

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
ESCOLA DE ENGENHARIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA

Vinícius de Oliveira Martins

**Síntese de Controladores Ressonantes para
Redução de Esforços Mecânicos em Turbinas
Eólicas**

Porto Alegre - RS

Julho de 2019

Vinícius de Oliveira Martins

Síntese de Controladores Ressonantes para Redução de Esforços Mecânicos em Turbinas Eólicas

Projeto de Diplomação apresentado ao Departamento de Engenharia Elétrica da Universidade Federal do Rio Grande do Sul como parte dos requisitos para a Graduação em Engenharia Elétrica

Universidade Federal do Rio Grande do Sul – UFRGS

Escola de Engenharia

Departamento de Engenharia Elétrica

Orientador: Jeferson Vieira Flores

Porto Alegre - RS

Julho de 2019

Vinícius de Oliveira Martins

Síntese de Controladores Ressonantes para Redução de Esforços Mecânicos em Turbinas Eólicas

Projeto de Diplomação apresentado ao Departamento de Engenharia Elétrica da Universidade Federal do Rio Grande do Sul como parte dos requisitos para a Graduação em Engenharia Elétrica

Prof. Dr. Jeferson Vieira Flores
Orientador

Prof. Dr. Aurélio Tergolina Salton

Prof. Dr. Ivan Müller

Porto Alegre - RS
Julho de 2019

*À minha família e amigos,
por estarem comigo ao longo de toda esta trajetória.*

Agradecimentos

Agradeço a Deus.

Agradeço aos meus pais, Rogério Sidnei Martins e Renilda de Oliveira Martins, por concederem aporte financeiro para os meus estudos e, principalmente, por me darem amor e carinho incondicionais ao longo de toda a minha vida.

Agradeço à minha namorada, Thaís Gazola da Silveira, por aturar os períodos de mau humor e me apoiar nos semestres mais difíceis.

Agradeço à minha avó, Maria Dolores Foltz, e à minha dinda, Vocileier Foltz, por me acolherem ao longo dos anos de graduação, estando ao meu lado dispostas a me ajudar e motivar.

Agradeço ao meu orientador, Prof. Dr. Jeferson Vieira Flores, pelo apoio ao longo do período de graduação, auxiliando-me sempre que necessário (com **muita** paciência, mesmo).

Aos meus amigos, que mais ouviram os "choros" de final de semestre: Ariel Svirski, Fernando Lunelli e Vicente Leorato.

Resumo

Este trabalho apresenta uma proposta para a redução de esforços mecânicos em turbinas eólicas, visando a diminuição do LCoE (do inglês: *Levelized Cost of Electricity*) para tornar a geração de energia através dos ventos mais atrativa financeiramente. Os esforços mecânicos a serem minimizados são originados pelas assimetrias do vento ao longo do plano do rotor e apresentam característica periódica. A deflexão de cada pá é transmitida ao eixo e, por consequência, às estruturas de sustentação como uma força com nível médio e periodicidade definidos pelas velocidades do vento e do rotor, respectivamente. Para minimizar os efeitos das vibrações, é proposta a integração de controladores baseados no princípio do modelo interno para turbinas operando em plena carga. A rejeição dos sinais periódicos das deflexões das pás é feita através de controladores ressonantes que utilizam, como atuadores, o ângulo de *pitch* das mesmas. Ainda são avaliadas as possibilidades de considerar a utilização de um modelo LPV (do inglês: *Linear Parameter Varying*) desacoplado e um modelo LPV completo para o projeto dos controladores. O modelo desacoplado considera que as pás não interagem uma com as outras, ou seja, ao alterar o ângulo de *pitch* da pá 1, as demais não têm suas deflexões alteradas. O modelo completo considera que o eixo é capaz de fornecer certo acoplamento entre o ângulo de uma pá e as deflexões das demais. Ao simular os controladores projetados percebeu-se que os modelos LVP desacoplado e completo obtiveram respostas muito semelhantes, com máxima diferença percentual para redução da amplitude dos distúrbios de 5,1%. Também pôde-se confirmar a eficiência dos controladores com 2 modos ressonantes que rejeitaram no pior caso 98,78% da amplitude das vibrações das pás.

Palavras-chaves: Turbina Eólica. Controlador Ressonante. LPV. Princípio do Modelo Interno. Rejeição de Distúrbios Periódicos.

