2021).

Na Figura 11, um diagrama completo dos controladores IPC e CPC atuando em paralelo na turbina eólica é exposto. Observe que o controlador CPC atua com um sinal de *pitch* coletivo β_c , enquanto o IPC pode ser visto como três laços individuais, regulando a deflexão de cada pá e gerando sinais individuais de *pitch* que são somados ao sinal do CPC.

Um dos maiores desafios de implementar esse controle é o fato das pás formarem

Figura 10: Diagrama das variáveis individuais atuantes no rotor de uma turbina eólica.

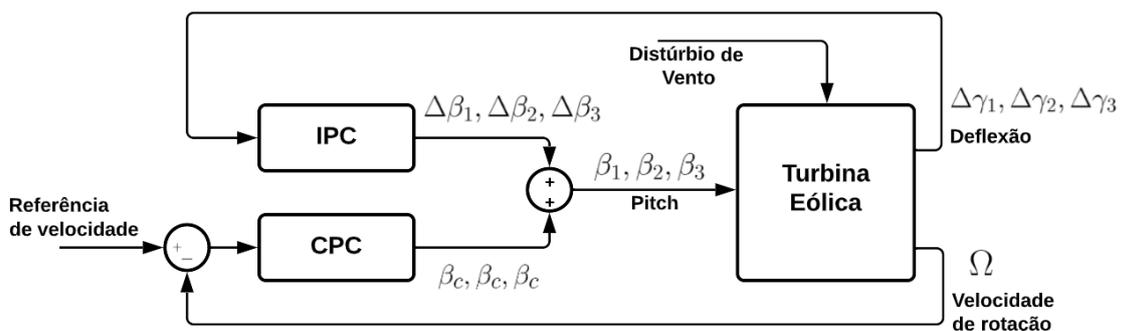


Fonte: Retirado de (HOUTZAGER, 2011).

um sistema rotacional e as equações de movimento que regem a relação entre deflexão e *pitch* serem dependentes do ângulo de azimuth φ e velocidade de rotação Ω_r . Efeitos assimétricos do vento, como vento de cisalhamento e *tower shadow*, o fazem ser mais veloz em alturas maiores. Isso gera uma deflexão maior nas pás quando estão no topo do rotor, e uma deflexão menor quando estão na posição inferior. Como as pás estão rotacionando, isso gera um efeito periódico na deflexão das pás cuja frequência é proporcional à velocidade de rotação do rotor.

Os sinais da deflexão são periódicos com frequência associada à frequência de rotação das pás, e sua dinâmica é variante no tempo. Assim, o período dos sinais é variante no tempo e proporcional a Ω_r . Dessa forma, não é possível obter diretamente um modelo

Figura 11: Diagrama de controle de uma turbina eólica com laços das estratégias CPC e IPC atuando em paralelo.



Fonte: Do autor.

linear invariante no tempo (LTI) para aplicar métodos usuais de projeto de controle. Este problema, no entanto, pode ser contornado usando a chamada transformada de Coleman. Os momentos de deflexão, por exemplo, são transformados em momentos fictícios de inclinação e guinada do rotor, usados pelo IPC para calcular sinais de controle. Essas saídas fictícias são transformadas de volta para o sistema de referência original, resultando em sinais de *pitch* individual das pás. Essa transformada permite a aplicação da teoria de controle para sistemas LTI ao problema do IPC (VAN ENGELLEN, 2006; ?). Nesse contexto, uma gama de tipos de controle são aplicados na literatura, como PI (BOSSANYI, 2005), PI com lógica *fuzzy* (CIVELEK et al., 2017), LQR com ação integral (SARKAR; FITZGERALD; BASU, 2021) e controle de otimização \mathcal{H}_∞ (OSSMANN et al., 2021).

Outras abordagens tratam diretamente com os sinais periódicos. O sinal da deflexão pode ser decomposto em uma componente DC e senoides com frequências f_0 , $2f_0$, etc., onde f_0 é a frequência equivalente da velocidade de rotação Ω_r . Nesse contexto, uma estratégia adequada a tratar diretamente esse sinal é o Controle Repetitivo, uma estratégia que adiciona um atraso na malha de controle (HARA et al., 1988). Devido à natureza variante no tempo das componentes frequenciais da deflexão, porém, versões robustas de alta ordem do Controlador Repetitivo (FLORES; SALTON, 2016) são adequadas. Nesse contexto, um controlador repetitivo é aplicado na estratégia IPC em (HOUTZAGER, 2011), e um controlador repetitivo preditivo é proposto em (NAVALKAR et al., 2014).

Outra estratégia baseada no PMI é o Controlador Ressonante. Esse controlador é construído a partir do seguimento de referência senoidal e pode ser utilizado para rejeitar distúrbios em uma frequência definida. A aplicação de um controlador ressonante de estrutura fixa para o IPC em uma turbina de pequeno porte é feita em (ZHANG; CHEN; CHENG, 2013). Por outro lado, o sinal da deflexão possui frequência variável que é regida pela velocidade de rotação, sugerindo que uma versão de frequência variante (LPV, do inglês *Linear Parameter Varying*) do Controlador Ressonante possa ser utilizada, conforme feito em (CASTRO et al., 2017).

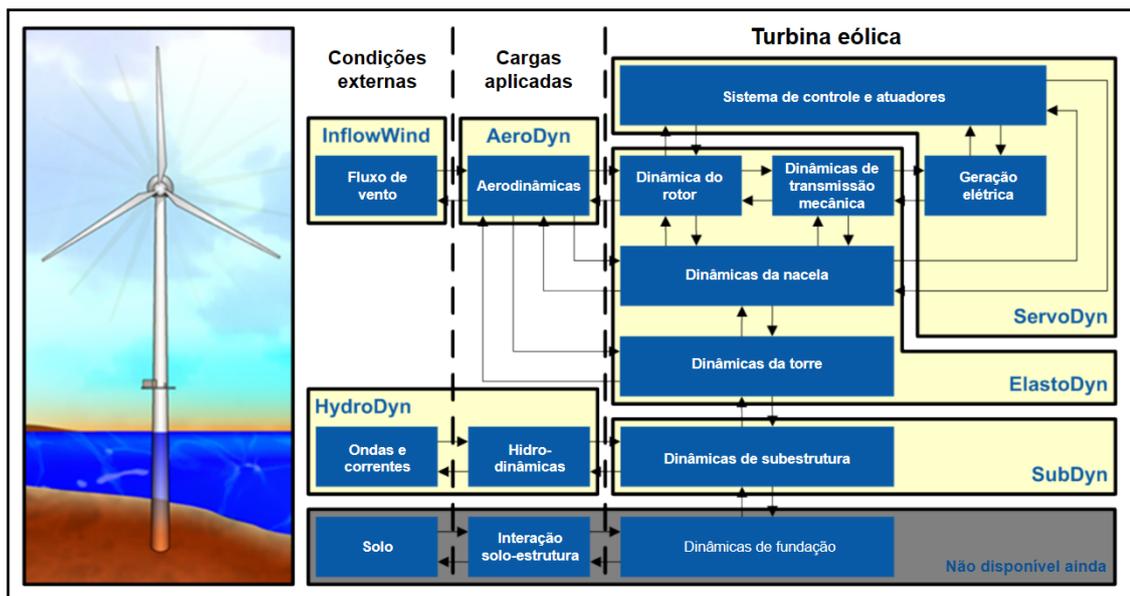
2.3 Ambiente de simulação para validação dos controladores

2.3.1 Ferramentas de simulação

O simulador FAST (*Fatigue, Aerodynamics, Structures and Turbulence*) é uma ferramenta amplamente utilizada na literatura para validação do comportamento de turbinas eólicas e seus sistemas de controle (JONKMAN; JR., 2005; YAAKOUBI et al., 2023). Ele combina diferentes modelos para analisar a aerodinâmica, hidrodinâmica, sistema de controle e dinâmica estrutural de uma turbina eólica, conforme é exposto na Figura 12¹. O simulador mantido e atualizado pela *National Renewable Energy Laboratory* (NREL)

¹Devido à escolha de turbina *onshore* firmada em terra, não há utilização das dinâmicas da água e da subestrutura.

Figura 12: Diagrama de interação entre subsistemas da simulação no FAST.



Fonte: Adaptado de (JONKMAN; JONKMAN, 2016).

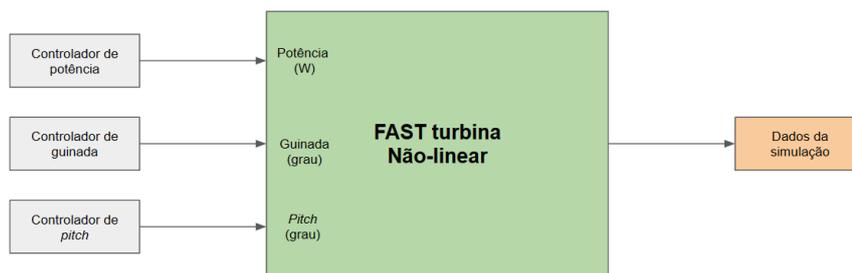
pode ser usado para estudar uma variedade de configurações de turbinas eólicas, incluindo rotores de duas ou três pás, e pode modelar turbinas em terra ou no mar em estruturas fixas ou flutuantes. Entre as vantagens da escolha do FAST, encontram-se: ampla literatura existente; integração com MATLAB/Simulink; alta configurabilidade com capacidade de simulação de efeitos como *tower shadow* e efeito de cisalhamento; integração com MLIFE para simulação do desgaste das peças e previsão de vida útil do sistema.

A Figura 13 expõe um diagrama de blocos ilustrando as possíveis entradas de controle do FAST. Observe que no bloco “Dados da simulação”, pode incluir dados como velocidade do rotor e deflexão das pás, entre outros a serem escolhidos pelo projetista. As dinâmicas do vento são definidas em arquivos lidos pelo FAST utilizando o AeroDyn, que é um simulador de aerodinâmicas do vento. Para fins de controle de *pitch* do sistema operando na região III, a entrada de potência elétrica pode ser considerada constante em valor nominal. Além disso, supondo cenários de vento com direção perpendicular ao rotor, mantém-se a guinada constante em 0° . Um diagrama completo de simulação de controladores CPC e IPC em malha fechada atuando em paralelo, assim como *link* para repositório com os arquivos de simulação utilizados, se encontram no Apêndice D.

Para fins de validação de sistemas de controle, a NREL desenvolve e mantém um modelo numérico de uma turbina de três pás com potência nominal 5 MW. Essa turbina é comumente utilizada como referência na avaliação de malhas de controle de turbinas de grande porte, com pesquisadores de todo o mundo comprovando seus controladores em seu modelo (SANTONI et al., 2023).

As especificações técnicas construtivas desse modelo num são descritas em (JONKMAN; BUTTERFIELD; MUSIAL, 2009) e resumidas na Tabela 1. É importante observar

Figura 13: Diagrama de blocos das entradas de controle do FAST.



Fonte: Do autor, adaptado de (JONKMAN; BUTTERFIELD; MUSIAL, 2009).

que tanto o valor do ângulo de *pitch* quanto a sua taxa de variação são limitados, devendo ser levados em consideração no projeto do controlador.

Além do FAST, o MLIFE é uma ferramenta de simulação auxiliar amplamente utilizada na literatura quando se trata de controle de turbinas eólicas para estimar o desgaste da pá devido às forças que atuam nela (HAYMAN; M. BUHL, 2012). O MLIFE é uma ferramenta também desenvolvida pela NREL que toma como entrada os dados de uma simulação no FAST e é capaz de calcular o tempo de vida antes da falha (TUF) das peças que compõe a turbina eólica. As pás e a torre formam o quadro de principais partes estruturais de manutenção da turbina eólica. Para limitar o escopo de análise, escolheu-se observar os efeitos mecânicos das tensões atuantes sob as pás para o cálculo do critério TUF (HAYMAN., 2012).

O MLIFE segue as técnicas descritas no anexo G da norma INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION (2002). O programa simula o dano acumulado por fadiga devido a cargas flutuantes ao longo da vida útil projetada da turbina eólica. Essas cargas flutuantes são divididas em ciclos de histerese individuais correspondendo a mínimos e máximos locais na série temporal. Supõe-se que o dano se acumula linearmente com cada um desses ciclos de acordo com a Regra de Palmgren-Miner (MINER, 1945). A partir dessa técnica, o critério TUF é calculado e medido em segundos. Maiores detalhes sobre a computação desse índice podem ser encontrados em (HAYMAN., 2012).

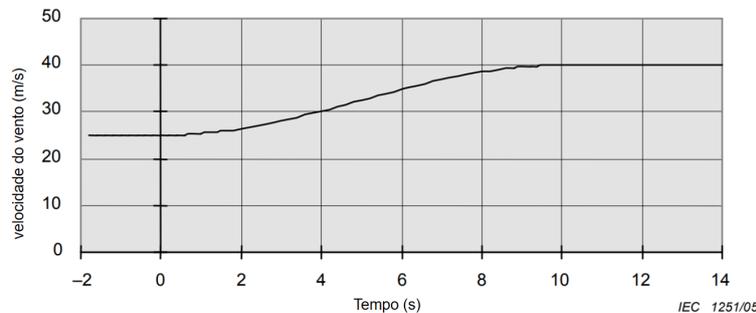
2.3.2 Cenários de simulação

Do ponto de vista do controle de turbinas eólicas, o vento é um distúrbio que afeta o comportamento do sistema, pois suas variações de velocidade geram flutuações na carga aplicada aos componentes da turbina. Essas flutuações podem levar a oscilações indesejadas e desgaste prematuro. Nessa seção, os cenários de simulação cujos controladores serão submetidos para medição de desempenho serão descritos. A norma INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION (2002) será utilizada como base para formulação dos cenários de ventos, visto que ela define os requisitos de engenharia que

Tabela 1: Características da turbina de 5 MW para simulação.

Descrição	Símbolo	Valor
Local de instalação	-	<i>onshore</i>
Potência nominal	P_0	5 MW
Velocidade de rotação nominal	Ω_0	12,1 RPM
Diâmetro do rotor	-	126 m
Altura do rotor	-	90 m
Limites de ângulo das pás	$[\beta_{min}; \beta_{max}]$	$[0^\circ ; 90^\circ]$
Taxa máxima de variação de β	-	8°/s
Número de pás	-	3
Vento incidente (Região 3)	V	11,4 a 25 m/s
Período de amostragem	T_a	50 ms

Figura 14: Rajada de vento coerente definida na norma e utilizada como base para cenário de distúrbio de vento médio.



Fonte: Adaptado de (INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION, 2005).

turbinas eólicas de grande porte devem aderir.

Nesse trabalho dois controladores de *pitch* paralelos com objetivos de controle distintos são desenvolvidos, e portanto são necessários diferentes cenários de vento para medição de desempenho desses controladores: os cenários de distúrbio de vento médio, utilizados para medir o desempenho de controladores CPC; e um cenário de distúrbio de vento assimétrico, utilizado para medir o desempenho dos controladores IPC.

Os cenários de distúrbio de vento médio são baseados na rajada de vento coerente conforme definido na norma e ilustrado na Figura 14. Esse tipo de rajada pode ser utilizada para medir o desempenho de rejeição de distúrbio e na regulação de velocidade de um dado controlador. Atente que uma turbina que atua sob esse cenário, na região III de operação, idealmente manteria sua velocidade de rotação constante. Além desse cenário, os controladores CPC também serão testados em um cenário de vento médio constante, onde será medida a capacidade de controle de referência desses controladores. Mais detalhes sobre esses cenários e seus resultados podem ser encontrados na Seção 3.1.2.

Por outro lado, o cenário de vento assimétrico é utilizado para medir o desempenho dos controladores IPC. Nesse cenário, o vento médio é mantido constante e são adicionados os fatores assimétricos do vento com relação às pás. Há dois principais efei-

Tabela 2: Parâmetros do *tower shadow* e vento de cisalhamento no AeroDyn/FAST para a turbina de 5 MW.

Parâmetro	Valor	Descrição
α	0,2	Coefficiente de cisalhamento
TwrShad	0,2	Velocidade de déficit
ShadHWid	3 (m)	Meia-largura da torre
T_Shad_Refpt	4,98 (m)	Ponto de referência

Fonte: retirado de (JONKMAN; BUTTERFIELD; MUSIAL, 2009).

tos assimétricos que devem ser considerados: o vento de cisalhamento e *tower shadow* (HOUTZAGER, 2011). Esses efeitos tiveram sua descrição analítica explicitada na Seção 2.1.2.

Uma das razões para escolha do simulador FAST é a alta configurabilidade e possibilidade de adição desses efeitos assimétricos do vento. A partir da integração com o AeroDyn, é possível configurar o FAST para simular os efeitos de *tower shadow* de uma dada torre. Para a turbina de 5 MW da NREL, os parâmetros configurados do AeroDyn estão expostos na Tabela 2 (LAINDO; HANSEN, 2002).

2.3.3 Métricas de desempenho

Por fim, além de definir os cenários de vento nos quais os controladores serão testados, também é necessário definir os critérios para comparação. Nesse sentido, três métricas são propostas para comparar o desempenho dos controladores: erro integral absoluto (*Integral Absolute Error* - IAE), integral quadrática da derivada do sinal de controle (*Integral of Square Time Derivative of the Control Input* - ISTC ou *Total Variation* - TV) e tempo até a falha (*Time Until Failure* - TUF). O critério IAE é dado por

$$\text{IAE} = \sum_{k=1}^N |r(k) - y(k)|, \quad (10)$$

onde $r(k)$ é o sinal de referência e $y(k)$ o sinal de saída do sistema. Esse critério é utilizado para medir a capacidade de regulação de uma saída. Além disso, o critério ISTC serve para comparar o esforço de controle e é definido por

$$\text{ISTC} = \frac{1}{T_a} \sum_{k=1}^{N-1} (u(k+1) - u(k))^2. \quad (11)$$

Por fim, o critério de tempo de vida até a falha (TUF) também é utilizado. Esse critério é calculado a partir de simulações com o MLIFE, como descrito na Seção 2.3.1.

2.4 Problema de Controle

Um dos problemas fundamentais de controle é ajustar o comportamento de um sistema a um comportamento desejado. Nessa seção, a formulação do problema de controle por modelo de referência é feita.

2.4.1 Controle por realimentação

Um sistema de controle visa regular o comportamento de um processo a partir de um atuador em suas variáveis de entrada. Considere um sistema monovariável e linear invariante no tempo (LTI) representado em tempo discreto por

$$y(k) = G(z)u(k) + v(k), \quad (12)$$

onde z é o operador avanço de tempo tal que $zx(k) = x(k+1)$, $y(k)$ é a saída do sistema, $u(k)$ é o sinal de entrada e $v(k)$ é um sinal que inclui as características não descritas por $G(z)$, como dinâmicas não lineares, ruídos e erros de medida. Suponha que este sistema é controlado em malha fechada por um controlador linear e invariante no tempo como exposto na Figura 15. O sinal de controle então pode ser descrito por

$$u(k) = C(z, \rho)(r(k) - y(k)), \quad (13)$$

onde $r(k)$ é o sinal de referência. Assume-se que o controlador $C(z, \rho)$ possui uma dada função de transferência de estrutura fixa (especificada pelo projetista) com parâmetros de sintonia que podem ser agrupados em um vetor $\rho \in \mathbb{R}^p$. Assim, esse controlador pode ser descrito por

$$C(z, \rho) = \rho^T \bar{C}(z), \quad (14)$$

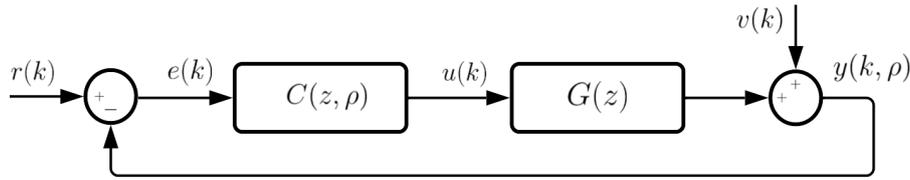
onde $\bar{C}(z)$ é um vetor de funções de transferência definidas a priori.