Abstract

This paper presents a proposal for the reduction of mechanical loads in wind turbines, aiming to reduce LCoE (Levelized Cost of Electricity) to make wind power generation more attractive financially. The mechanical loads to be minimized are generated by wind asymmetries along the rotor plane and have periodic characteristics. The deflection of each blade is transmitted to the shaft and, consequently, to the supporting structures as a force with medium level and periodicity defined by the wind and rotor velocities, respectively. To minimize the effects of vibrations, it is proposed the synthesis of controllers based on the internal model principle for turbines operating at full load. The periodic signals rejection of the blades deflections is done by resonant controllers which use the blade pitch angles to regulate it. The possibilities of considering the use of a decoupled LPV (Linear Parameter Varying) model and a complete LPV model for the design of the controllers are evaluated. The decoupled model considers that the blades do not interact with each other, ie, by changing the pitch angle of blade 1, the others do not have their deflections altered. The complete model considers that the shaft is capable of providing a certain coupling between the angle of one blade and the deflections of the others. By simulating the designed controllers it was noticed that the uncoupled and complete LVP models obtained very similar responses, with a maximum percentage difference for reduction of the disturbance amplitude of 5.1 %. The efficiency of the controllers could also be confirmed with 2 resonant modes which rejected in the worst case 98.78 % of the amplitude of the blade vibrations.

Keywords: Wind Turbine. Resonant Controller. LPV. Internal Model Principle. Periodic Disturbance Rejection.

Lista de ilustrações

Figura 1 – Custos de geração médio em 2017.	15
Figura 2 – Desenvolvimento da capacidade de geração instalada de 2000 a 2017.	16
Figura 3 – Componentes de uma WT onshore de eixo horizontal.	17
Figura 4 – Fator de performance de uma WT.	18
Figura 5 – Máxima potência em função do diâmetro do rotor e da velocidade do vento.	19
Figura 6 – Crescimento do diâmetro do rotor médio de 1990 a 2018.	19
Figura 7 – Regiões de operação da WT.	20
Figura 8 – Ângulo de <i>pitch</i>	21
Figura 9 – Resumo dos esforços mecânicos presentes nas WT.	21
Figura 10 – Distribuição espacial do campo vetorial do vento.	22
Figura 11 – Deflexões de uma WT.	23
Figura 12 – Diagrama de blocos do sistema de controle da WT.	26
Figura 13 – Diagrama de blocos do sistema $G(s)$ em malha fechada com um controlador $C(s)$	28
Figura 14 – Diagrama de Bode da $C(s)$ para $\omega_0 = 2\pi^{rad}/s$	29
Figura 15 – Diagrama de blocos do controlador.	31
Figura 16 – Restrições no Plano Complexo.	34
Figura 17 – Velocidade do vento para avaliação dinâmica.	36
Figura 18 – Modos de operação do FAST.	38
Figura 19 – Sistema em Malha Aberta.	39
Figura 20 – Sistema em Malha Fechada.	40
Figura 21 – PI: Controle da Velocidade do Rotor.	40
Figura 22 – IPC Desacoplado: Controle dos Esforços Mecânicos.	41
Figura 23 – IPC MIMO: Controle dos Esforços Mecânicos.	41
Figura 24 – Modelo do Controlador.	42
Figura 25 – Malha Aberta: Velocidade do Rotor.	43
Figura 26 – Malha Aberta :Deflexão da Pá 1.	44
Figura 27 – Malha Aberta: Deflexão da Pá 1 em Regime Permanente.	44
Figura 28 – LGR - Velocidade do Rotor.	45
Figura 29 – LGR - Velocidade do Rotor.	46
Figura 30 – Deslocamento dos autovalores no plano complexo.	47
Figura 31 – Controle de Velocidade: Velocidade do Rotor.	50
Figura 32 – Controle de Velocidade: Detalhe da Velocidade do Rotor em Transitório.	51
Figura 33 – Controle de Velocidade: Deflexão da Pá 1.	51
Figura 34 – Controle de Velocidade: Deflexão da Pá 1 em Regime Permanente.	52