A classe do controlador é o conjunto de todos os controladores que podem ser representados por (14), i.e., $\mathcal{C} = \{C(z, \rho) : \rho \in \mathbb{R}^p\}$. Utilizando as relações (12) e (13), o sistema em malha fechada pode ser descrito por

$$\begin{aligned} y(k, \rho) &= T(z, \rho)r(k) + S(z, \rho)v(k), \\ T(z, \rho) &= \frac{C(z, \rho)G(z)}{1 + C(z, \rho)G(z)}, \\ S(z, \rho) &= 1 - T(z, \rho), \end{aligned} \quad (15)$$

onde $S(z, \rho)$ é a função de sensibilidade e $T(z, \rho)$ é a função de transferência em malha fechada da referência na saída (sensibilidade complementar).

Figura 15: Diagrama de controle de um sistema em malha fechada.



Fonte: Do autor.

2.4.1.1 Controle por modelo de referência

O objetivo fundamental de seguimento de referência é gerar um sinal de saída com comportamento mais próximo possível do sinal de referência. Isso pode ser atingindo através da minimização da diferença entre o sinal de referência e a saída do sistema. Quando a norma 2, definida por

$$\|x(t)\| = \frac{1}{N} \sum_{t=1}^N [x(t)]^2, \quad (16)$$

é utilizada, é dito que esse é um critério \mathcal{H}_2 . Assim, o desempenho do ponto de vista de seguimento de referência pode ser avaliado pela seguinte função custo:

$$J(\rho) = \|r(k) - y(k, \rho)\|, \quad (17)$$

onde valores menores de $J(\rho)$ significam maior proximidade entre o comportamento desejado e a saída do sistema em malha fechada. Note que usualmente é impossível reduzir esse critério a zero, isto é, não há controlador que faça a saída ser idêntica à referência o tempo todo. Como seguimento perfeito não é possível, o objetivo de seguimento de referência pode ser especificado em termos de parâmetros da resposta transitória ou em regime permanente. Isso é usualmente expresso em termos de critérios como tempo de acomodação, máximo sobressinal, comportamento em determinadas frequências, etc. Nesse contexto, o problema de controle por modelo de referência engloba explicitamente essas características.

Considere que a saída desejada para o sistema em malha fechada é

$$y_d(k) = T_d(z)r(k), \quad (18)$$

onde $T_d(z)$ é uma função de transferência desejada a ser escolhida pelo projetista com base nos parâmetros da resposta mencionados anteriormente. Agora, o objetivo é aproximar a saída do sistema em malha fechada o máximo possível do sinal desejado y_d . Nesse caso, o critério (17) é substituído por

$$J_y(\rho) = \|(T(z, \rho) - T_d(z))r(k)\|. \quad (19)$$

O efeito do ruído e dinâmicas não modeladas será considerado mais adiante, por hora, suponha que $v(k) = 0$. Com isso, é possível definir o controlador ideal como o controlador que, operando em malha fechada, resulta em $J_y(\rho) = 0$. Baseado em (15) e (19), este controlador ideal é definido por

$$C_d(z) = \frac{T_d(z)}{[1 - T_d(z)]G(z)}. \quad (20)$$

Caso o controlador ideal pertença à classe \mathcal{C} , então existe um vetor de parâmetros ρ_d tal que $C(z, \rho_d) = C_d(z)$. Note que, quando se conhece $G(z)$, pode-se determinar a função de transferência do controlador ideal como função da planta e do modelo de referência escolhido.

2.4.2 Princípio do modelo interno

O Princípio do Modelo Interno (PMI) é um conceito fundamental no projeto de sistemas de controle para seguimento de referências. Segundo (CHEN, 1999), a ideia central do PMI é incorporar uma estrutura (modelo interno) no controlador capaz de gerar um sinal de entrada da planta com as mesmas características de regime permanente dos sinais a serem seguidos ou rejeitados. Além disso, o sistema em malha fechada deve ser estável.

Considerando o seguimento ou a rejeição de sinais periódicos, o PMI pode ser analisado do ponto de vista da resposta em frequência do sistema e da expansão dos sinais de referência/distúrbio por Série de Fourier. Considerando $T(z, \rho)$ e $S(z, \rho)$ definidas em (15), segue que o seguimento/rejeição em regime permanente dos sinais de interesse será garantido caso

$$|T(e^{j\Omega}, \rho)| = 1, \angle T(e^{j\Omega}, \rho) = 0^\circ \quad (21)$$

$$|S(e^{j\Omega}, \rho)| = 0 \quad (22)$$

nas componentes frequenciais que descrevem os sinais. Observe que essas condições serão atendidas caso $|C(e^{j\Omega}, \rho)G(e^{j\Omega})| = \infty$ nas frequências de interesse e o sistema em malha fechada seja estável.

2.4.2.1 Controlador proporcional-integral

Quando o objetivo é seguir sinais constantes em regime permanente, as condições do PMI podem ser atendidas a partir de controladores com ação integral como o controlador PI. Em tempo contínuo, esse controlador tem função de transferência dada por

$$C_{PI}(s) = \frac{U(s)}{E(s)} = K_p + \frac{K_i}{s} \quad (23)$$

onde K_p e K_i são ganhos a serem determinados tal que o sistema em malha fechada seja estável e atenda aos requisitos de desempenho estabelecidos pelo projetista. A versão discretizada desse controlador supondo um período de amostragem T_a é dada por

$$C_{PI}(z) = K_p + \frac{K_i z}{T_a(z-1)} \quad (24)$$

Considerando a parametrização linear do controlador, então (24) pode ser escrita na forma:

$$C_{PI}(z, \rho) = \rho^T \bar{C}_{PI}(z) = \begin{bmatrix} K_p \\ K_i \end{bmatrix}^T \begin{bmatrix} 1 \\ \frac{z}{T_a(z-1)} \end{bmatrix}. \quad (25)$$

2.4.2.2 Controlador proporcional-ressonante

Um sinal senoidal em tempo discreto pode ser expresso como:

$$r[k] = A \sin(\Omega_d k), \quad (26)$$

onde A representa a amplitude e Ω_d a frequência discretizada. Considerando que esta senoide é derivada da discretização de uma senoide de tempo contínuo de frequência ω_0 rad/s (ou f_0 Hz), então segue que

$$\Omega_d = \omega_0 T_a = 2\pi f_0 T_a. \quad (27)$$

A condição do PMI de $|C(e^{j\Omega_d}, \rho)G(e^{j\Omega_d})| = \infty$ pode ser obtida a partir do chamado controlador PR, descrito por

$$C_{PR}(z) = \frac{U(z)}{E(z)} = k_{PR} + \frac{k_{R_1} z + k_{R_0}}{z^2 - 2 \cos(\Omega_d) z + 1}, \quad (28)$$

onde k_{PR} , k_{R_1} e k_{R_0} são os ganhos a serem determinados. Além disso, assume-se que os polos complexos do controlador não são cancelados por zeros da planta. O controlador (28) pode ser expandido para garantir o seguimento ou a rejeição de sinais periódicos com conteúdo harmônico maior a partir de

$$C_{PMR}(z) = k_{PR} + \sum_{i=1}^n \frac{k_{R_{i1}} z + k_{R_{i2}}}{z^2 - 2 \cos(\Omega_i) z + 1}, \quad (29)$$

$$\{n \in \mathbb{N} | n > 1\}.$$

Em particular, essa função de transferência pode ser representada na forma linear-

mente parametrizada para $n = 2$, $\Omega_1 = \Omega_d$ e $\Omega_2 = 2\Omega_d$ como:

$$\rho_{PR}^T = \begin{bmatrix} k_{PR} \\ k_{R_{11}} \\ k_{R_{12}} \\ k_{R_{21}} \\ k_{R_{22}} \end{bmatrix}, \bar{C}_{PR}(z) = \rho_{PR} \begin{bmatrix} 1 \\ \frac{1}{z^2 - 2\cos(\Omega_d)z + 1} \\ \frac{z}{z^2 - 2\cos(\Omega_d)z + 1} \\ \frac{1}{z^2 - 2\cos(2\Omega_d)z + 1} \\ \frac{z}{z^2 - 2\cos(2\Omega_d)z + 1} \end{bmatrix}. \quad (30)$$

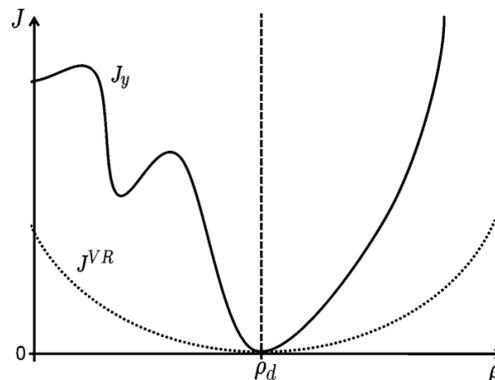
2.5 Controle baseado em dados

Uma variedade de métodos de projeto de controle são construídos diretamente a partir de dados de entrada e saída coletados diretamente do processo a ser controlado. Esses métodos se diferenciam de projetos baseados em modelo em dois aspectos fundamentais: eles não são baseados no conhecimento do modelo do processo e não tentam determinar livremente a função de transferência do controlador. Em vez disso, eles usam diretamente a informação carregada nos dados coletados para ajustar os parâmetros numéricos de controladores cuja estrutura é definida previamente. Esses métodos são chamados de métodos baseados em dados, em oposição aos métodos baseados em modelo (BAZANELLA; CAMPESTRINI; ECKHARD, 2011).

Métodos de controle baseados em dados podem ser vistos como métodos de controle ótimo, os quais minimizam um critério \mathcal{H}_2 usualmente associado ao desempenho desejado para o sistema de controle em malha fechada. Na literatura, existem diversos métodos que minimizam este critério, como Controle Linear Quadrático (LQG/LQR) e Controle Preditivo Generalizado (GPC, do inglês *Generalized Predictive Control*). Esses métodos geralmente dependem do conhecimento total do processo e do ruído, e requerem que a função de transferência do controlador seja livremente escolhida. Obter um modelo para um processo real demanda, entre outras tarefas, obter dados de um sistema real em operação. O projeto baseado em dados, por outro lado, trata em minimizar um dado critério diretamente a partir dos dados coletados do sistema e para um controlador cuja estrutura foi previamente fixada, onde apenas os parâmetros da estrutura são livres para ajuste.

Trazendo ao contexto de turbinas eólicas, conforme ilustrado na Seção 2.1, o modelo matemático que descreve a turbina eólica envolve uma série de dinâmicas complexas e não lineares. Métodos clássicos de projeto de controlador, usualmente utilizados em controladores de turbina, utilizam modelos simplificados e raramente consideram as incertezas de modelagem (BIANCHI; BATTISTA, 2007). Por outro lado, os métodos de controle baseado em dados apresentam uma alternativa para o projeto do controlador sem que seja realizada a modelagem matemática ou as simplificações usualmente empregadas na obtenção de modelos lineares para o sistema.

Figura 16: Gráfico ilustrativo das funções de custo $J_y(\rho)$ e $J^{VR}(\rho)$ para o caso de parâmetro escalar.



Fonte: BAZANELLA; CAMPESTRINI; ECKHARD, 2011.

2.5.1 Método VRFT

Virtual Reference Feedback Tuning (VRFT) é um método de controle baseado em dados para otimizar o critério de seguimento de referência $J_y(\rho)$ da equação (19) cuja característica mais atrativa é não ser iterativo. O desenvolvimento teórico desse método foi iniciado por (CAMPI; S.M. SAVARESI, 2002), e desde então tem sido aplicado a diversos sistemas. O livro (BAZANELLA; CAMPESTRINI; ECKHARD, 2011) é utilizado como fundamento teórico do método descrito nessa dissertação.

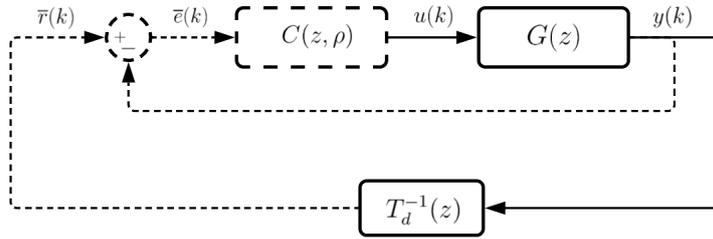
A ideia principal desse método é minimizar uma função quadrática dos parâmetros do controlador, que é referido $J^{VR}(\rho)$. Essa função tem mínimo global, em condições ideais, no mesmo local que o mínimo local de $J_y(\rho)$, mas que a minimização é muito mais simples por ser quadrática em ρ . Funções de custo hipotéticas $J_y(\rho)$ e $J^{VR}(\rho)$ para um parâmetro ρ escalar são representadas na Figura 16 para ilustrar a situação. A otimização direta do critério original $J_y(\rho)$ pode se mostrar difícil devido aos mínimos locais observados na função, enquanto $J^{VR}(\rho)$ não sofre dessa inconveniência.

O método é conceitualizado em uma situação ideal inicialmente, onde:

- o sistema não é afetado por ruído;
- o sistema não possua zeros de fase não mínima;
- o controlador ideal (20) está contido na classe de controlador \mathcal{C} considerada;
- o controlador é linearmente parametrizado.

Dessa situação idealizada, as ideias principais do método VRFT são derivadas e extensões para os casos não ideais são desenvolvidas posteriormente.

Figura 17: Diagrama do experimento com sinais virtuais do método VRFT.



Fonte: Do autor.

2.5.1.1 Caso ideal

Considere um experimento em malha aberta ou fechada, com dados de entrada $u(k)$ e saída $y(k)$ coletados do processo. Dado a saída medida, define-se o sinal de referência virtual $\bar{r}(k)$ tal que

$$T_d(z)\bar{r}(t) = y(k),$$

onde $T_d(z)$ é a função de transferência desejada para a resposta em malha fechada;

Se o sistema estivesse operando com o controlador ideal $C_d(z)$ na malha, e o sinal de referência virtual $\bar{r}(k)$ fosse aplicado, os dados de saída seriam idênticos ao conjunto de dados $\{u(k), y(k), k = 1, \dots, N\}$ que de fato foi coletado. O método VRFT prossegue como se esse experimento fictício tivesse sido realmente realizado. Se os dados tivessem sido coletados desta forma, o erro de referência teria sido dado por

$$\bar{e}(k) = \bar{r}(k) - y(k), \quad (31)$$

onde $\bar{e}(k)$ é o sinal que teria sido recebido pelo controlador ideal nesse experimento fictício, como apresentado na Figura 17. Assim, o sinal de entrada e saída do controlador ideal $C_d(z)$ podem ser utilizados para identificar esse controlador. Com $\bar{e}(k)$ sendo a entrada do controlador, $C(z, \rho)$ um modelo para o controlador, e $C(z, \rho)\bar{e}(k)$ a saída prevista desse controlador, um critério de identificação do erro preditivo é construído como a norma \mathcal{H}_2 do erro de predição. Esse é o critério $J^{VR}(\rho)$ previamente mencionado:

$$J^{VR}(\rho) = \|u(k) - C(z, \rho)\bar{e}(k)\|. \quad (32)$$

Assim, o método VRFT visa solucionar o seguinte problema de otimização:

$$\rho = \arg \min J^{VR}(\rho). \quad (33)$$

A partir do controlador parametrizado $C(z, \rho) = \rho^T \bar{C}(z)$, a função de custo pode ser

reescrita por

$$J^{VR}(\rho) = \|u(k) - \rho^T \bar{C}(z) \bar{e}(k)\| \quad (34)$$

$$= \|u(k) - \rho^T \phi(k)\|, \quad (35)$$

onde o chamado vetor de regressão $\varphi(t)$ é definido por

$$\varphi(t) = \bar{C}(z) \bar{e}(k) = \bar{C}(z) \frac{1 - T_d(z)}{T_d(z)} y(k). \quad (36)$$

Essa é uma formulação padrão de identificação de parâmetros de sistema, onde o sistema a ser identificado é o controlador ideal, $u(k)$ é a saída medida e $\bar{r}(k)$ a sua entrada medida. Como (35) é uma função quadrática em ρ , então a solução obtida por mínimos quadrados que minimiza $J^{VR}(\rho)$ é:

$$\hat{\rho} = \left[\sum_{k=1}^N \varphi(k) \varphi(k)^T \right]^{-1} \sum_{k=1}^N \varphi(k) u(k), \quad (37)$$

Note que a solução acima resulta nos parâmetros do controlador ideal apenas quando os dados não são corrompidos por ruído e quando o controlador ideal pertence à classe escolhida. A seguir, serão apresentadas as extensões do método para lidar com esses casos.

2.5.1.2 Extensão em caso do controlador ideal não pertencer à classe de controladores

Na formulação do método apresentada, foi assumido que o controlador ideal pertence à classe de controlador \mathcal{C} . Na prática, essa premissa raramente é verdade. Em particular, se o controlador ideal não está presente na classe, então o parâmetro ρ que minimiza o critério $J^{VR}(\rho)$, apresentado na equação (35), é diferente do parâmetro que minimiza $J_y(\rho)$, apresentado em (19). Para lidar com esse caso, o método VRFT é estendido com a adição de um filtro aplicado aos dados. Esse filtro $L(z)$ é construído de tal forma que o mínimo de $J^{VR}(\rho)$ se aproxime ao mínimo de $J_y(\rho)$ quando o controlador ideal não pertence à classe (CAMPI; S.M. SAVARESI, 2002). Para deduzir a construção do filtro, primeiro ele é incluído no critério $J^{VR}(\rho)$, de tal forma que se torna:

$$J_L^{VR}(\rho) = \|L(z) [u(k) - C(z, \rho)(T_d^{-1}(z) - 1)y(k)]\|^2. \quad (38)$$

Substituindo as relações de $T(z, \rho)$ e $T_d(z, \rho)$ conforme equação (15) em (19) e (38), o Teorema de Parseval então é aplicado às funções de custo. A aplicação do Teorema de Parseval leva essas funções ao domínio da frequência, de forma que $J_y(\rho)$ depende do espectro de potência $r(k)$, enquanto $J^{VR}(\rho)$ é função do espectro de $\bar{e}(k)$. Igualando as equações, conclui-se que o mínimo desses dois critérios se aproxima no mesmo ρ se $L(z)$

satisfizer

$$|L(e^{j\Omega})|^2 = |T_d(e^{j\Omega})|^2 |1 - T_d(e^{j\Omega})| \frac{\phi_r(e^{j\Omega})}{\phi_u(e^{j\Omega})}, \forall \Omega \in [-\pi, \pi], \quad (39)$$

onde $\phi_r(e^{j\Omega})$ e $\phi_u(e^{j\Omega})$ são os espectros de potência dos sinais $r(k)$ e $u(k)$, respectivamente. Se o projetista escolher um sinal de entrada de um experimento em malha fechada igual ao sinal de referência em que se deseja seguimento, então $\frac{\phi_r(e^{j\Omega})}{\phi_u(e^{j\Omega})} = 1$ e o filtro então é apenas dependente em $T_d(e^{j\Omega})$. Assim, quando o controlador ideal não pertence à classe \mathcal{C} , deseja-se minimizar

$$\rho_L = \arg \min J_L^{VR}(\rho), \quad (40)$$

cuja solução é obtida analogamente à equação (37), porém com a adição do filtro $L(z)$. A solução para o problema de otimização (40) pode ser obtida pelo método dos mínimos quadrados como

$$\hat{\rho}_L = \left[\sum_{k=1}^N \varphi_L(k) \varphi_L(k)^T \right]^{-1} \sum_{k=1}^N \varphi_L(k) u_L(k), \quad (41)$$

onde $u_L(k) = L(z)u(k)$ e o vetor regressor $\varphi_L(k)$ é definido como

$$\varphi_L(k) = L(z) \overline{C}(z) \frac{1 - T_d(z)}{T_d(z)} y(k). \quad (42)$$

2.5.1.3 Extensão em caso de ruído e sistemas de fase não-mínima

Até o momento, o método VRFT aqui exposto foi desenvolvido com base na premissa de não existência de ruído e que o sistema não possua zeros de fase não-mínima. Em ambas situações, o método possui uma extensão para lidar com essas complicações. A extensão do método é descrita em (BAZANELLA; CAMPESTRINI; ECKHARD, 2011). Aqui é exposta uma visão geral dessas extensões.

Quando há ruído no sistema, o parâmetro $\hat{\rho}$ resultante da equação (37) é uma variável aleatória, e representa uma estimativa estocástica do parâmetro real ρ_d . Se for aplicado o método formulado para um sistema com ruído, então a estimativa $\hat{\rho}$ é uma estimativa polarizada. Isso significa que mesmo coletando mais dados, não há redução do erro médio entre a estimativa e o valor ideal de ρ . Isso é uma grande desvantagem da formulação do caso ideal. Para solucionar esse problema, os autores estendem a formulação do método com a adição de variáveis instrumentais (VI). Uma das propostas é adição de um experimento repetido para coleta de um segundo conjunto de dados $y'(k)$ utilizando o mesmo sinal de excitação $u(k)$. Em termos gerais, nesse caso é formulado um algoritmo iterativo

para ajuste da estimativa de acordo com os dados de $y(k)$ e $y'(k)$.

Já quanto à existência de zeros de fase não mínima na planta, para evitar problemas de instabilidade na malha fechada, a função de transferência $T_d(z)$ necessita incluir os zeros de fase não mínima em sua estrutura. Escolher um tal modelo de referência aparenta requerer identificar os zeros em um passo de identificação anterior ao projeto do controlador. Idealmente, é desejado não ter de fazer um passo de identificação — essa é uma das motivações de utilizar projeto de controlador baseado em dados. Assim, em uma extensão ao método VRFT existe, em que uma modificação é feita no método — em vez do projetista determinar a função de referência $T_d(z)$, ele apenas determina o denominador, e o método é modificado para identificar os zeros da planta ao mesmo tempo que projeta o controlador.

2.6 Conclusões do capítulo

Nesse capítulo foram estabelecidas as bases teóricas e definições que nortearão os desenvolvimentos dos próximos capítulos. Mais especificamente, no Capítulo 3, o método VRFT será utilizado no projeto de controladores PI para implementação da estratégia CPC. Por sua vez, o Capítulo 4 apresenta o projeto de controladores PR via método VRFT para a estratégia IPC.

3 APLICAÇÃO DO MÉTODO VRFT NO PROJETO DO CPC

Neste capítulo, a aplicação do método VRFT é analisada no contexto particular da regulação de velocidade do rotor em turbinas eólicas, isto é, tomando o problema de controle da turbina pela estratégia CPC. Em particular, são detalhadas as diretrizes para a aplicação do VRFT em termos de ensaio para coleta de dados e escolha do modelo de referência.

Os controladores projetados têm seu desempenho comparado com o controlador *baseline* de uma turbina de 5 MW. Simulações no software FAST ilustram o desempenho em um cenário de rejeição a distúrbio e outro de seguimento de referência. Nesses cenários, são calculados os critérios IAE, ISTC e TUF para comparar o seguimento de referência, o esforço de controle e a fadiga causada as pás, respectivamente.

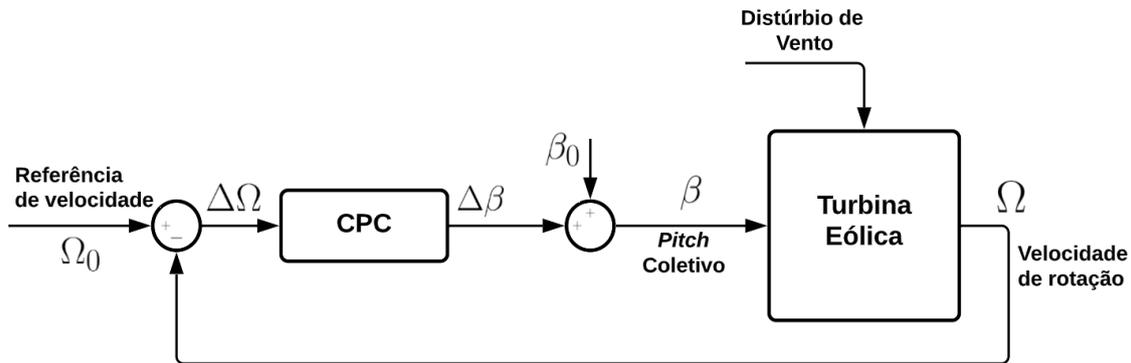
3.1 Metodologia

3.1.1 Considerações iniciais

O objetivo do CPC é ajustar o ângulo de *pitch* de todas as pás de forma coletiva e simultânea, de modo a manter a velocidade do rotor constante em um valor próximo à sua velocidade nominal, independentemente das variações na velocidade do vento. Para isso, o controlador considerado será um PI. Os diagramas de simulação do sistema em malha fechada com os controladores CPC está exposto no Apêndice D.

A aplicação do método VRFT segue a formulação com adição de filtro, conforme equação (40). No contexto do ensaio para coleta de dados do VRFT, é necessário escolher adequadamente o sinal que excite o sistema com as características relevantes para o problema de regulação de velocidade. Como se trata de um sistema não-linear e variante no tempo com a velocidade do vento incidente, questões sobre a influência do ponto de operação em que se coletam os dados são levantadas. Já para o modelo de referência, os requisitos desejados de regulação em regime permanente e da resposta transitória como tempo de acomodação de sobressinal devem ser considerados. Além disso, deseje-se rejeição de distúrbios de vento, portanto a resposta ao distúrbio também tem de ser implicitamente considerada.

Figura 18: Diagrama da estratégia CPC para regulação de velocidade em malha fechada.



Fonte: Do Autor

3.1.2 Cenários de avaliação

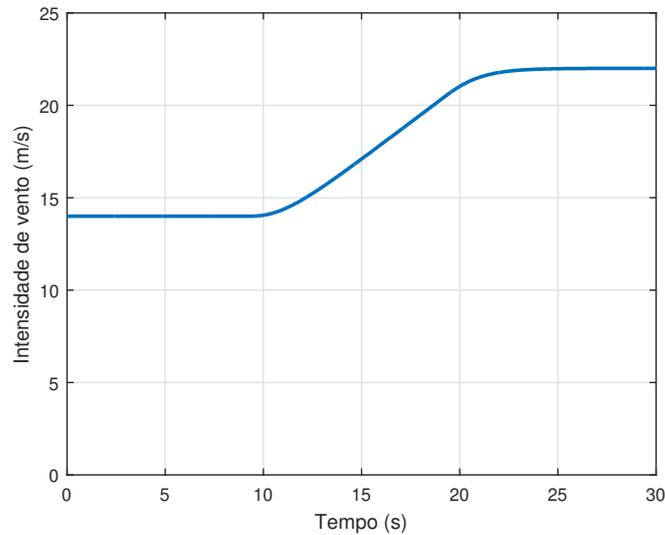
Na Figura 18, um diagrama da configuração do controlador operando em malha fechada e em um ponto de operação definido por (V_0, β_0, Ω_0) é exposto. Essa configuração é necessária uma vez que o projeto do controlador considera um comportamento localmente linear do sistema. Mesmo assim, o desempenho desses controladores será avaliado para condições de vento em toda a região III de operação.

As diretrizes de projeto serão estabelecidas a partir de dois cenários de simulação: de rejeição de distúrbio de vento e mudança de referência de velocidade do rotor. No cenário de rejeição de distúrbio, o sistema com o controlador projetado em malha fechada é submetido a uma rajada de vento coerente definida conforme INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION e descrita na Seção 2.3.2. Essa rajada é ilustrada na Figura 19, tendo velocidade inicial de 14 m/s e aumenta até 22 m/s, percorrendo a maior parte da faixa de operação da região III, que varia de 11,4 a 25 m/s. Portanto, a rejeição de distúrbio do controlador é avaliada em toda a região de operação, e não apenas no entorno do seu ponto de operação de projeto. Com esse cenário, os critérios TUF e IAE_d são calculados, onde o subíndice d refere-se a ser calculado com base na rejeição a distúrbio.

Por fim, o outro cenário é de mudança de referência, onde os controladores estarão operando com velocidade de vento constante V_0 e um salto de 0,8 RPM é aplicado na referência. Nesse cenário, o critério IAE é calculado e denotado por IAE_v , onde v é o valor referente à velocidade de vento ensaiada. Ambos IAE_d e IAE_v são calculados com relação à velocidade de rotação nominal da turbina. Os resultados são comparados com o controlador *baseline* projetado conforme definido na Seção 2.2.1.1.

É importante destacar que para a estimação fidedigna do tempo de vida útil da torre como um todo, uma série de ventos operantes em diferentes regiões de operação seriam necessários. Este trabalho desenvolve controladores de *pitch* que operam somente na região III de operação, então o cálculo do TUF considera apenas ventos nessa região. Como o objetivo é estabelecer uma comparação entre os controladores projetados, o critério TUF

Figura 19: Rajada de vento coerente utilizada no cenário de distúrbio de vento.



Fonte: Do Autor

é apresentado de forma normalizada tendo o controlador *baseline* como base.

3.1.3 Ensaio para coleta dos dados

Para aplicação do VRFT, é necessário definir o ensaio para coleta de dados, a classe do controlador e o modelo de referência desejado. Nessa seção, o ensaio de coleta de dados proposto para projeto de controladores de estratégia CPC por meio do método VRFT é descrito.

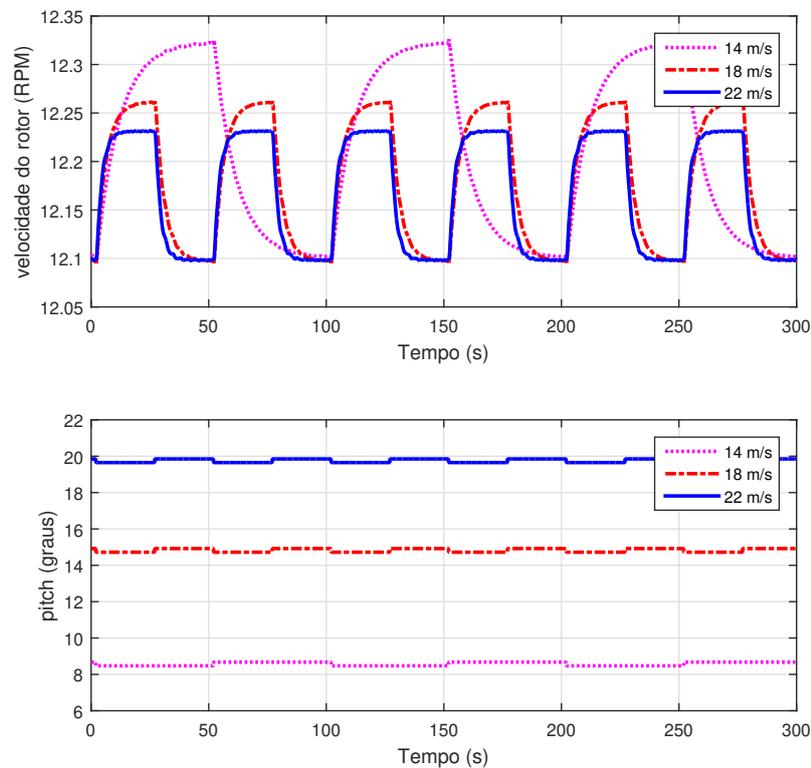
A escolha adequada do ensaio para a geração de dados é crucial para a realização de uma boa identificação do controlador por meio do método VRFT. O sinal de excitação para a coleta de dados deve ser rico o suficiente para garantir a identificação correta do controlador, o que significa que seu espectro deve conter pelo menos p componentes distintas de zero, sendo p o número de parâmetros que se quer identificar. Sinais comumente utilizados na literatura incluem somatórios de senoides de frequências distintas, ondas quadradas e sequências binárias pseudorrandômicas (PRBS) (BAZANELLA; CAMPES-TRINI; ECKHARD, 2011).

Para a turbina eólica, propõe-se que a excitação seja do tipo onda quadrada de pequena amplitude no entorno de um dado valor nominal de operação. Com a escolha de um período adequado, esse sinal se justifica pois os dados coletados capturam características da resposta transitória e em regime permanente do sistema. A amplitude do sinal deve ser tal que o sistema tenha comportamento aproximadamente linear durante a coleta de dados e não viole a restrição de taxa de variação do ângulo de *pitch*. Assim, o sinal de excitação proposto é descrito por

$$u(k) = \beta_0 - \bar{\beta}square(T_0, k), \quad (43)$$

onde β_0 é o ângulo das pás tal que a velocidade de rotação do rotor seja Ω_0 , $\bar{\beta}$ é a amplitude de variação da entrada e $square(T_0, k)$ denota uma onda quadrada variando entre 0 e 1 com período T_0 . O período T_0 é escolhido de forma que a saída atinja o regime permanente em meio período da onda quadrada. O sinal negativo em (43) foi assim escolhido pelo fato que uma diminuição do ângulo das pás provoca um aumento da velocidade do rotor.

Figura 20: Dados coletados em malha aberta para os ventos com velocidade de 14, 18 e 22 m/s.



Fonte: Do autor.

Na Figura 20 são apresentados dados coletados de três simulações em malha aberta nas velocidades de 14, 18 e 22 m/s, com o sinal de excitação proposto. Essas velocidades são escolhidas por representarem valores próximos ao limite inferior, valor médio e limite superior da faixa de variação do vento, respectivamente. As simulações de coleta de dados foram realizadas com $\bar{\beta} = 0, 2^\circ$ e valores de β_0 e T_0 apresentados na Tabela 3.

Observe que a resposta em malha aberta do sistema possui uma característica dominante de primeira ordem, com tempo de acomodação (t_s) e ganho estático (k_{dc}) que variam com o ponto de operação escolhido, conforme também apresentado na Tabela 3. Visando determinar qual é a melhor condição de velocidade do vento para a coleta de dados, na Seção 3.2.1 é avaliado o desempenho dos controladores projetados via VRFT

Tabela 3: Características do sistema e sinal de excitação em cada ponto de operação.

Vento (m/s)	β_0 (°)	t_s (s)	k_{dc} (RPM/°)	T_0 (s)
14	8,67	36	-1,10	100
18	14,92	20	-0,80	50
22	19,85	14	-0,65	50

em cada um desses pontos de operação.

3.1.4 Modelo de referência

Uma parte fundamental do método VRFT é a escolha do modelo de referência desejado $T_d(z)$. Na literatura de turbinas eólicas, o comportamento do sistema em malha fechada é usualmente aproximado por um sistema de segunda ordem e o controlador é projetado baseado em requisitos como frequência natural de oscilação e coeficiente de amortecimento ξ ((JONKMAN; BUTTERFIELD; MUSIAL, 2009)). Apesar disso, também é possível projetar a partir de requisitos no tempo, como máximo sobressinal e tempo de acomodação. Assim, na sequência é considerada uma $T_d(z)$ especificada a partir dessas características.

Em sistemas de tempo contínuo com dominância de um par de polos complexos conjugados, a dinâmica do sistema é caracterizada pela frequência natural de oscilação ω_n e pelo coeficiente de amortecimento ξ desses polos. Por outro lado, os requisitos temporais de desempenho são usualmente expressos em relação aos valores desejados de tempo de acomodação (t_{sd}) e máximo sobressinal (M_{pd} , em %). Dados esses valores e assumindo $M_{pd} > 2\%$, é possível determinar os valores correspondentes de ξ e ω_n através de (OGATA, 2010):

$$\xi = \sqrt{\frac{[\ln(0,01M_{pd})]^2}{\pi^2 + [\ln(0,01M_{pd})]^2}}; \quad \omega_n \approx \frac{4}{t_{sd}\xi}. \quad (44)$$

A partir das relações entre sistemas de tempo contínuo e discreto, segue que $T_d(z)$ deverá ter polos dados por

$$p_{1,2} = e^{T_a(-\xi\omega_n \pm \omega_n\sqrt{\xi^2-1})},$$

onde T_a é o tempo de amostragem, para contemplar os valores de M_{pd} e t_{sd} .

Outro requisito fundamental é a garantia de seguimento de referências constantes em regime permanente, obtido pela imposição de $T_d(1) = 1$. Combinando todos esses requisitos, é proposto o seguinte modelo referência:

$$T_d(z) = \frac{1 - p_1 - p_2 + p_1p_2}{z^2 - (p_1 + p_2)z + p_1p_2}. \quad (45)$$

O efeito de M_{pd} e t_{sd} no desempenho dos controladores projetados pelo método VRFT é

Tabela 4: Critérios de desempenho resultantes das simulações de controladores projetados a partir de diferentes pontos de operação na coleta de dados.

	C_b	C_{14}	C_{18}	C_{22}
IAE_d	1084	556	411	373
TUF_d	100	106	112	112
IAE_{14}	14,30	6,50	10,06	13,09
IAE_{18}	14,33	5,58	5,88	7,28
IAE_{22}	20,23	6,47	5,02	5,42

avaliado na Seção 3.2.2.

3.2 Resultados de simulação

Nessa seção serão apresentadas simulações que servirão de base para as diretrizes de aplicação do método VRFT para o projeto de controladores PI de estratégia CPC.

3.2.1 Efeito do ponto de operação na coleta de dados

Uma vez definidos os modelos de referência, os ensaios para coleta de dados e utilizando a classe de controladores PI como definido em (25), é possível projetar controladores utilizando o método VRFT. Nessa seção, o efeito do ponto de operação escolhido para a coleta de dados é avaliado, isto é, comparando o desempenho dos controladores ao se variar o ponto de operação em que se coletam os dados.

São projetados controladores a partir dos dados coletados nas velocidades de 14, 18 e 22 m/s, apresentados na Figura 20. Esses controladores são denominados de C_{14} , C_{18} e C_{22} , respectivamente. A $T_d(z)$ utilizada foi obtida a partir dos mesmos requisitos de desempenho utilizados no projeto do controlador *baseline* C_b , ou seja, $M_{pd} = 5\%$ e $t_{sd} = 10$ s. A função de transferência de cada um dos controladores é apresentada no Apêndice A.

Os controladores têm seu desempenho medido em dois cenários definidos na Seção 3.1.2, resumidos aqui: no cenário de rajada de vento, são calculados os critérios IAE_d e TUF_d ; e no cenário de mudança de referência são calculados os critérios IAE_{14} , IAE_{18} e IAE_{22} . Observe que cada controlador é avaliado operando em três condições de vento distintas: naquele onde os dados foram coletados e nos outros dois pontos de operação dentro da região III. Assim, os controladores são avaliados operando em ventos velocidade 14, 18 e 22 m/s. A Tabela 4 apresenta os critérios IAE e TUF resultante das simulações.

Note que o valor de IAE resultante dos controladores projetados via VRFT é menor que o obtido com o controlador *baseline* em todos os casos. Considerando a rejeição do distúrbio, o índice IAE_d apresenta uma redução mais significativa entre os controladores C_{14} e C_{18} do que entre os controladores C_{18} e C_{22} . Além disso, os resultados de TUF indicam um aumento de vida útil para os controladores C_{18} e C_{22} . Isso indica um melhor

Tabela 5: Desempenho dos controladores projetados variando-se os requisitos de projeto

	t_{sd} (s)	M_{pd} (%)	IAE_d	TUF (%)	IAE_{18}	$ISTC_d$
C_b	10	5	1084	100	14,33	0,089
C_{b1}	5	15	218	115	7,59	0,184
C_{b2}	5	30	114	113	9,64	0,221
C_{18}	10	5	411	111	5,88	0,180
C_1	8	5	319	111	4,75	0,185
C_2	5	5	204	112	3,17	0,188
C_3	3	5	145	108	2,30	0,187
C_4	1	5	125	116	2,62	1,449
C_5	5	15	118	111	2,61	0,195
C_6	5	30	57	115	3,08	0,202
C_7	5	35	36	121	4,45	0,205
C_8	5	45	25	113	8,75	0,206

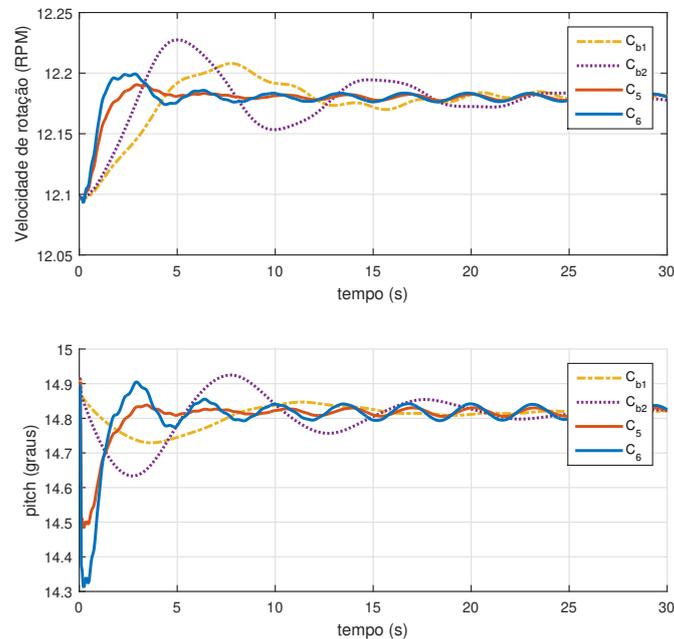
desempenho dos controladores projetados com dados coletados em maiores velocidades de vento. Considerando apenas o seguimento de referências, o ponto de operação mais crítico é em baixas velocidades de vento (14 m/s), onde a dinâmica do sistema em malha aberta é mais lenta. Nesse caso, observa-se um aumento quase linear do critério IAE entre os controladores considerados. Já para a operação em velocidades maiores, o ponto de coleta de dados apresenta pouca influência nesse índice de desempenho.