Figura 35 – Deflexão da Pá 1 com 0, 1 e 2 Modos Ressonantes.	53
Figura 36 – Detalhe: Deflexão da Pá 1 com 0, 1 e 2 Modos Ressonantes.	53
Figura 37 – Domínio Frequência: Deflexão da Pá 1 com 0, 1 e 2 Modos Ressonantes.	54
Figura 38 – MIMO: <i>Pitch</i> para Controle com 0, 1 e 2 Modos Ressonantes.	56
Figura 39 – Desacoplado: <i>Pitch</i> para Controle com 0, 1 e 2 Modos Ressonantes.	56
Figura 40 – Deflexão da Torre.	57
Figura 41 – Deflexão da Torre em Regime Permanente.	58
Figura 42 – Malha Aberta: Deflexão da Pá 2.	65
Figura 43 – Malha Aberta: Deflexão da Pá 3.	66
Figura 44 – Malha Aberta: Deflexão da Pá 2 em Regime Permanente.	66
Figura 45 – Malha Aberta: Deflexão da Pá 3 em Regime Permanente.	67
Figura 46 – Controle de Velocidade: Deflexão da Pá 2.	68
Figura 47 – Controle de Velocidade: Deflexão da Pá 3.	69
Figura 48 – Controle de Velocidade: Deflexão da Pá 2 em Regime Permanente.	69
Figura 49 – Controle de Velocidade: Deflexão da Pá 3 em Regime Permanente.	70
Figura 50 – Desacoplado 1: Deflexão da Pá 2.	71
Figura 51 – Desacoplado 1: Deflexão da Pá 3.	72
Figura 52 – Desacoplado 1: Deflexão da Pá 2 em Regime Permanente.	72
Figura 53 – Desacoplado 1: Deflexão da Pá 3 em Regime Permanente.	73
Figura 54 – Desacoplado 2: Deflexão da Pá 2.	74
Figura 55 – Desacoplado 2: Deflexão da Pá 3.	75
Figura 56 – Desacoplado 2: Deflexão da Pá 2 em Regime Permanente.	75
Figura 57 – Desacoplado 2: Deflexão da Pá 3 em Regime Permanente.	76
Figura 58 – MIMO 1: Deflexão da Pá 2.	77
Figura 59 – MIMO 1: Deflexão da Pá 3.	78
Figura 60 – MIMO 1: Deflexão da Pá 2 em Regime Permanente.	78
Figura 61 – MIMO 1: Deflexão da Pá 3 em Regime Permanente.	79
Figura 62 – MIMO 2: Deflexão da Pá 2.	80
Figura 63 – MIMO 2: Deflexão da Pá 3.	81
Figura 64 – MIMO 2: Deflexão da Pá 2 em Regime Permanente.	81
Figura 65 – MIMO 2: Deflexão da Pá 3 em Regime Permanente.	82
Figura 66 – Deflexão da Pá 2 com 0, 1 e 2 Modos Ressonantes.	83
Figura 67 – Deflexão da Pá 3 com 0, 1 e 2 Modos Ressonantes.	83
Figura 68 – Domínio Frequência: Deflexão da Pá 2 com 0, 1 e 2 Modos Ressonantes.	84
Figura 69 – Domínio Frequência: Deflexão da Pá 3 com 0, 1 e 2 Modos Ressonantes.	84

Lista de tabelas

Tabela 1 – Malha Aberta: Velocidade do Rotor em Regime Permanente.	42
Tabela 2 – Autovalores para Diferentes Pontos de Operação.	48
Tabela 3 – Nível Médio da Deflexão das Pás.	49
Tabela 4 – Amplitude Média das Deflexões das Pás - 1 Modo Ressonante.	54
Tabela 5 – Amplitude Média das Deflexões das Pás - 2 Modos Ressonantes.	55
Tabela 6 – Eficiência dos Controladores - 1 Modo Ressonante.	55
Tabela 7 – Eficiência dos Controladores - 2 Modos Ressonantes.	55