Dos resultados comparando o desempenho entre os controladores projetados por VRFT a partir de distintos pontos de operação, conclui-se que controladores gerados com dados coletados em velocidades de vento mais baixas tendem a apresentar um pior desempenho para a resposta ao distúrbio. Por outro lado, controladores obtidos com dados coletados em altas velocidades de vento têm pior desempenho na variação do sinal de referência. Além disso, mesmo o controlador *baseline* possuindo uma estrutura de controle mais complexa, os controladores projetados pelo método VRFT apresentaram melhor desempenho. Visando um bom compromisso entre o desempenho para variações de referência e para distúrbios, nas próximas análises são considerados controladores projetados a partir de dados coletados na velocidade de vento intermediária de 18m/s.

3.2.2 Efeito do modelo de referência

Nessa seção, o efeito do requisito de projeto escolhido para construir o modelo de referência é avaliado nos seguintes controladores: C_b e C_{18} previamente projetados; controladores projetados pelo método de (JONKMAN; BUTTERFIELD; MUSIAL, 2009) com diferentes requisitos de desempenho (C_{b1} e C_{b2}); controladores projetados via VRFT para diferentes requisitos de tempo de acomodação e máximo sobressinal (C_1 a C_8). A funções de transferência desses controladores são agrupadas no Apêndice A. A Tabela 5 apresenta os critérios de desempenho resultantes de ensaio à rajada de vento, assim como o requisito de projeto desses controladores.

Figura 21: Comparação do desempenho de controladores da estratégia CPC em malha fechada em resposta ao salto na referência.



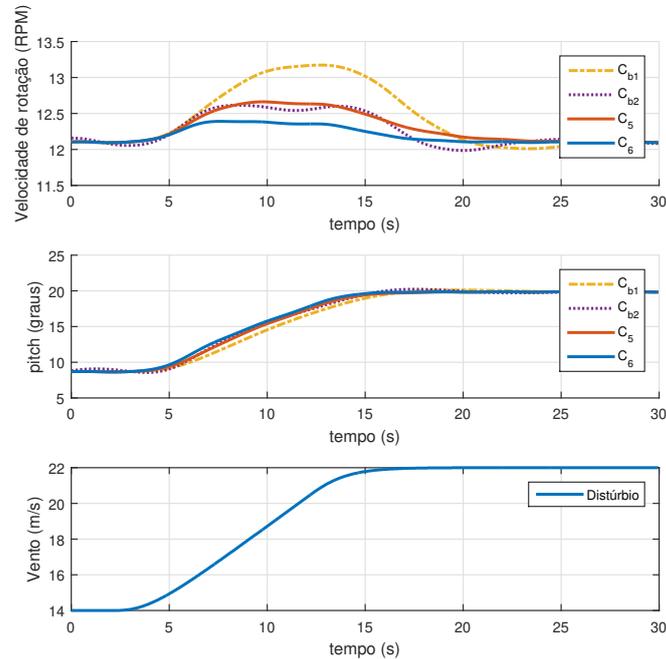
Fonte: Do autor.

O primeiro ponto a ser destacado é que, para os mesmos requisitos de projeto, os controladores projetados via VRFT (C_{18} , C_5 e C_6) apresentam IAE menor e TUF maior que os projetados via abordagem de (JONKMAN; BUTTERFIELD; MUSIAL, 2009) (C_b , C_{b1} e C_{b2} , respectivamente). De C_1 a C_4 , observa-se que o índice IAE_{18} sofre pouca variação com o tempo de acomodação desejado. Por outro lado, a resposta ao distúrbio pode ser melhorada significativamente com a escolha adequada de t_{sd} . Da mesma forma, os resultados para os controladores C_5 a C_8 mostram que a resposta ao distúrbio pode ser melhorada com o aumento do requisito de máximo sobressinal desejado para o sistema em malha fechada, porém com prejuízo do desempenho TUF. Por fim, o índice $ISTC_d$ é semelhante em todos os controladores, exceto em C_b e C_4 , que apresentam menor e maior valor, respectivamente.

Na Figura 21 é mostrada a simulação de resposta ao salto na referência com o sistema operando em malha fechada, de onde é calculado o critério IAE_{18} , para os controladores C_{b1} , C_{b2} , C_5 e C_6 . Note que o tempo de acomodação do ensaio de C_5 e C_6 é de aproximadamente 5 segundos, conforme requisito de projeto, ao contrário dos controladores C_{b1} e C_{b2} , que apresentam um tempo de acomodação de aproximadamente 22 e 15 segundos, respectivamente. Além disso, observa-se uma oscilação sustentada na resposta ao salto diretamente relacionada à frequência de rotação nas pás.

Na Figura 22 é ilustrada a simulação do sistema em malha fechada para o ensaio ao

Figura 22: Comparação do desempenho de controladores da estratégia CPC em malha fechada em resposta à rajada de vento.



Fonte: Do autor.

distúrbio, de onde se calcula o índice IAE_d . Observa-se que os controladores C_{b2} e C_5 apresentam desempenho similar, com desvio máximo de 0,53 RPM na velocidade do rotor. Quanto aos demais controladores, esses desvios são da ordem de 1 RPM para C_{b1} e 0,28 RPM para C_6 . Note que o controlador C_6 projetado via VRFT apresenta um bom compromisso entre os dois critérios de desempenho.

3.2.3 Diretrizes de projeto da estratégia CPC

As diretrizes para a aplicação do VRFT no projeto do CPC em turbinas podem ser resumidos pelos seguintes pontos:

- Definir a classe de controladores \mathcal{C} de controladores PI, tal como definido na equação (24).
- Com o sistema operando num ponto de operação (V_0, β_0, Ω_0) , coletar um conjunto de dados $\{\delta_u(k), \delta_y(k), k = 1, \dots, N\}$ com um sinal de excitação da equação (43). O ponto central (velocidade de vento de 18 m/s) é uma escolha adequada, visto que velocidades de vento mais baixas tendem a gerar controladores com pior desempenho ao distúrbio e altas velocidades de vento geram controladores com pior desempenho para variação do sinal de referência.
- Definir o modelo de referência da resposta em malha fechada do sistema pela equação (43).

ção (45), utilizando tempo de acomodação próximos da resposta em malha aberta do sistema. Modelos de referência com sobressinais próximos a 35% resultam em melhor resposta ao distúrbio, já sobressinais entre 5 e 15% resultam em melhor resposta à mudança de referência;

- Aplicar a solução do algoritmo VRFT conforme equação (41).

3.3 Conclusão do capítulo

Neste capítulo, o método VRFT foi aplicado no projeto de controladores PI para regulação de velocidade do rotor de turbinas eólicas. Pontos fundamentais foram discutidos, como coleta de dados e escolha da função de transferência desejada para o sistema em malha fechada. A partir de simulações no software FAST para uma turbina padrão de 5 MW, foi mostrado que os controladores projetados pelo VRFT apresentam melhor desempenho, tanto para variações de referências na velocidade do rotor quanto na rejeição de distúrbio do tipo rajada de vento, quando comparados ao método de projeto usualmente empregado na literatura. Mesmo utilizando uma estrutura de controlador mais simples, os controladores projetados pelo método VRFT melhoraram o desempenho medido pelos critérios IAE e TUF.

Em específico às diretrizes para a aplicação do VRFT em turbinas eólicas, mostrou-se o efeito que o ponto de operação onde se coletam os dados. Independente do ponto de operação dos dados coletados, os controladores apresentaram desempenho melhor que o controlador *baseline*. Além disso, o efeito dos requisitos de projeto também foi analisado. Para os mesmos requisitos de projeto, os controladores projetados por VRFT apresentaram redução de IAE e aumento de TUF comparados ao controlador *baseline*. Por fim, os resultados deste capítulo foram publicados no Congresso Brasileiro de Automática (LOURENCENA; FLORES; CAMPESTRINI, 2022).

4 APLICAÇÃO DO MÉTODO VRFT NO PROJETO DO IPC

Nesse capítulo, são apresentados os resultados da aplicação do método VRFT para projeto de controladores com objetivo de realizar o IPC.

4.1 Metodologia

4.1.1 Considerações iniciais

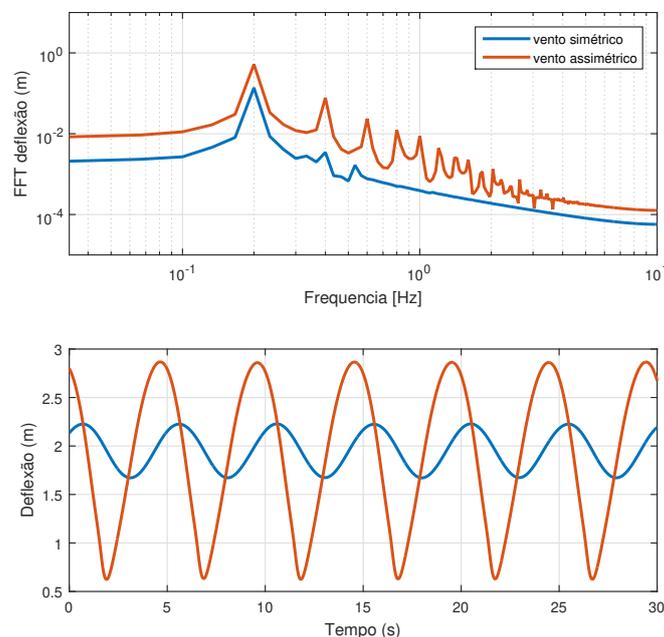
O objetivo do IPC é minimizar as variações das deflexões das pás enquanto o controlador da estratégia CPC mantém a velocidade do rotor na referência desejada. O sistema do ponto de vista IPC é MIMO, de forma que cada pá possui uma deflexão a ser regulada e um *pitch* próprio. Devido à complexidade da interação entre as pás, projetos de IPC comumente assumem simetria e desacoplamento entre as dinâmicas das pás (HOUTZAGER, 2011).

Fundamentado na premissa de desacoplamento e simetria entre as pás, o método VRFT é aplicado em um conjunto de dados de deflexão e *pitch* de apenas uma pá, sendo projetado um controlador PR que é replicado para cada pá. Quanto ao ensaio para coleta de dados, são analisados diferentes sinais de excitação com objetivo de excitar as dinâmicas relevantes do sistema. Além disso, é proposta uma forma sistemática de gerar o modelo de referência $T_d(z)$ para aplicação do método VRFT que considera as características do sinal da deflexão. Essa abordagem se mostra mais simples que abordagens usuais da literatura por não necessitar de transformada de Coleman dos sinais nem de modelagem do sistema.

A eficiência dos controladores IPC projetados é medida através do comportamento do sistema frente a efeitos assimétricos do vento, como *tower shadow* e vento de cisalhamento. Novamente serão considerados os critérios TUF e IAE_γ , que representam os danos de fadiga e a capacidade de regulação da deflexão, respectivamente.

Por fim, baseado nas diretrizes de projeto CPC e IPC, um ensaio único de coleta de dados do sistema é proposto. Com isso, os controladores CPC e IPC são projetados e têm seu desempenho medido em um cenário de rajada de vento assimétrico, para avaliar o desempenho de ambas estratégias de controle operando em paralelo tal como ocorre na

Figura 23: Simulação do efeito de cisalhamento e *tower shadow* no sinal da deflexão das pás do sistema em malha aberta



Fonte: Do autor.

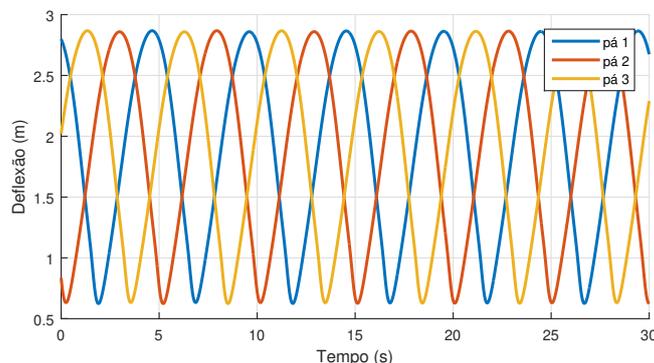
operação completa da turbina na Região III.

4.1.2 Análise do sinal da deflexão

Para analisar o comportamento do sistema IPC, inicia-se observando o comportamento da deflexão de uma pá em malha aberta quando o sistema está sob vento assimétrico. A Figura 23 mostra o sinal de deflexão de uma das pás no domínio do tempo e da frequência quando há presença dos efeitos assimétricos do vento de cisalhamento e *tower shadow*. Na situação simulada, há dois cenários de ventos no qual o sistema é submetido: o cenário de vento simétrico, sendo um vento de velocidade média 18 m/s que atinge igualmente toda a área do rotor, e um cenário de vento assimétrico, que também possui velocidade média de 18 m/s, mas é adicionado o efeito de cisalhamento de vento com $\alpha = 0,2$ e *tower shadow* nos moldes da Seção 2.3.2.

Em ambos cenários, o *pitch* das pás é mantido constante de forma que a velocidade de rotação se mantenha constante em seu valor nominal. Note que a frequência fundamental da deflexão em ambos os casos ocorre em $f_0 = 0,2017$ Hz, valor correspondente a 12,1 RPM. Além disso, no caso do vento assimétrico, há um aumento da amplitude das componentes harmônicas, causado pela interação entre a rotação das pás e as assimetrias do vento. Fica evidente que no cenário de ventos assimétricos, há uma proporção maior das harmônicas de maior ordem. Observando o sinal da deflexão no tempo, nota-se que a

Figura 24: Sinal da deflexão das três pás em resposta ao vento assimétrico



Fonte: Do autor.

amplitude de oscilação é mais de três vezes maior quando há vento assimétrico.

Apesar do sistema ter três pás, apenas a deflexão de uma pá foi apresentada. Na Figura 24 o mesmo sinal da deflexão gerada no cenário de vento assimétrico é exposto em conjunto com os sinais das outras duas pás. Note que os sinais de deflexão são defasados em 120° , o que é esperado devido à simetria e o fato de haver 3 pás. Assim, para facilitar a visualização dos sinais da deflexão e *pitch*, quando forem expostos em gráficos, apenas o sinal de uma pá é apresentado. Da mesma forma, quando os critérios de desempenho forem calculados, só é apresentado o critério correspondente a uma pá, pois se assume que o comportamento entre as mesmas seja simétrico.

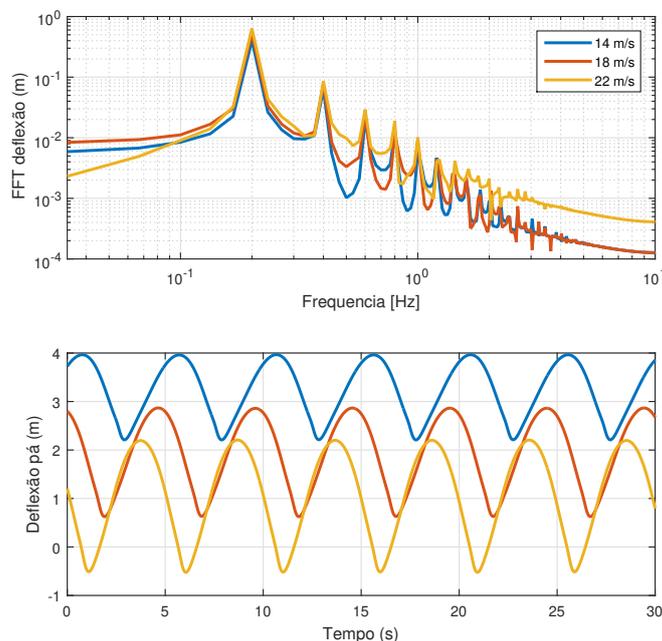
Assim como no projeto CPC, a diferença de comportamento do sistema em distintos pontos de operação será analisada, definidos pelas velocidades de vento de 14, 18 e 22 m/s. Na Figura 25 são apresentados os sinais de deflexão no domínio do tempo e da frequência do sistema operando em malha aberta com velocidade de rotação nominal e *pitch* fixo em um dado valor que resulta na velocidade de rotação desejada.

A deflexão exibe picos de deflexão nas harmônicas múltiplas da frequência $f_0 = 0,2017$ Hz, independente da velocidade de vento incidente. A frequência fundamental ser a própria rotação nominal do rotor não é coincidência, visto que a variação periódica na deflexão é causada interação do vento em conjunto com a periodicidade da rotação do rotor — tal que se o sistema estivesse em um ponto de equilíbrio com velocidade de rotação distinta, os picos de deflexão surgiriam em múltiplos dessa nova frequência de rotação.

Além disso, a magnitude da deflexão na frequência fundamental para o ensaio no ponto de 22 m/s é de 0,63 m, já a segunda harmônica é reduzida a 0,09 m e a terceira a 0,03 m. O decaimento da contribuição de harmônicas maiores é rápido, justificando a razão de controladores IPC usualmente se preocuparem apenas com a frequência fundamental e, por vezes, com a segunda harmônica (HOUTZAGER, 2011).

As características dos ensaios da Figura 25 são detalhadas na Tabela 6. Aqui destaca-

Figura 25: Simulação da deflexão do sistema em malha aberta para ventos assimétricos com velocidades de 14, 18 e 22 m/s.



Fonte: Do autor.

Tabela 6: Características da deflexão do sistema simulado em malha aberta em resposta ao vento assimétrico em cada ponto de operação.

Vento (m/s)	<i>Pitch</i> ($^{\circ}$)	Amplitude ¹ (m)	Deflexão média γ_0 (m) (s)
14	8,49	1,80	3,10
18	14,76	2,23	1,75
22	19,71	2,70	0,90

se um comportamento importante: conforme se aumenta a velocidade de vento, diminui-se a deflexão média e aumenta-se a amplitude de deflexão. Isso ocorre devido ao fato que entre os cenários, o fator de cisalhamento α é mantido constante em 0,2, então quanto maior o vento médio, menor a diferença proporcional entre a força incidente na pá na posição superior com relação à pá inferior.

4.1.3 Classe do controlador

Diferentemente do caso CPC, onde a classe PI é a classe de controlador majoritariamente utilizada nas turbinas, no caso IPC uma gama de diferentes classes de controladores é utilizada na literatura e na prática. Nesse contexto, baseado no objetivo de rejeição de oscilações de frequências fixas, propõe-se a utilização da classe de controladores PR.

Na Seção 2.4.2.2, a equação (30) apresenta a formulação do controlador PR para a

¹Amplitude pico a pico.

frequência fundamental e segunda harmônica da deflexão. Essa equação, aqui repetida para facilitar a visualização, é utilizada como classe de controlador para aplicar o método VRFT.

$$\rho_{PR}^T = \begin{bmatrix} k_P \\ k_{R_{11}} \\ k_{R_{12}} \\ k_{R_{21}} \\ k_{R_{22}} \end{bmatrix}, \bar{C}_{PR}(z) = \rho_{PR} \begin{bmatrix} 1 \\ \frac{1}{z^2 - 2\cos(\Omega_d)z + 1} \\ \frac{z}{z^2 - 2\cos(\Omega_d)z + 1} \\ \frac{1}{z^2 - 2\cos(2\Omega_d)z + 1} \\ \frac{z}{z^2 - 2\cos(2\Omega_d)z + 1} \end{bmatrix}. \quad (46)$$

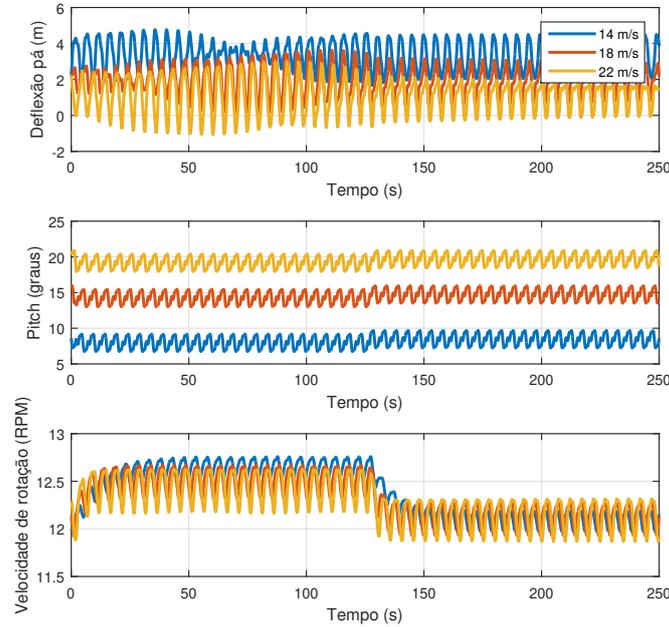
Como pode ser visto na transformada de Fourier do sinal da deflexão do sistema em malha aberta, na Figura 25, a magnitude da terceira harmônica é significativamente menor quando comparada à frequência fundamental e segunda harmônica. Assim, optou-se por restringir a análise aos controladores PR com um ou dois modos ressonantes. Além disso, foram testados controladores PR com a inclusão da terceira harmônica, porém os ganhos não foram significativos em termos de redução da deflexão e o método VRFT apresentou maior propensão a gerar controladores que instabilizavam o sistema em malha fechada. A utilização de até dois modos ressonantes está de acordo com o que é considerado na literatura corrente (SANTONI et al., 2023).

4.1.4 Ensaio para coleta de dados

Em comparação à coleta de dados para o projeto CPC, o sistema do ponto de vista do IPC apresenta uma maior complexidade na formulação do ensaio. Como possui três entradas e três saídas, há a possibilidade de inserir uma excitação em apenas uma das entradas, ou em todas ao mesmo tempo (análogo ao realizado no CPC). Considerando o controle de cada pá desacoplado, acionar apenas uma das entradas enquanto mantém as outras constantes no ponto de operação é a forma mais coerente de aproximar a relação entre o *pitch* de uma pá e sua respectiva deflexão. Apesar disso, o uso de *pitch* coletivo no ensaio evita a ocorrência de cargas assimétricas nas pás e nas estruturas de fixação da turbina. Assim, propõe-se um experimento com entrada coletiva para obtenção de dados para o projeto do controlador IPC. É importante ressaltar que nesse ensaio, o controlador CPC não está presente, de forma que o ensaio é realizado em malha aberta.

Novamente, a escolha do sinal de excitação adequado é fundamental para boa identificação do controlador pelo método VRFT. No caso do projeto CPC, um sinal de onda quadrada é adequado, visto que se deseja seguimento de referência constante. Analogamente, no IPC deseja-se rejeitar frequências específicas, portanto são propostos três sinais de excitação u_{c1} , u_{c2} e u_{c3} com diferente composição harmônica:

Figura 26: Dados coletados em diferentes pontos de operação com o sistema em resposta ao sinal u_{c3} para aplicação do VRFT no caso IPC.



Fonte: Do autor.

$$u_{c1}(k) = \beta_0 + \bar{\beta} \text{square}(T_0, k) + \bar{\beta} \text{sen}(\Omega_d k), \quad (47)$$

$$u_{c2}(k) = \beta_0 + \bar{\beta} \text{square}(T_0, k) + \bar{\beta} \text{sen}(\Omega_d k) + \frac{\bar{\beta} \text{sen}(2\Omega_d k)}{2}, \quad (48)$$

$$u_{c3}(k) = \beta_0 + \bar{\beta} \text{square}(T_0, k) + \bar{\beta} \text{sen}(\Omega_d k) + \frac{\bar{\beta} \text{sen}(2\Omega_d k)}{2} + \frac{\bar{\beta} \text{sen}(3\Omega_d k)}{4}. \quad (49)$$

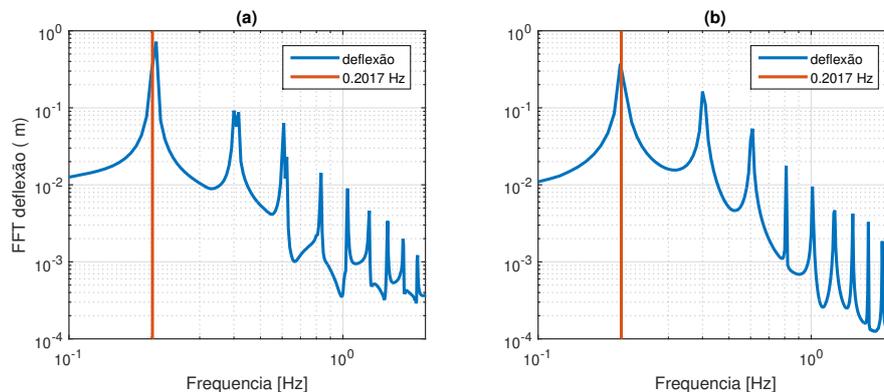
A notação 'c' desses sinais ressalta serem sinais de excitação utilizados coletivamente, isto é, o mesmo sinal para todas as pás em cada cenário de coleta. Nesses sinais, foram considerados $T_0 = 250$ segundos, $\Omega_d = 2\pi f_0 T_a$, e $\bar{\beta} = -1^\circ$. Esses sinais podem ser descritos por uma componente de tipo salto acrescida de senoides escolhidas para excitar as frequências de interesse, onde o salto para de atuar após 125 segundos. Além da variação constante, os sinais u_{c1} , u_{c2} e u_{c3} diferem entre si pela excitação adicional nas frequências fundamental, segunda e terceira harmônica, respectivamente.

A análise da diferença entre esses sinais de excitação no desempenho do projeto será realizada na Seção 4.2.1. Aqui, primeiro é analisado o comportamento da deflexão em diferentes pontos de operação. Por esse motivo, a Figura 26 apresenta um ensaio do sistema em malha aberta excitado com o sinal u_{c3} para ventos incidentes com velocidades de 14, 18 e 22 m/s. São expostos os dados da deflexão e *pitch*, os quais são utilizados

como entrada e saída no método VRFT, e a velocidade de rotação. Note que o sistema é excitado apenas por um período da onda quadrada, por ser suficiente para popular os dados com as características do sistema. Observando a velocidade de rotação, há dois cenários que ocorrem na simulação: quando o sistema está fora do ponto de operação nominal, até 125 segundos, ou quando está próximo do ponto de operação nominal, após 125 segundos, sendo a componente do tipo salto que determina em qual dos cenários o sistema está.

Para auxiliar a análise, na Figura 27 é mostrada a resposta em frequência da deflexão das pás comparando o sinal em regime permanente antes e depois de 125 segundos, para a velocidade de vento de 18 m/s. Comparando com a decomposição espectral do sinal da deflexão do sistema com *pitch* constante (Figura 25), observe que o sinal de excitação escolhido aumentou a proporção da amplitude da deflexão na fundamental, segunda e terceira harmônica. Além disso, durante a ação do salto, a frequência fundamental desloca para 0,208 Hz, correspondente a 12,5 RPM.

Figura 27: Decomposição espectral da deflexão dos coletada em vento de 18 m/s, onde a componente do salto ocorre em $t = 125$ s. (a) regime permanente antes de 125s (b) regime permanente após 125s.



Fonte: Do autor.

4.1.5 Modelo de referência

Nessa seção, um método construtivo do modelo de referência $T_{dIPC}(z)$ para o projeto do IPC é proposto. No projeto CPC, o modelo de referência foi especificado considerando os requisitos da resposta transitória como tempo de acomodação e sobressinal desejados. No projeto IPC, o objetivo impõe condições sobre o desempenho em regime permanente do controlador, mais especificamente, deseja-se a rejeição de distúrbios periódicos na deflexão. Além disso, a classe de controlador PR escolhida possui propriedades inerentes de seguimento de referências periódicas e rejeição de distúrbios que devem ser consideradas na escolha do modelo.

Baseado no comportamento periódico da deflexão em malha aberta com uma entrada

de *pitch* constante, observa-se que a função de transferência de tempo contínuo do distúrbio na deflexão pode ser localmente representada por um sistema com polos imaginários puros em $s = \pm jh\omega_0$, $h = 1, 2, \dots$. Nesse caso, ω_0 é a frequência angular equivalente à velocidade de rotação nominal Ω_0 , definida por $\omega_0 = 2\pi f_0$. Para não alterar significativamente a natureza da planta e ainda levar em conta a mitigação das componentes fundamental e segunda harmônica decorrente do controlador ressonante, foi escolhido um modelo de referência que tenha polos em $s = -\xi\omega_n \pm j\omega_0$ e $s = -2\xi\omega_n \pm j2\omega_0$, onde $\omega_n = \omega_0/\sqrt{1-\xi^2}$. Assim, variando ξ , tem-se que os polos são deslocados para o interior do semiplano esquerdo do plano complexo, mantendo fixa a sua parte imaginária $j\omega_0$. Em tempo discreto, a função $T_{dIPC}(z)$ deverá apresentar polos em

$$\begin{aligned} p_{1,2} &= e^{(-\xi\omega_n \pm j\omega_0)T_a}, \\ p_{3,4} &= e^{(-2\xi\omega_n \pm j2\omega_0)T_a}, \\ \omega_n &= \frac{\omega_0}{\sqrt{1-\xi^2}}. \end{aligned} \quad (50)$$

Baseado nas escolhas dos pares de polos de (50), a forma geral do modelo de referência é

$$T_{dIPC}(z) = \frac{(\zeta_3 z^3 + \zeta_2 z^2 + \zeta_1 z + \zeta_0)}{(z^2 - \alpha_1 z + \alpha_2)(z^2 - \alpha_3 z + \alpha_4)}, \quad (51)$$

onde as constantes ζ_i são parâmetros livres a serem determinados, e os coeficientes α_i são obtidos a partir dos pares de polos da equação (50).

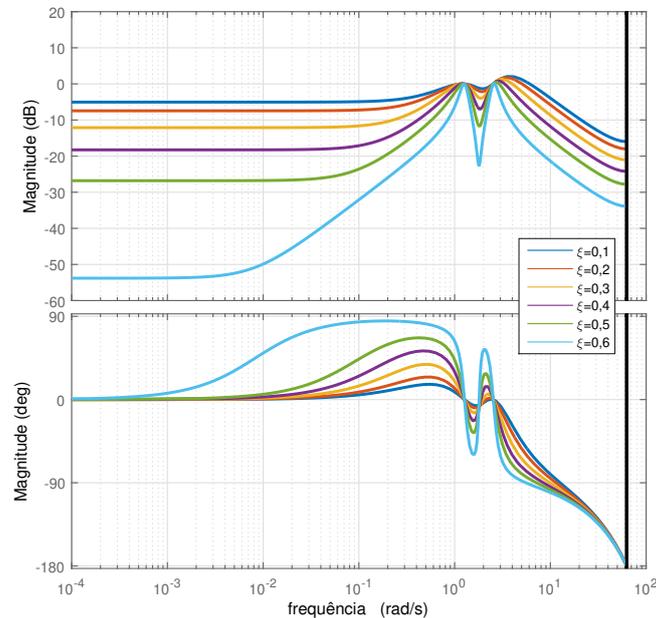
Para finalizar a construção do modelo de referência, resta ainda atender os requisitos de seguimento ou rejeição em regime permanente de sinais periódicos com o conteúdo harmônico especificado. Conforme apresentado na Seção 2.4.2, o controlador PR satisfaz o PMI, resultando em $|T(e^{j\Omega}, \rho)| = 1$ e $\angle T(e^{j\Omega}, \rho) = 0$ para todas as frequências consideradas. Assim, os parâmetros livres ζ_i do denominador de (51) devem ser escolhidos de forma a garantir que:

$$\begin{aligned} |T_{dIPC}(z)|_{z=e^{j\Omega_d}} &= 1, \quad |T_{dIPC}(z)|_{z=e^{j2\Omega_d}} = 1, \\ \angle T_{dIPC}(z)|_{z=e^{j\Omega_d}} &= 0^\circ, \quad \angle T_{dIPC}(z)|_{z=e^{j2\Omega_d}} = 0^\circ. \end{aligned} \quad (52)$$

É relevante apontar que as componentes periódicas da deflexão são causadas por um distúrbio no ponto de equilíbrio do sistema, visto que quando o vento é nulo, a deflexão também é. Mesmo assim, o VRFT pode ser utilizado já que, apesar de ser especificado o desempenho de seguimento de referências, a rejeição de distúrbios nessas frequências é garantida já que $|S_{dIPC}(e^{j\Omega})| = |1 - T_{dIPC}(e^{j\Omega})| = 0$, para todo Ω igual a Ω_d ou $2\Omega_d$.

Na Figura 28 os diagramas de Bode de modelos de referência construídos com distintos coeficientes de amortecimento são apresentados. Observe que o ganho e a fase

Figura 28: Diagramas de Bode dos modelos de referência desenvolvidos para diferentes ξ .



Fonte: Do autor.

desses modelos convergem nos pontos de 1,26 e 2,52 rad/s (equivalente a 12,1 e 24,2 RPM, respectivamente), apresentando magnitude unitária (0dB) e fase de 0° . A magnitude nas frequências diferentes das harmônicas varia significativamente com o valor de ξ , diminuindo conforme $\xi \rightarrow 1$.

Nessa seção, foi proposta uma $T_{dIPC}(z)$ de quarta ordem com polos amortecidos conforme especificado em (51). Um adendo importante é que outras formas de $T_d(z)$ foram avaliadas, e essa é a que apresentou resultados mais consistentes no sentido de gerar controladores que resultem em um sistema em malha fechada estável. Por exemplo, tentativas de utilizar um modelo de referência com polos puramente reais e ajustando os ganhos nas harmônicas, resultaram em controladores instáveis.

4.2 Resultados de simulação

Na seção anterior, as definições necessárias para o projeto de controladores IPC por meio do método VRFT foram elaboradas. Nessa seção, os controladores são projetados variando-se um dos fatores de projeto, enquanto se mantém os outros constantes para explicitar os efeitos de cada escolha e discutir os resultados.

As escolhas do projetista no projeto IPC seguindo as diretrizes propostas podem ser resumidas da seguinte forma:

- Ensaio de coleta de dados: sinal de excitação utilizado; ponto de operação em que se coletam os dados;
- Modelo de referência: coeficiente de amortecimento de projeto ξ .

Além dessas escolhas, o IPC sempre opera com um controlador CPC em paralelo para fazer a regulação de velocidade, conforme é exposto no diagrama de simulação do Apêndice D. Para fim de manter o mesmo controlador CPC em todos os cenários de desempenho dos controladores IPC projetados, sempre é utilizado o controlador *baseline* em paralelo. Os controladores projetados têm seu desempenho medido em cenários de vento de velocidade média constante e efeitos assimétricos, o mesmo cenário definido no ensaio em malha aberta da seção 4.1.2.

4.2.1 Efeito do sinal de excitação na coleta de dados

Nessa seção, o objetivo é investigar a necessidade de senoides com frequências diferentes da fundamental no sinal de excitação para a coleta dos dados. São mantidos constantes o modelo de referência $T_{dIPC}(z)$, a classe de controlador PR e ponto de operação nos quais os dados são coletados. São utilizados três sinais de excitação, u_1 , u_2 e u_3 , que tem suas características agrupadas na Tabela 7 e descritos nas equações (47) a (49).

O modelo de referência escolhido é construído a partir das equações (51) e (52) com $\xi = 0,3$, resultando em

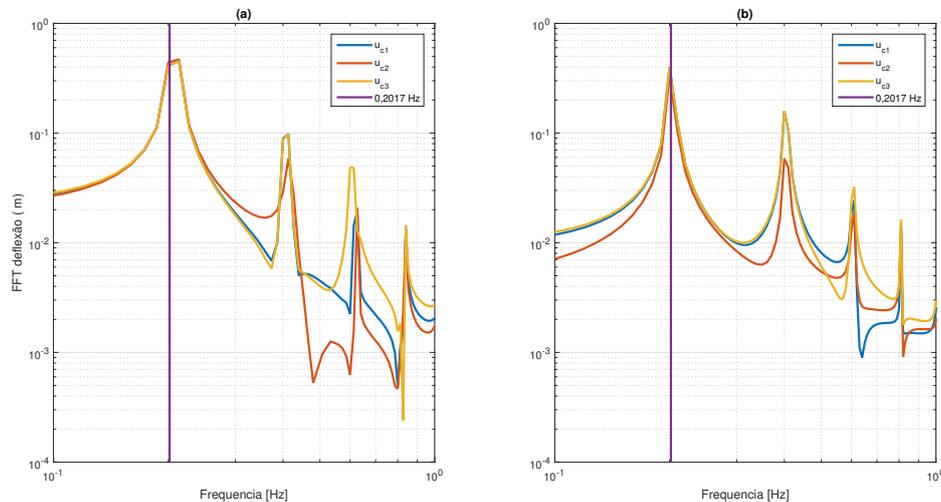
$$T_{dIPC}(z) = \frac{0,11732(z - 0,9908)(z^2 - 1,964z + 0,9728)}{(z^2 - 1,956z + 0,9608)(z^2 - 1,906z + 0,9231)}. \quad (53)$$

Maiores discussões sobre a influência do valor de ξ serão apresentadas na Seção 4.2.3. Além disso, todos os ensaios nessa seção são feitos no ponto de operação de 18 m/s. Com o ensaio para coleta de dados, modelo de referência e classe do controlador especificados, o método VRFT é aplicado para projetar controladores cuja diferença de projeto é apenas o sinal de excitação utilizado no ensaio para coleta dos dados.

A Figura 29 apresenta os dados coletados nos ensaios para cada um dos sinais de excitação definidos. Em particular, é apresentada a transformada de Fourier da deflexão com a ação do salto em (a), e sem salto em (b). Note que em (b), as frequências de pico são mais concentradas, visto que o sistema está mais próximo do ponto de operação. Também observe que os sinais de deflexão gerados pelas excitações u_{c1} , u_{c2} e u_{c3} apresentam amplitude próxima nas frequências fundamental e segunda harmônica (aproximadamente 0,2 e 0,4 Hz). Além disso, a deflexão gerada por u_{c3} apresentou amplitude da terceira harmônica maior que a deflexão gerada por u_{c1} e u_{c2} , como esperado.

Com os dados coletados de cada sinal de excitação, foram projetados os controladores C_{u1} , C_{u2} e C_{u3} , cujas funções de transferência estão expostas no Apêndice B, Tabela 14. Esses controladores têm seu desempenho medido em um cenário de vento assimétrico com velocidade média de 18 m/s, sendo comparados ao controlador C_b , que utiliza apenas

Figura 29: Espectro da deflexão coletada com sinais de excitação variando quantidade de harmônicas excitadas. (a) antes de 125 segundos, com salto (b) após 125 segundos, sem componente do salto)



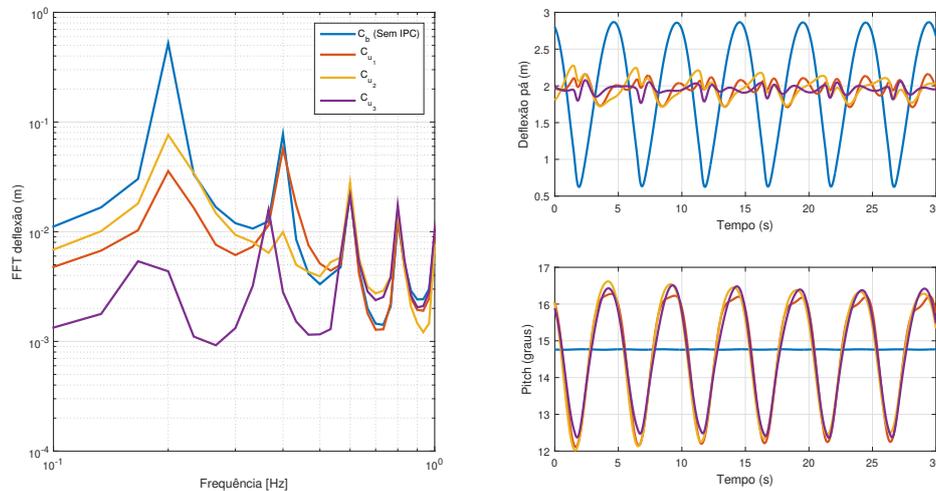
Fonte: Do autor.

o CPC. A Figura 30 mostra os sinais da deflexão e *pitch* desses controladores em resposta a esse cenário, assim como a decomposição frequencial da deflexão. Observe que os controladores projetados por VRFT reduziram a variação da deflexão comparados ao caso sem IPC. Em particular, o controlador C_{u3} apresentou a maior redução, e observando-se a transformada de Fourier do sinal, observa-se que esse controlador teve a maior redução de amplitude na frequência fundamental. Além disso, esse controlador reduziu e deslocou o segundo pico de amplitude para uma frequência de 0,4034 para 0,3667 Hz.