Lista de abreviaturas e siglas

MIMO	<i>Multi-Input Multi-Output</i>
SISO	<i>Single-Input Single-Output</i>
CPC	<i>Collective Pitch Control</i>
IPC	<i>Individual Pitch Control</i>
LMI	<i>Linear Matrix Inequalities</i>
LPV	<i>Linear Parameter Varying</i>
PMI	Princípio do Modelo Interno
PI	Proporcional Integral
PID	Proporcional Integral Derivativo
NREL	<i>National Renewable Energy Laboratory</i>
FAST	<i>Fatigue, Aerodynamics, Structures and Turbulence</i>
DOF	<i>Degree of Freedom</i>
IRENA	<i>International Renewable Energy Agency</i>
LCOE	<i>Levelized Cost of Energy</i>
WT	<i>Wind Turbine</i>
HSS	<i>High Speed Shaft</i>
LSS	<i>Low Speed Shaft</i>
TSR	<i>Tip Speed Ratio</i>
VSHR	<i>Vertical Shear</i>
RPM	Rotação por Minuto

Sumário

1	INTRODUÇÃO	13
2	CONCEITOS FUNDAMENTAIS	15
2.1	Turbinas Eólicas	15
2.1.1	Potência Gerada	17
2.1.2	Regiões de Operação e Esforços Mecânicos em WTs	20
2.2	Controle de <i>Pitch</i> na Região 3	24
3	PROJETO DOS CONTROLADORES	28
3.1	Controladores Baseados no PMI	28
3.2	Estrutura de Controle Multi-malha	30
3.2.1	Projeto do Laço de Redução de Esforços Mecânicos	31
3.3	Projeto Via LMI	33
4	SIMULAÇÕES E RESULTADOS	36
4.1	<i>Softwares</i>	37
4.2	Diagramas para Simulação	38
4.3	Simulação em Malha Aberta	40
4.4	Projeto dos Ganhos dos Controladores	43
4.4.1	Projeto do Controlador de Velocidade	43
4.4.2	Projeto do controlador de deflexão das pás	46
4.5	Sistema em Malha Fechada - Controle de Velocidade	49
4.6	Sistema em Malha Fechada - Modos Ressonantes	51
5	CONCLUSÃO	59
	REFERÊNCIAS	61
	APÊNDICES	64
	APÊNDICE A – FIGURAS ADICIONAIS - SISTEMA EM MALHA ABERTA	65
	APÊNDICE B – FIGURAS ADICIONAIS - CONTROLE DE VELOCIDADE	68

APÊNDICE C – FIGURAS ADICIONAIS - DESACOPLADO 1 MODO RESSONANTE	71
APÊNDICE D – FIGURAS ADICIONAIS - DESACOPLADO 2 MO- DOS RESSONANTES	74
APÊNDICE E – FIGURAS ADICIONAIS - MIMO 1 MODO RES- SONANTE	77
APÊNDICE F – FIGURAS ADICIONAIS - MIMO 2 MODOS RES- SONANTES	80
APÊNDICE G – FIGURAS ADICIONAIS - COMPARAÇÃO EN- TRE OS RESULTADOS MIMO E DESACOPLADO	83

1 Introdução

As vantagens do desenvolvimento das energias renováveis como a baixa emissão de carbono e a redução da poluição do ar são conhecidas há décadas. Procurando soluções para suprir a demanda por energia, surgiram novos métodos de geração e aperfeiçoamentos das técnicas existentes capazes de atender o viés ecológico e o viés financeiro. O viés financeiro pode ser avaliado pelo custo nivelado da energia (LCoE, do inglês: *Levelized Cost of Electricity*) que por definição é a razão entre o custo e o montante de energia produzida. O desenvolvimento das técnicas de geração nas fontes de energias renováveis proporcionaram LCoE's próximos ou até mesmo inferiores ao custo da energia proveniente dos combustíveis fósseis, segundo a IRENA (do inglês: *International Renewable Energy Agency*) em (IRENA, 2018a).

As turbinas eólicas (WT, do inglês: *Wind Turbine*) são conversores eletromecânicos de energia capazes de converter a energia cinética dos ventos em energia elétrica, destacando-se pois o vento está disponível de forma gratuita e quase que ininterrupto em alguns locais. Além disso, dentre as demais energias renováveis, seu LCoE é o segundo menor, sendo superado apenas pelas usinas hidrelétricas.