Os critérios de desempenho e a taxa máxima de *pitch* resultantes dos controladores em resposta ao vento assimétrico estão agrupados na Tabela 7. Observando os dados apresentados na tabela, C_{u3} apresentou o menor $\max(\frac{du}{dt})$ entre os controladores projetados por VRFT. Atente que todos os sinais de excitação estão abaixo do limite de $8^\circ/s$ que é a taxa de variação máxima de *pitch* dessa turbina.

Agora observe na Tabela 7 os critérios IAE_γ e TUF resultantes de cada controlador. Apesar de C_{u1} e C_{u2} reduzirem o IAE_γ , ambos apresentaram redução do critério TUF comparados ao controlador *baseline*. Isso ocorre porque apesar de reduzirem a deflexão, o fazem com uma maior variação do sinal de controle, que contabiliza para aumento da fadiga mecânica. Por outro lado, o controlador C_{u3} apresentou redução da métrica IAE_γ e aumento de 24% do critério TUF comparado a este mesmo controlador. O melhor desempenho de C_{u3} é compatível com o esperado, visto que ele excita mais as características do sistema nas frequências em que deseja-se reduzir a oscilação.

Figura 30: Resposta em regime permanente do sistema em malha fechada com controladores projetados variando o sinal de excitação da coleta em ensaio de vento assimétrico de velocidade 18 m/s.



Fonte: Do autor.

Tabela 7: Desempenho dos controladores projetados a partir de dados coletados com diferentes sinais de excitação em resposta ao vento assimétrico.

Controladores	$\max\left(\frac{du}{dt}\right)$ ($^{\circ}/s$)	IAE $_{\gamma}$	TUF (%)
C_b	0	402	100
C_{u_1}	3,35	57,8	72
C_{u_2}	3,32	89,4	99
C_{u_3}	2,82	29,4	124

A partir dos resultados expostos, conclui-se que utilizar sinais de excitação com parcelas senoidais até terceira harmônica melhora a capacidade do método VRFT encontrar um controlador que reduza a deflexão. Por esse motivo, os próximos controladores serão projetados com dados gerados utilizando o sinal de excitação u_{c3} .

Um adendo relevante sobre a escolha do sinal de excitação é que tentativas de sinais apenas do tipo salto ou apenas senoidais resultaram em projeto de controladores IPC instáveis ou com pouca redução do conteúdo harmônico da deflexão. A hipótese que surge desse comportamento é que, como a função de transferência do *pitch* na deflexão apresenta polos oscilatórios de frequência variante, uma excitação mais complexa é necessária para o método VRFT identificar o controlador capaz de levar o sistema ao modelo de referência desejado.

4.2.2 Efeito do ponto de operação na coleta de dados

Nessa seção, o efeito do ponto de operação na coleta de dados é analisado. Mantendo constante o modelo de referência, sinal de excitação e a classe do controlador, são projeta-

dos controladores PR de estratégia IPC variando-se apenas o ponto de operação nos quais os dados foram coletados. Os controladores projetados têm seu desempenho simulado em três cenários de simulação onde o desempenho é avaliado pelos critérios IAE_γ e TUF.

Os controladores são submetidos em cenários de vento médio constante com os efeitos assimétricos de *tower shadow* e vento de cisalhamento, conforme definido na Seção 2.3.2. Eles têm seu desempenho medido em cenários de velocidade de vento médio 14, 18 e 22 m/s, por serem os pontos de operação onde os dados foram coletados. O modelo de referência é o mesmo da seção anterior, definido na equação (53).

Utilizando o método VRFT, foram projetados os controladores $C_{14\gamma}$, $C_{18\gamma}$ e $C_{22\gamma}$ para os dados coletados com velocidade de vento 14, 18 e 22 m/s, respectivamente. Eles têm seu desempenho comparado ao controlador *baseline*, que utiliza apenas estratégia CPC. A função de transferência desses controladores se encontra no Apêndice B, na Tabela 15. Na Figura 31 é apresentada a resposta desses três controladores atuando em resposta ao cenário de vento de 18 m/s.

Observando a deflexão ao longo do tempo, fica evidente que os controladores $C_{14\gamma}$ e $C_{18\gamma}$ reduziram a variação da deflexão em comparação ao controlador *baseline*, enquanto $C_{22\gamma}$ apresentou deflexão similar mesmo com a presença do controlador da estratégia IPC. No espectro da deflexão fica evidente o comportamento: os controladores $C_{14\gamma}$ e $C_{18\gamma}$ reduziram a amplitude na frequência fundamental e na segunda harmônica, havendo um deslocamento no pico correspondente à segunda harmônica para a esquerda. Enquanto isso, o controlador $C_{22\gamma}$ reduziu apenas a deflexão na segunda harmônica, não conseguindo reduzir na frequência fundamental.

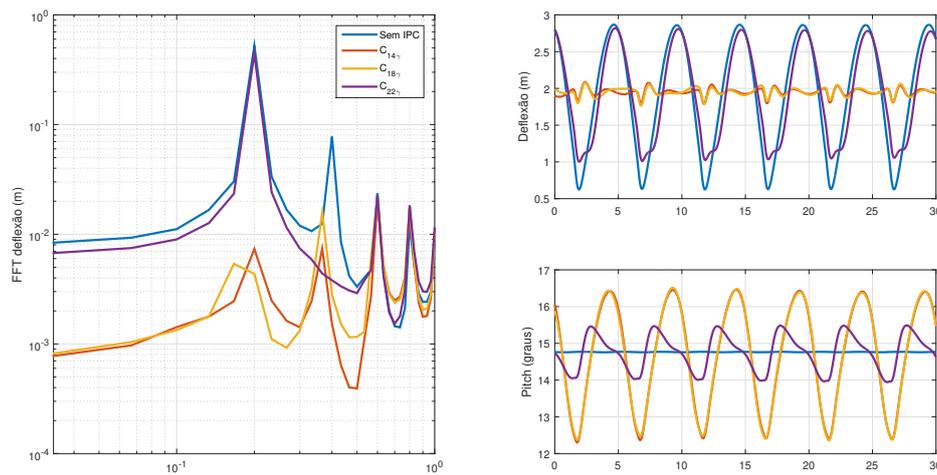
Para auxiliar a análise, a Tabela 8 apresenta os resultados de IAE_γ para esses controladores nos três cenários de ensaio. Há uma redução de uma ordem de magnitude no critério IAE_γ para os controladores $C_{14\gamma}$ e $C_{18\gamma}$, enquanto $C_{22\gamma}$ apresentou valor semelhante ao controlador *baseline*. No caso do ensaio em velocidade de vento de 22 m/s, os controladores apresentaram um aumento de IAE, evidenciando ser um ponto de operação mais crítico para a deflexão. Como o desempenho de $C_{22\gamma}$ fora próximo ao do controlador *baseline*, conclui-se que velocidades de ventos elevadas devem ser evitadas na coleta de dados para o projeto dos controladores da estratégia IPC.

Analisando os resultados expostos aqui, conclui-se que o desempenho de $C_{18\gamma}$ foi melhor nas velocidades de 18 e 22 m/s e similar ao desempenho de $C_{14\gamma}$ na velocidade de 14 m/s. Portanto, o ponto central da região III de operação, quando o vento possui velocidade de 18 m/s, é um ponto adequado para coleta de dados para o projeto do IPC. Assim, escolheu-se projetar os próximos controladores a partir dos dados coletados nesse ponto de operação.

Tabela 8: Desempenho dos controladores projetados a partir de diferentes pontos de operação na coleta de dados em resposta ao vento assimétrico.

Velocidade de vento (m/s)	Sem IPC	$C_{14\gamma}$	$C_{18\gamma}$	$C_{22\gamma}$
	IAE $_{\gamma}$	IAE $_{\gamma}$	IAE $_{\gamma}$	IAE $_{\gamma}$
14	309	22,4	23,7	326
18	402	27,4	24,9	402
22	485	74,7	60,2	470

Figura 31: Resposta em regime permanente do sistema em malha fechada com controladores projetados em cada ponto de operação em ensaio de vento assimétrico de velocidade 18 m/s.



Fonte: Do autor.

Tabela 9: Desempenho dos controladores IPC projetados variando-se o coeficiente de amortecimento de projeto em resposta ao vento assimétrico

C_{IPC}	ξ	IAE_γ	TUF (%)	$Max(\frac{du}{dt})$ ($^\circ/s$)
Sem IPC	-	402	100	0,02
$C_{1\gamma}$	0,1	312	114	1,66
$C_{2\gamma}$	0,2	78,1	119	2,24
$C_{3\gamma}$	0,3	24,9	124	2,67
$C_{4\gamma}$	0,4	23,7	127	2,89
$C_{5\gamma}$	0,5	20,2	122	3,46
$C_{6\gamma}$	0,6	31,9	118	5,33

4.2.3 Efeito do modelo de referência

Nessa seção, o efeito do requisito de projeto utilizado para construir o modelo de referência é analisado. Os controladores são projetados utilizando a classe de controlador PR da equação (46), o sinal u_{c3} para coletar dados no ponto de operação de velocidade de vento de 18 m/s, conforme apresentado na Figura 26. A partir do modelo de referência apresentado na Seção 4.1.5, o parâmetro a ser variado é o coeficiente de amortecimento ξ dos polos.

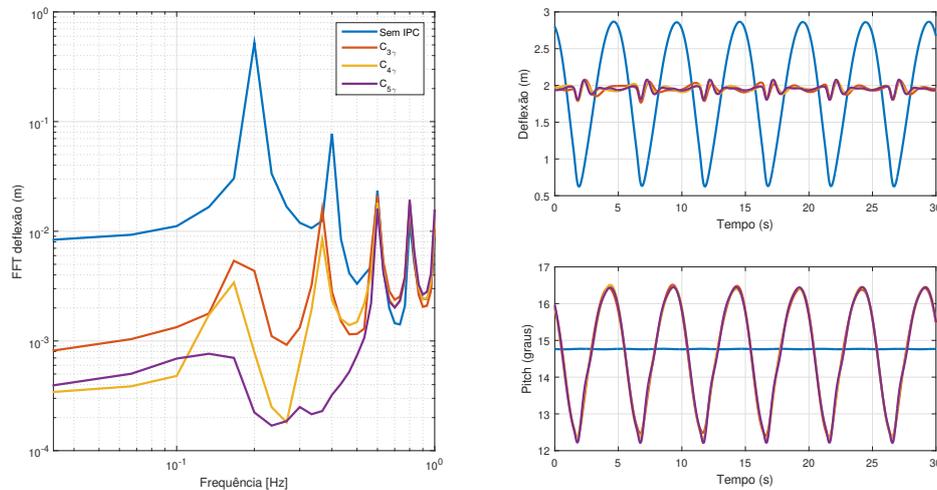
Os controladores têm seu desempenho de critérios IAE_γ e TUF comparados em um cenário de vento constante de 18 m/s com os efeitos assimétricos de vento de cisalhamento e *tower shadow*. Aplicando o método VRFT, são projetados os controladores $C_{1\gamma}$ a $C_{6\gamma}$, cuja função de transferência é apresentada na Tabela 16 do Apêndice B.

A Tabela 9 contém os critérios TUF e IAE_γ resultantes desses controladores, assim como o ξ de projeto. Comparando o desempenho dos controladores projetados com o controlador *baseline* (sem IPC), houve uma redução no IAE_γ de até 95% nos controladores onde os polos da $T_{dIPC}(z)$ são mais amortecidos, implicando em um aumento do critério TUF de até 27%. Também evidencia-se que existe um valor ótimo de ξ e que, a partir dele, o aumento do ξ não acarreta redução do IAE_γ e aumento do TUF, como evidenciado pelo controlador $C_{6\gamma}$.

Quanto à taxa de variação máxima do *pitch*, os controladores projetados por VRFT apresentaram taxa menor que o limite dessa turbina. Também observa-se que essa taxa aumenta significativamente com o valor de ξ , porém sem um ganho efetivo na redução da deflexão após o valor ótimo.

A Figura 32 ilustra a resposta ao ensaio que gerou a Tabela 9 para os controladores $C_{3\gamma}$, $C_{4\gamma}$, $C_{5\gamma}$ e sem IPC. A figura mostra o *pitch*, a deflexão e a decomposição espectral da deflexão. Entre os controladores projetados por VRFT, houve uma grande redução da amplitude da deflexão na frequência fundamental. Quanto à segunda harmônica, $C_{5\gamma}$ reduziu quase toda sua amplitude, enquanto $C_{3\gamma}$ e $C_{4\gamma}$ reduziram menos e deslocaram a frequência de pico para em torno de 0,4 Hz (de 0,4034 Hz). Além disso, o comportamento da deflexão da terceira harmônica em diante se manteve inalterado. Observando o sinal

Figura 32: Resposta do sistema em malha fechada com principais controladores IPC projetados em resposta ao vento assimétrico.



Fonte: Do autor.

da deflexão no tempo, os três controladores projetados por VRFT apresentaram redução de em torno de 90% na variação máxima da deflexão.

A partir dos resultados expostos, conclui-se que os controladores da estratégia IPC projetados cumpriram com seu objetivo de reduzir a variação da deflexão e o aumentaram a vida útil da turbina quando comparados ao controlador usual da turbina. Modelos de referência construídos a partir de ξ entre 0,3 a 0,5 apresentaram os melhores resultados.

4.2.4 Diretrizes de projeto da estratégia IPC

As diretrizes para a aplicação do VRFT no projeto do IPC em turbinas podem ser resumidos pelos seguintes pontos:

- Definir a classe de controladores \mathcal{C} de controladores PR com ressonância nas frequências fundamental e segunda harmônica, tal como na equação (46).
- No ensaio de coleta de dados, o sinal deve excitar mais harmônicas que somente as consideradas no controlador PR, em particular a terceira harmônica. Além disso, os dados não devem ser coletados com velocidades de vento incidentes no limite superior da região III, sendo as velocidades de vento de 14 e 18 m/s adequadas.
- Existe um valor ótimo de coeficiente de amortecimento para a $T_{dIPC}(z)$ proposta. Valores de amortecimento de 0,3 a 0,5 apresentam um bom compromisso entre os critérios IAE_γ e TUF. Valores maiores de ξ aumentam a variação total do sinal de controle, podendo implicar em maior fadiga mecânica, enquanto valores menores reduzem a ação do controle IPC.

4.3 Ensaio único para projeto de CPC e IPC

Visando reduzir o número de ensaios na planta, nessa seção é proposto um ensaio único para o projeto dos controladores CPC e IPC. Apesar do ensaio para a coleta de dados ser único, o projeto dos controladores ainda é realizado de forma independente seguindo os procedimentos apresentados anteriormente. Observe que no projeto do controlador da estratégia CPC, utilizou-se um sinal de excitação do tipo onda quadrada, coletando a coleta da velocidade do rotor; no projeto do controlador utilizado no IPC, foi proposto um sinal de excitação com uma onda quadrada acrescida de senóides ponderadas e é feita a coleta do sinal de deflexão das pás. Assim, unindo ambos objetivos, propõe-se o seguinte sinal de excitação:

$$u(k) = \beta_0 + 4\bar{\beta}\text{square}(T_0, k) + \bar{\beta}\text{sen}(\Omega_d k) + \frac{\bar{\beta}\text{sen}(2\Omega_d k)}{2} + \frac{\bar{\beta}\text{sen}(3\Omega_d k)}{4}. \quad (54)$$

Note que o formato de excitação é semelhante ao utilizado no ensaio específico IPC, porém a onda quadrada teve a sua amplitude aumentada em 4 vezes para melhor refletir a resposta ao salto do sistema. Novamente utilizou-se $\bar{\beta}=1^\circ$ e $T_0 = 250$ s. Dessa vez, para evitar que o sinal de excitação ultrapasse o limite de máxima variação de *pitch* de $8^\circ/s$, a ação da onda quadrada foi interpolada ao longo de 8 amostras (0,4 segundo), de forma que a máxima variação desse sinal foi de $5^\circ/s$.

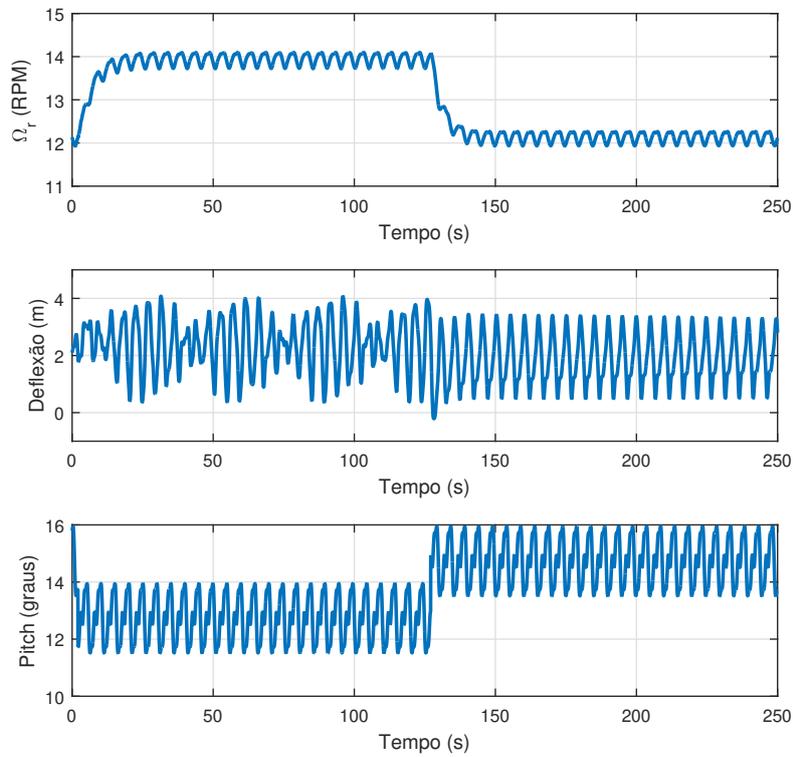
A Figura 33 apresenta os dados obtidos no ensaio em malha aberta, com vento de cisalhamento e *tower shadow*, utilizando o sinal de excitação definido em (54) e velocidade do vento médio de 18 m/s. Essa velocidade de vento é escolhida baseada nos desenvolvimentos dos capítulos anteriores, a qual resultou em controladores com desempenho adequado para toda a faixa de velocidades de vento. A partir desses dados, a seguir serão projetados controladores das estratégias CPC e IPC.

4.3.1 Projeto de controladores para o CPC a partir de ensaio único

Considerando os dados da Figura 33, a classe de controladores PI da equação (25) e a estrutura do modelo de referência tal qual definido na equação (46), o projeto dos controladores utilizado no CPC via VRFT resultou nos controladores C_{18u} , C_{5u} e C_{6u} , agrupados no Apêndice C, na Tabela 17. Os requisitos de projeto são escolhidos para comparar com os controladores previamente projetados C_{18} , C_5 e C_6 .

O desempenho desses controladores nesse cenário é agrupado na Tabela 10 considerando os ensaios e métricas de desempenho considerados no Capítulo 3. Os controladores C_{18u} e C_{5u} resultaram em desempenho próximo dos controladores considerando os ensaios isolados anteriormente. Já para C_{6u} , onde os requisitos de projeto são mais críticos, o desempenho foi pior, principalmente do ponto de vista do critério TUF. Isso indica que para o caso mais crítico, a adição de dinâmicas periódicas nos sinais de coleta de dados

Figura 33: Ensaio de coleta de dados para CPC e IPC em conjunto.

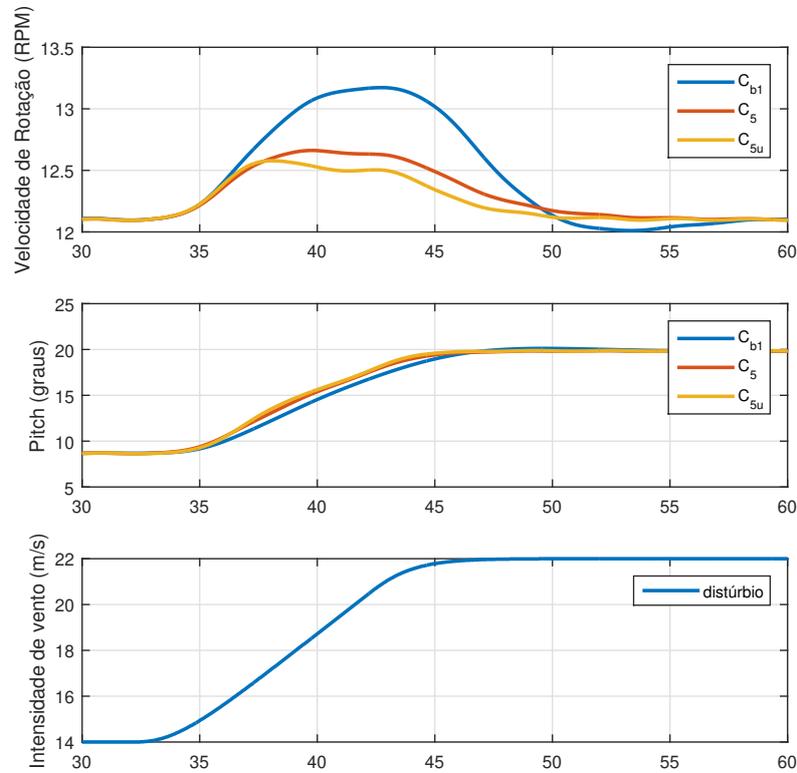


Fonte: Do autor.

Tabela 10: Desempenho dos controladores CPC projetados com dados coletados em ensaio único e específico, em resposta à rajada de vento coerente.

C_{IPC}	t_s (s)	M_{pd} (%)	IAE_d	TUF (%)
C_b	10	5	1084	100
C_{b1}	5	15	218	115
C_{18}	10	5	411	111
C_5	5	15	118	111
C_6	5	30	59	115
C_{18u}	10	5	385	115
C_{5u}	5	15	90	112
C_{6u}	5	30	111	84

Figura 34: Resposta à rajada de vento comparando desempenho de controladores projetados por ensaio único e específico.



Fonte: Do autor.

resultou em um controlador menos efetivo.

Para ilustrar os resultados da tabela, a Figura 34 mostra a resposta dos controladores C_{5u} , C_5 e C_{b1} à rajada de vento. Ambos controladores projetados por VRFT — C_{5u} e C_5 — apresentaram melhor rejeição ao distúrbio de vento que C_{b1} . Além disso, o controlador projetado a partir de dados únicos apresentou redução do distúrbio ligeiramente maior com relação a C_5 . Considerando o desempenho geral, conclui-se que para o CPC, o projeto via VRFT com ensaio único ou específico apresenta desempenho similar.

4.3.2 Projeto de controladores para o IPC a partir de ensaio único

Utilizando os dados da Figura 33, a classe de controladores PR da equação (46) e a estrutura do modelo de referência tal qual definido na equação (51), o projeto via VRFT resultou nos controladores $C_{2\gamma u}$, $C_{3\gamma u}$ e $C_{5\gamma u}$, expostos no Apêndice C, Tabela 18. A taxa de amortecimento do modelo de referência desses controladores foi escolhida para eles serem comparáveis com os controladores previamente projetados $C_{2\gamma}$, $C_{3\gamma}$ e $C_{5\gamma}$. Esses controladores têm seu desempenho medido no mesmo ensaio anteriormente proposto, um ensaio de velocidade de vento média de 18 m/s com efeitos assimétricos. Os critérios de

Tabela 11: Desempenho dos controladores IPC projetados a partir de dados coletados em ensaio único e específico, em reposta à vento assimétrico de velocidade média 18 m/s.

C_{IPC}	ξ (s)	IAE_γ	TUF (%)
Sem IPC	-	402	100
$C_{2\gamma}$	0,2	78,1	119
$C_{3\gamma}$	0,3	29,4	124
$C_{5\gamma}$	0,5	20,2	122
$C_{2\gamma u}$	0,2	153	117
$C_{3\gamma u}$	0,3	62,7	117
$C_{5\gamma u}$	0,5	21,7	119

desempenho e de projeto desses controladores estão agrupados na Tabela 11.

Os controladores projetados com o ensaio único mantiveram a tendência de redução significativa de até 95% de IAE_γ e um aumento próximo de 20% no critério TUF quando comparados ao controlador *baseline*, que não possui controle IPC. Considerando os controladores projetados com ensaio específico, $C_{2\gamma}$, $C_{3\gamma}$ e $C_{5\gamma}$, os controladores gerados com ensaio específico apresentaram uma maior redução do critério IAE_γ e aumento de TUF que sua contra-parte projetada via ensaio único. Em particular para $C_{5\gamma u}$ o resultado IAE_γ foi próximo entre ambos controladores. Conclui-se que no caso de uma limitação na realização de dois ensaios, a alternativa de ensaio único é capaz de projetar controladores com desempenho comparável ao obtido com o ensaio único.

4.3.3 Operação conjunta dos controladores projetados pelo método VRFT

Nos resultados das seções anteriores de avaliação dos controladores da estratégia IPC, o controlador utilizado em paralelo para o CPC sempre foi o controlador *baseline*. Nessa seção, será avaliada a operação do sistema considerando os controladores utilizados no CPC e IPC projetados por VRFT. O cenário de vento nos quais os controladores serão submetidos é a rajada de vento com efeitos assimétricos, conforme Figura (19), e também será avaliada a resposta desses controladores a uma rajada de vento decrescente, com intuito de avaliar se há não linearidade direcional que afete o desempenho.

A Figura 35 apresenta a resposta dos pares de controladores $C_{18}+C_{5\gamma}$, $C_{18u}+C_{5\gamma u}$, e C_b a esse cenário. A notação de soma é utilizada para indicar a operação paralela de um par de controladores de estratégia CPC e IPC, tal como $C_{CPC}+C_{IPC}$. Para a parcela do CPC dos controladores, optou-se escolher controladores que possuam os mesmos requisitos de projeto que o controle *baseline*, portanto os controladores C_{18} e C_{18u} . Já para a parcela do IPC, optou-se pelos controladores $C_{5\gamma}$ e $C_{5\gamma u}$ por apresentarem um bom compromisso entre redução de IAE_γ e aumento de TUF. Note também que são escolhidos controladores projetados com dados coletados em ensaio específico e em ensaio único. Na Figura 35, observando a velocidade de rotação, ambos controladores projetados por VRFT apresentaram maior rejeição ao distúrbio de vento comparado ao C_b . Atente que

Tabela 12: Desempenho dos controladores utilizados no CPC e IPC projetados via VRFT.

Controladores	$\max(\frac{du}{dt})$ ($^{\circ}/s$)	IAE_d	IAE_{γ}	TUF (%)
C_b	0,24	1011	1027	100
$C_{18} + C_{5\gamma}$	3,36	475	253	132
$C_{18u} + C_{5\gamma u}$	3,41	537	459	115

nesse cenário, há variação da velocidade de rotação durante o período transitório. Esse fato é importante em particular para a avaliação dos controladores do IPC — visto que esses controladores foram projetados com frequências fixas da deflexão para serem rejeitada. Mesmo assim, ambos controladores reduziram a variação de deflexão, com o controlador projetado por ensaio único $C_{18u} + C_{5\gamma u}$ apresenta um aumento da deflexão durante a resposta transitória quando comparado ao controlador $C_{18} + C_{5\gamma}$. O resultado dos controladores PR de estrutura fixa conseguirem reduzir a amplitude de deflexão mesmo em transitório é um resultado importante sobre a escolha dessa estrutura de controle fixo para o IPC.

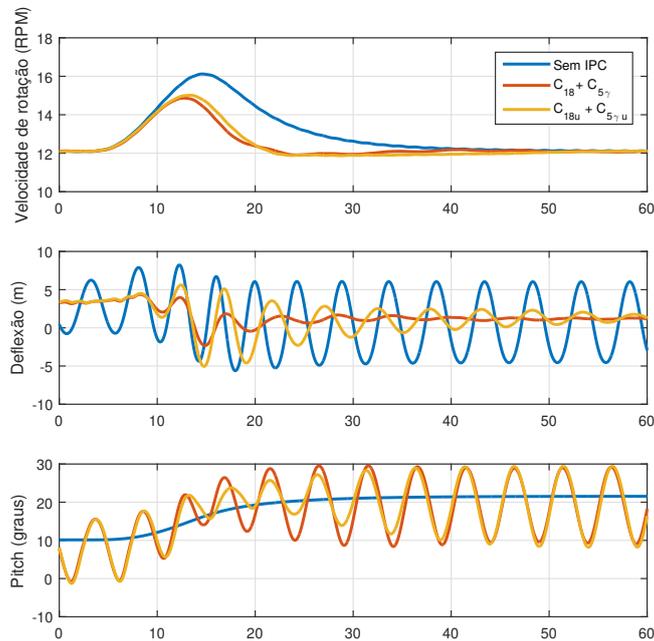
A Tabela 12 agrupa os critérios de desempenho resultantes dos controladores nesse ensaio. Primeiro, note que ambos controladores projetados por VRFT apresentaram redução dos critérios IAE_d e IAE_{γ} em pelo menos a metade, com o controlador $C_{18} + C_{5\gamma}$ reduzindo o IAE_{γ} em quatro vezes quanto comparado ao *baseline*. Além disso, o controlador *baseline* apresenta uma máxima variação do *pitch* de apenas $0,24^{\circ}/s$. Mesmo assim, o aumento de TUF é de 32% no caso de ensaio específico e de 15% no caso de ensaio único.

Baseado nas informações apresentadas na Tabela 12 e na Figura 35, conclui-se que ambos controladores projetados por VRFT apresentaram melhor desempenho que o controlador *baseline*. Em particular, o controlador projetado por ensaio específico apresentou maior redução no índice IAE_{γ} . Em comparação aos ensaios prévios, em que se media o desempenho em resposta ao vento de média constante e assimétrico, observa-se uma piora no resultado do IPC, enquanto o resultado CPC foi similar.

Já a Figura 36 mostra o resultado dos mesmos controladores a um cenário de rajada de vento decrescente de 22 m/s até 18 m/s. Foi escolhida essa variação menor de velocidade para não sair da região III de operação. Observando a velocidade de rotação, o mesmo resultado anterior se repete: os controladores projetados por VRFT reduzem o erro quando comparados ao controlador *baseline*. Para a deflexão, também observa-se os mesmos resultados anteriores, com o controlador projetado em ensaio específico tendo uma redução da deflexão mesmo durante o transitório. Com isso, conclui-se que não há diferença significativa no desempenho desses controladores quando o sistema é submetido a uma rajada de vento decrescente comparado a uma rajada de vento crescente.

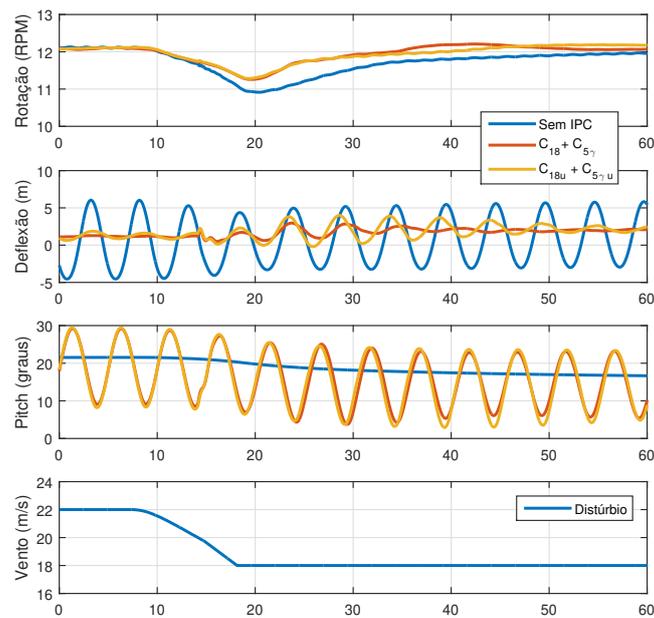
Conclui-se que os controladores de estratégia CPC e IPC projetados atuando em paralelo atingiram seus objetivos de regulação de velocidade e redução da deflexão, respecti-

Figura 35: Resposta à rajada de vento com efeito assimétrico dos controladores projetados por dados coletados em ensaio único e específico.



Fonte: Do autor.

Figura 36: Resposta à rajada de vento decrescente dos controladores projetados por dados coletados em ensaio único e específico.



Fonte: Do autor.

vamente. Também houve aumento da vida útil da operação em conjunto dos controladores quando comparado ao uso individual. Além disso, foi mostrado que os controladores PR de estrutura fixa utilizados para a estratégia IPC foram capazes de reduzir a deflexão mesmo quando há variação da velocidade de rotação e para rajadas de vento crescente e decrescente.

4.4 Conclusão do capítulo

Nesse capítulo, foram apresentadas diretrizes gerais para projeto via VRFT de controladores IPC em turbinas eólicas. Mais especificamente, as escolhas do projetista foram analisadas: o modelo de referência, a classe de controlador e o ensaio para coleta de dados em uma turbina de 5 MW. Os controladores IPC projetados foram comparados com o controlador *baseline* — que não utiliza controle IPC.

Frisou-se a importância de excitar as frequências que deseja-se rejeitar no experimento de coleta de dados, e que basta coletar os dados com velocidade de vento próxima ao valor médio da faixa de operação. Quanto ao modelo de referência, é proposto um modelo com polos complexos conjugados com frequência amortecida correspondente à frequência fundamental do sinal da deflexão e coeficiente de amortecimento a ser escolhido pelo projetista.

Também foi proposto um ensaio único para projeto de controlador CPC e IPC a partir do mesmo experimento de coleta de dados. Controladores CPC e IPC foram projetados dessa forma, e comparados com sua contra-parte projetada em ensaio específico. Esses controladores foram simulados em cenários de rajada de vento e vento assimétrico, e comparados utilizando os critérios IAE e TUF, onde os controladores projetados pelo método VRFT apresentaram desempenho similar, exceto em casos de requisitos de projeto mais críticos. No caso mais crítico, os controladores projetados por ensaio específico resultaram em melhor desempenho. Apesar disso, se o custo de um ensaio for alto, o ensaio único foi mostrado como alternativa válida.

5 CONCLUSÃO

Neste trabalho foi apresentada a aplicação do método VRFT para projeto de controladores PI para o CPC visando regular a velocidade do rotor e controladores PR para o IPC visando reduzir a deflexão das pás. Esse trabalho é a primeira aplicação do método VRFT para esse tipo de sistema e teve como objetivo levantar diretrizes e auxiliar o projetista nas escolhas necessárias para aplicação do método VRFT no contexto particular de turbinas eólicas operando na região III de velocidade do vento. Pontos fundamentais foram discutidos, como ensaio para coleta de dados, modelo de referência e classe dos controladores. A validação dos resultados, assim como os experimentos para coleta dos dados, foram realizadas no software FAST a partir do modelo de uma turbina padrão de 5 MW. Em conjunto com o FAST, foi utilizado o software MLIFE, o qual é um simulador de dano por fadiga para avaliar de tempo de vida útil (TUF) da turbina.

Do ponto de vista da estratégia CPC, o objetivo de controle é regular a velocidade de rotação em valor nominal. Nessa configuração de controle, a mesma entrada de controle é aplicada em todas as pás. O ensaio proposto fora um sinal de excitação do tipo onda quadrada, que captura as características transitórias e em regime permanente do sistema. Também foi proposto um modelo de referência com ajuste de tempo de acomodação e máximo sobressinal, permitindo ao projetista ajustar o desempenho do controlador através desses requisitos. Com essas escolhas, foram projetados controladores PI que tiveram seu desempenho comparados ao controlador *baseline* da turbina. Eles foram comparados em ensaios de vento do tipo rajada coerente, como definido na norma (INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION, 2005). Os controladores projetados apresentaram redução no critério IAE e aumento de até 21% no critério TUF quando comparados ao controlador *baseline*, mesmo utilizando uma estrutura de controle mais simples — PI frente a PI escalonado. Além disso, apresentaram melhor desempenho quando comparados a controladores projetados a partir de modelos analíticos com os mesmos requisitos de desempenho. Os resultados referentes ao projeto do CPC foram publicados em artigo no Congresso Brasileiro de Automática (LOURENCENA; FLORES; CAMPESTRINI, 2022).

Já a estratégia IPC apresenta outras complexidades como a variação da composição

frequencial da deflexão com a velocidade nominal do rotor. Baseado nas características dos sinais de deflexão e dos controladores PR, foi proposto um modelo de referência onde o projetista pode escolher o amortecimento desejado para os polos desejados. Além disso, no caso IPC o ensaio para coleta de dados traz pontos mais complexos, como a necessidade de excitação de frequências específicas. Os controladores IPC projetados pelo método VRFT foram comparados ao controlador *baseline*, apresentando redução de até 95% do IAE e aumento de até 27% do TUF. Destaca-se que os controladores PR propostos não fazem uso de transformadas de coordenadas como a Transformada de Coleman.

Por fim, um ensaio único para projeto de controladores CPC + IPC a partir de apenas um conjunto de dados foi proposto. Desses, controladores CPC e IPC atuando em paralelo foram avaliados em um cenário de vento de rajada de vento com efeitos assimétricos, encapsulando ambos objetivos de controle na operação usual da turbina. Os controladores atuando em conjunto apresentaram aumento do tempo de vida útil e redução dos critérios IAE_d e IAE_γ quando comparados ao controlador *baseline*. Uma conclusão importante desse resultado é que o controlador IPC mesmo tendo sido projetado para valores constantes de velocidade de rotação da turbina, apresentou redução da deflexão mesmo na operação usual, isto é, quando há variação da velocidade de rotação.

Em suma, o método VRFT mostrou-se capaz de projetar bons controladores CPC e IPC, competitivos com alternativas usuais da literatura. Trabalhos futuros podem explorar:

- Avaliação da coleta de dados em malha fechada com o controlador *baseline* e dados reais de operação da turbina. Nesse caso, o foco seria a ressonância do controlador CPC e projeto do IPC.
- Implementação de controladores ressonantes de frequência variável como apresentado em (CASTRO et al., 2017), visando assim considerar a região de operação II onde a velocidade de rotação sofre alterações.
- Projeto baseado em dados para a sintonia de controladores LPV seguindo a abordagem apresentada em (LASCH; CAMPESTRINI; LIMA, 2021).
- Aplicação do método VDFT na sintonia do IPC (ECKHARD; CAMPESTRINI; BOEIRA, 2018).
- Aplicação do método *Interactive Feedback Tuning* para autoajuste dos controladores em operação.
- Utilização do método VRFT para a sintonia de controladores repetitivos no IPC.
- Aplicação de técnicas baseadas em dados para detecção e isolamento de faltas.

- Validação e extensão das diretrizes de projeto em turbinas de diferentes potências nominais e número de pás.
- Análise da vida útil dos servomotores e utilização de ventos reais para coleta de dados.

REFERÊNCIAS

- BAZANELLA, A. S.; CAMPESTRINI, L.; ECKHARD, D. **Data-Driven Controller Design: the H_2 approach**. London: Springer, 2011. (Advances in Industrial Control).
- BIANCHI, F. D.; BATTISTA, H. D. **Wind Turbine Control Systems: principles, modelling and gain scheduling design**. Berlin: Springer, 2007.
- BIANCHI, F. D.; MANTZ, R. J.; CHRISTIANSEN, C. F. Control of Variable-speed Wind Turbines by LPV Gain Scheduling. **Wind Energy**, Chichester, v.7, p.1–8, Mar. 2004.
- BOSSANYI, E. A. Further load reductions with individual pitch control. **Wind Energy**, Chichester, v.8, n.4, p.481–485, Jul. 2005.
- CAMPESTRINI, L.; ECKHARD, D.; CHIA ANDREA E BOEIRA, E. Unbiased MIMO VRFT with application to process control. **Journal of Process Control**, Amsterdam, v.39, p.35–49, Jan. 2016.
- CAMPI, M. C.; S.M. SAVARESI, A. L. e. Virtual reference feedback tuning: a direct method for the design of feedback controllers. **Automatica**, Oxford, v.38, p.1337–1346, Jan. 2002.
- CASTRO, R. et al. Variable frequency resonant controller for load reduction in wind turbines. **Control Engineering Practice**, Amsterdam, v.66, p.76–88, Jun. 2017.
- CHEN, C. **Linear System Theory and Design**. 2.ed. Berlin: Springer Berlin Heidelberg, 1999.
- CIVELEK, Z. et al. A new fuzzy logic proportional controller approach applied to individual pitch angle for wind turbine load mitigation. **Renewable Energy**, Amsterdam, v.111, p.708–717, Apr. 2017.
- ECKHARD, D.; CAMPESTRINI, L.; BOEIRA, E. C. Virtual disturbance feedback tuning. **IFAC Journal of Systems and Control**, Amsterdam, v.3, p.23–29, Feb. 2018.

- FLORES, J. V.; SALTON, A. T. Robust State Feedback Formulation for High Order Repetitive Controllers. **Asian Journal of Control**, Hoboken, v.18, n.3, p.1042–1051, Jul. 2016.
- HANSEN, M. H. et al. **Control design for a pitch-regulated, variable speed wind turbine**. Roskilde: Denmark Forskningscenter Risoe, 2005.
- HARA, S. et al. Repetitive control system: a new type servo system for periodic exogenous signals. **IEEE Transactions on Automatic Control**, New York, v.33, n.7, p.659–668, Jul. 1988.
- HAYMAN., G. J. **MLife Theory Manual Version 1.00**. Golden: National Renewable Energy Laboratory, 2012.
- HAYMAN, G. J.; M. BUHL, J. **MLife User's Guide for Version 1.00**. Golden: National Renewable Energy Laboratory, 2012.
- HOUTZAGER, I. **Towards Data-Driven Control for Modern Wind Turbines**. 2011. Ph.D. Thesis in Electrical Engineering — Delft University of Technology, 2011.
- HU, S.; SONG, B. **Optimal Control Strategies of Wind Turbines for Load Reduction**. Hoboken: John Wiley & Sons, 2018.
- INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMISSION. **IEC61400-1**: wind turbines - part 1 design requirements. Geneva, 2005.
- INTHAMOSSOU, F. A. et al. LPV Wind Turbine Control With Anti-Windup Features Covering the Complete Wind Speed Range. **IEEE transaction on energy conversion**, New York, USA, v.29, p.259–266, Mar. 2014.
- IRENA. **Renewable Energy Statistics**. Abu Dhabi: The International Renewable Energy Agency, 2021.
- JONKMAN, B.; JONKMAN, J. **FAST v8.16.00a-bjj**. Golden: National Renewable Energy Laboratory, 2016.
- JONKMAN, J.; BUTTERFIELD, S.; MUSIAL, W. **Definition of a 5-MW Reference Wind Turbine for Offshore System Development**. Golden: National Renewable Energy Laboratory, 2009.
- JONKMAN, J. M.; JR., M. L. B. **FAST User's Guide**. 4.ed. Golden: National Renewable Energy Laboratory, 2005.
- LAINDO, D. J.; HANSEN, A. C. **user's guide to the Wind Turbine Aerodynamics Computer Software AeroDyn**. Golden: National Renewable Energy Laboratory, 2002.

LASCH, R.; CAMPESTRINI, L.; LIMA, P. R. D. Projeto e análise de controladores LPV pelo método VRFT. **XV Simpósio Brasileiro de Automação Inteligente**, Rio Grande, p.845–850, out. 2021.

LIO, W. H. et al. Fundamental performance similarities between individual pitch control strategies for wind turbines. **International Journal of Control**, Abingdon, v.90, n.1, p.37–52, Jul. 2017.

LOURENCENA, M. O.; FLORES, J. V.; CAMPESTRINI, L. Projeto de controle baseado em dados para regulação de velocidade do rotor em turbinas eólicas. **Congresso Brasileiro de Automática**, Fortaleza, v.XXIV, p.517–523, out. 2022.

MINER, M. A. Cumulative damage in fatigue. **Journal of Applied Mechanics**, New York,, v.12, p.149–164, Mar. 1945.

NAVALKAR, S. et al. Subspace predictive repetitive control to mitigate periodic loads on large scale wind turbines. **Mechatronics**, Amsterdam, v.24, n.8, p.916–925, Jan. 2014.

OGATA, K. **Modern Control Engineering**. 5.ed. Upper Saddle River: Prentice Hall, 2010.

OSSMANN, D. et al. Field testing of multi-variable individual pitch control on a utility-scale wind turbine. **Renewable Energy**, Amsterdam, v.170, p.1245–1256, Feb. 2021.

PUSTINA, L. et al. A novel resonant controller for sea-induced rotor blade vibratory loads reduction on floating offshore wind turbines. **Renewable and Sustainable Energy Reviews**, Amsterdam, v.173, p.1130, Dec. 2023.

REMES, C. L. et al. Virtual Reference Feedback Tuning Applied to DC–DC Converters. **IEEE Transactions on Industrial Electronics**, New York, USA, v.68, p.544–552, Jan. 2021.

RODRIGUES, M. N. A. B. **Modelagem e controle robusto de sistema de Pitch e turbinas eólicas**. 2022. Mestrado em Engenharia Elétrica — Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2022.

ROMAN, R.-C. et al. Combined Model-Free Adaptive Control with Fuzzy Component by Virtual Reference Feedback Tuning for Tower Crane Systems. **Procedia Computer Science**, Amsterdam, v.162, p.267–274, 2019.

SANTONI, C. et al. Toward control co-design of utility-scale wind turbines: collective vs. individual blade pitch control. **Energy Reports**, Amsterdam, v.9, p.793–806, Dec. 2023.

SARKAR, M. R. et al. Hybrid Pitch Angle Controller Approaches for Stable Wind Turbine Power under Variable Wind Speed. **Energies**, Basel, v.13, p.3622, Jul. 2020.

SARKAR, S.; FITZGERALD, B.; BASU, B. Individual Blade Pitch Control of Floating Offshore Wind Turbines for Load Mitigation and Power Regulation. **IEEE Transactions on Control Systems Technology**, New York, v.29, n.1, p.305–315, Jan. 2021.

SELVAM, K. et al. Feedback–feedforward individual pitch control for wind turbine load reduction. **International Journal of Robust and Nonlinear Control**, Chichester, v.19, n.1, p.72–91, Jul. 2009.

VAN ENGELEN, T. G. **Design model and load reduction assessment for multi-rotational mode individual pitch control (higher harmonics control)**. Netherlands: European Wind Energy Conference, 2006.

WRIGHT, A.; FINGERSH, L. **Advanced Control Design for Wind Turbines**. Golden: National Renewable Energy Laboratory, 2008.

YAAKOUBI, A. E. et al. Wind turbines dynamics loads alleviation: overview of the active controls and the corresponding strategies. **Ocean Engineering**, Amsterdam, v.278, p.114–121, Apr. 2023.

ZHANG, Y.; CHEN, Z.; CHENG, M. Proportional resonant individual pitch control for mitigation of wind turbines loads. **IET Renewable Power Generation**, London, v.7, n.3, p.191–200, May 2013.

APÊNDICE A FUNÇÃO DE TRANSFERÊNCIA DOS CONTROLADORES DA ESTRATÉGIA CPC

Tabela 13: Requisito de projeto, desempenho e função de transferência dos controladores CPC considerados

	t_{sd} (s)	M_{pd} (%)	$C(z)$
C_b	10	5	$\frac{-0,01880(z-0,9785)}{z-1} f(\beta)$
C_{b1}	5	15	$\frac{-0,03581(z-0,925)}{z-1} f(\beta)$
C_{b2}	5	30	$\frac{-0,03581(z-0,438)}{z-1} f(\beta)$
C_{14}	10	5	$\frac{-0,01850(z-0,9745)}{z-1}$
C_{18}	10	5	$\frac{-0,01850(z-0,9745)}{z-1}$
C_{22}	10	5	$\frac{-0,01850(z-0,9745)}{z-1}$
C_1	8	5	$\frac{-0,02736(z-0,9777)}{z-1}$
C_2	5	5	$\frac{-0,02736(z-0,9777)}{z-1}$
C_3	3	5	$\frac{-0,09608(z-0,9861)}{z-1}$
C_4	1	5	$\frac{-0,22552(z-0,9937)}{z-1}$
C_5	5	15	$\frac{-0,08394(z-0,9803)}{z-1}$
C_6	5	30	$\frac{-0,11335(z-0,9697)}{z-1}$
C_7	5	35	$\frac{-0,12306(z-0,9548)}{z-1}$
C_8	5	45	$\frac{-0,17846(z-0,9541)}{z-1}$
$f(\beta)$	-	-	$(1 + \frac{\beta}{0,101})^{-1}$

O projeto dos controladores C_b , C_{b1} e C_{b2} segue o procedimento descrito na Seção 2.2.1.1, em particular os ganhos calculados pela equação (9) e discretizados com tempo de amostragem de 0,05 pelo método *Euler-forward*. Para o modelo da turbina de 5 MW descrito em (JONKMAN; BUTTERFIELD; MUSIAL, 2009), foram considerados os seguintes parâmetros numéricos: $I_{dt} = 5.025.500 \text{ kg.m}^2$, $N_g = 97$, $\Omega_0 = 12.1 \text{ RPM}$, $\frac{\delta P}{\delta \beta} |_{\beta=0} = -28,24 \text{ MW/rad}$ e $\beta_k = 6,30^\circ$.

APÊNDICE B FUNÇÃO DE TRANSFERÊNCIA DOS CONTROLADORES DA ESTRATÉGIA IPC

Tabela 14: Controladores IPC gerados a partir de diferentes sinais de excitação.

Nome	C(z)
C_{u1}	$\frac{0,0015027(z-1,145)(z-0,994)(z^2-1,986z+0,9993)}{(z^2-1,996z+1)(z^2-1,984z+1)}$
C_{u2}	$\frac{0,00028769(z-1,555)(z-0,9932)(z^2-2,067z+1,082)}{(z^2-1,996z+1)(z^2-1,984z+1)}$
C_{u3}	$\frac{-0,010943(z-0,99)(z-0,9765)(z^2-2,011z+1,018)}{(z^2-1,996z+1)(z^2-1,984z+1)}$

Tabela 15: Controladores IPC gerados a partir de cada ponto de operação.

Nome	C(z)
$C_{14\gamma}$	$\frac{-0,013503(z^2-1,982z+0,9825)(z^2-1,996z+1,004)}{(z^2-1,996z+1)(z^2-1,984z+1)}$
$C_{18\gamma}$	$\frac{-0,010943(z-0,99)(z-0,9765)(z^2-2,011z+1,018)}{(z^2-1,996z+1)(z^2-1,984z+1)}$
$C_{22\gamma}$	$\frac{-0,011947(z^2-1,99z+0,9909)(z^2-1,995z+0,9989)}{(z^2-1,996z+1)(z^2-1,984z+1)}$

Tabela 16: Função de transferência dos controladores IPC comparando requisito de projeto.

Nome	ξ	C(z)
Sem IPC	0	
$C_{1\gamma}$	0,1	$\frac{-0,00048135(z-1,129)(z-0,9979)(z^2-2,003z+1,011)}{(z^2-1,996z+1)(z^2-1,984z+1)}$
$C_{2\gamma}$	0,2	$\frac{-0,004331(z-0,9944)(z-0,9542)(z^2-2,021z+1,027)}{(z^2-1,996z+1)(z^2-1,984z+1)}$
$C_{3\gamma}$	0,3	$\frac{-0,010943(z-0,99)(z-0,9765)(z^2-2,011z+1,018)}{(z^2-1,996z+1)(z^2-1,984z+1)}$
$C_{4\gamma}$	0,4	$\frac{-0,019772(z^2-1,972z+0,9724)(z^2-1,996z+1,005)}{(z^2-1,996z+1)(z^2-1,984z+1)}$
$C_{5\gamma}$	0,5	$\frac{-0,031999(z^2-1,976z+0,9761)(z^2-1,971z+0,9825)}{(z^2-1,996z+1)(z^2-1,984z+1)}$
$C_{6\gamma}$	0,6	$\frac{-0,044775(z-0,9906)(z-0,885)(z^2-2,002z+1,008)}{(z^2-1,996z+1)(z^2-1,984z+1)}$

APÊNDICE C FUNÇÃO DE TRANSFERÊNCIA DOS CONTROLADORES PROJETADOS POR ENSAIO ÚNICO

Tabela 17: Função de transferência dos controladores CPC gerados a partir de ensaio único.

Nome	$t_{sd}(s)$	$M_{pd}(\%)$	$C(z)$
C_{18u}	10	5	$\frac{-0,015693(z-0,9671)}{(z-1)}$
C_{5u}	5	15	$\frac{-0,088391(z-0,9753)}{(z-1)}$
C_{6u}	5	30	$\frac{-0,12488(z-0,9447)}{(z-1)}$

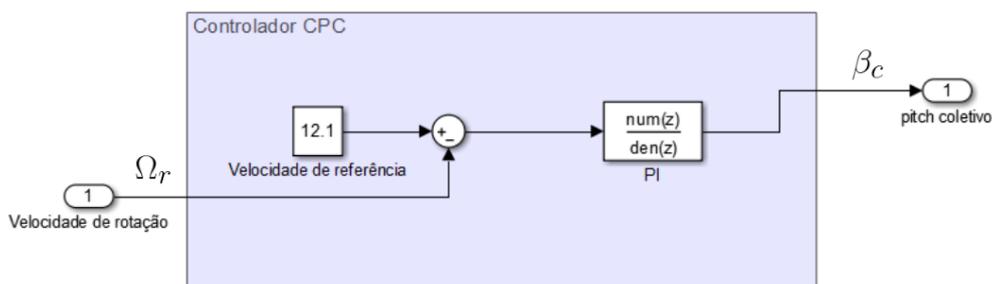
Tabela 18: Função de transferência dos controladores IPC projetados a partir de dados coletados em ensaio único

Nome	ξ	$C(z)$
$C_{2\gamma u}$	0,2	$\frac{-0,019772(z^2-1,972z+0,9724)(z^2-1,996z+1,005)}{(z^2-1,996z+1)(z^2-1,984z+1)}$
$C_{3\gamma u}$	0,3	$\frac{-0,031999(z^2-1,976z+0,9761)(z^2-1,971z+0,9825)}{(z^2-1,996z+1)(z^2-1,984z+1)}$
$C_{5\gamma u}$	0,5	$\frac{-0,044775(z-0,9906)(z-0,885)(z^2-2,002z+1,008)}{(z^2-1,996z+1)(z^2-1,984z+1)}$

APÊNDICE D DIAGRAMAS DO *SIMULINK* DE CONTROLE CPC E IPC EM MALHA FECHADA

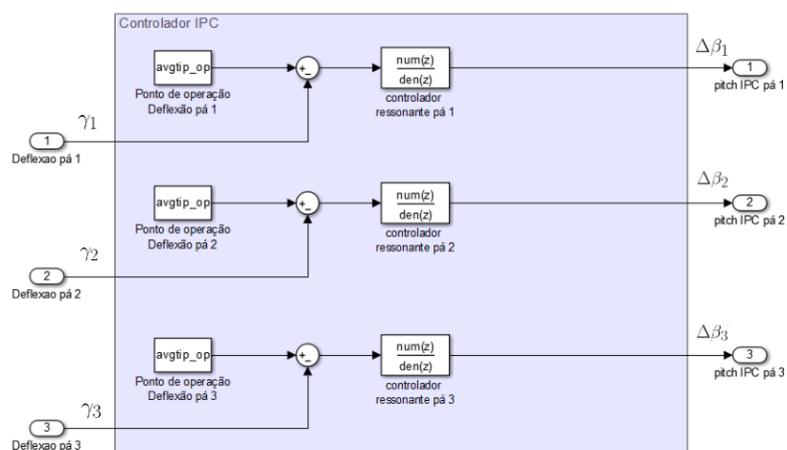
Os arquivos de simulação, tanto códigos como diagramas, podem ser encontrados no repositório em <https://github.com/mauricioohse/vrft-for-fast>.

Figura 37: Diagrama do controlador CPC em malha fechada no *simulink*.



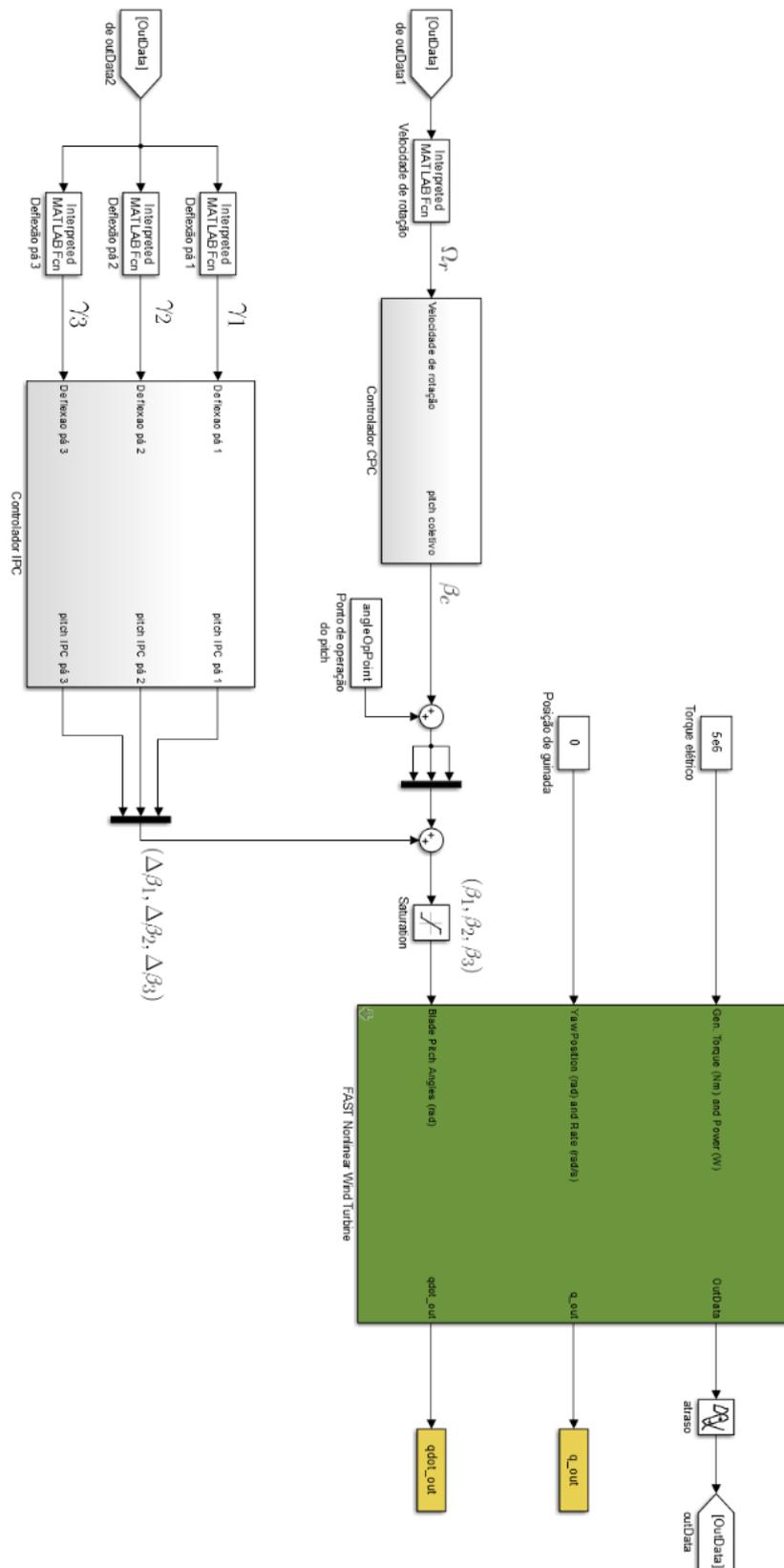
Fonte: Do autor.

Figura 38: Diagrama do IPC em malha fechada no *simulink*.



Fonte: Do autor.

Figura 39: Diagrama completo de controle para as estratégias CPC e IPC atuando em conjunto em malha fechada no *simulink*.



Fonte: Do autor.