A redução do LCoE da energia eólica pode ser feita de duas maneiras: diminuindo o custo/investimento ou aumentando a potência gerada pelo conversor eletromecânico, neste caso, a turbina eólica. Como demonstrado em (MANWELL JON G. MCGOWAN, 2010), a potência gerada é diretamente proporcional à área do plano formado pelas pás do aerogerador, portanto, aumentando o comprimento das pás obtém-se um aumento quadrático na potência. A redução dos custos da turbina só é possível mediante redução de material ou com aplicação de técnicas construtivas. Por sua vez, o aumento do diâmetro do rotor faz com que as cargas mecânicas estáticas e dinâmicas aumentem. As cargas mecânicas dinâmicas nas pás surgem devido às assimetrias da distribuição espacial do campo de velocidades do vento e são propagadas à torre. Assim a torre recebe as diferentes deflexões de cada pá na forma de vibrações com frequências múltiplas da frequência de rotação do rotor.

Para diminuir os esforços mecânicos nas WT's pode ser realizado o controle sobre o ângulo das pás (*Pitch Angles*) de maneira coletiva (CPC, do inglês: *Collective Pitch Control*) ou individual (IPC, do inglês: *Individual Pitch Control*), (BIANCHI HERNÁN DE BATTISTA, 2007). O CPC é adequado para controlar distúrbios simétricos que possam surgir no rotor, sendo geralmente utilizado para controlar a velocidade da turbina quando a velocidade de rotação atinge ou supera a velocidade mínima para gerar a potência desejada. O IPC é adequado para minimizar os efeitos de distúrbios que possam gerar componentes

assimétricas sobre o rotor. Esses distúrbios assimétricos são maiores em turbinas *Onshore* (WT's fixas em áreas não submersas) pois o diâmetro do seu rotor é elevado e a velocidade do vento varia mais significativamente com a altura em reação ao solo.

Do ponto de vista de controle o problema da turbina é de seguimento de sinais constantes (velocidade do rotor) e a rejeição de distúrbios periódicos (carga mecânica assimétrica sobre o rotor). Para o seguimento de referências constantes pode-se aplicar técnicas de controle clássico e moderno. Para a rejeição de distúrbios periódicos podem ser inseridos na malha de controle, controladores baseados no Princípio do Modelo Interno (PMI), como os ressonantes e os repetitivos (FLORES, 2012). Estes controladores apresentaram-se como soluções viáveis para a rejeição de distúrbios periódicos em vários sistemas práticos como fontes ininterruptas de energia (PEREIRA et al., 2014) e turbinas eólicas (CASTRO et al., 2017).

As características de resposta transitória de um sistema em malha fechada dependem essencialmente da localização dos seus polos, (OGATA, 2007). O posicionamento desses polos depende do ganho da realimentação que, por sua vez, pode ser definido através de um método de projeto como o LGR (Lugar Geométrico das Raízes) ou a solução de problemas de otimização com restrições na forma de LMIs (do inglês: *Linear Matrix Inequalities*). Os métodos citados permitem que o projetista escolha uma região do plano complexo que deva abrigar os polos em malha fechada, assegurando que os requisitos de desempenho estático e dinâmico sejam atendidos. O projeto via LMI possibilita ainda a síntese de controladores robustos e projeto de controladores escalonados para plantas LPV (do inglês: *Linear Parameter Varying*), (OSTERTAG, 2011).

A simulação em laboratório do comportamento das WTs geralmente é realizada através do processo de cossimulação entre os softwares Matlab e FAST (do inglês: *Fatigue, Aerodynamics, Structures and Turbulence*). O FAST é um pacote computacional, desenvolvido pela NREL (do inglês: *National Renewable Energy Laboratory*), que compreende um simulador aeroelástico capaz de prever cargas para diferentes condições de funcionamento de uma WT de 2 ou 3 pás de eixo horizontal. Dentro deste pacote, destaca-se o módulo de linearização, capaz de gerar um modelo no espaço de estados localmente linear para uma dada velocidade de vento, e o módulo de simulação, que integra a simulação aeroelástica em um diagrama de blocos do Simulink.

Este trabalho apresenta a síntese e posterior validação de controladores ressonantes em ambiente de cossimulação FAST/Simulink visando a minimização de esforços mecânicos em WTs. Além deste objetivo geral, o trabalho apresenta os seguintes objetivos específicos: criação de um ambiente de cossimulação FAST simulink para uma turbina de 3 pás; projeto de um controlador de velocidade do rotor com ação integral a partir do método LGR; projeto de controladores ressonantes através da solução de um problema de otimização com restrições LMI.

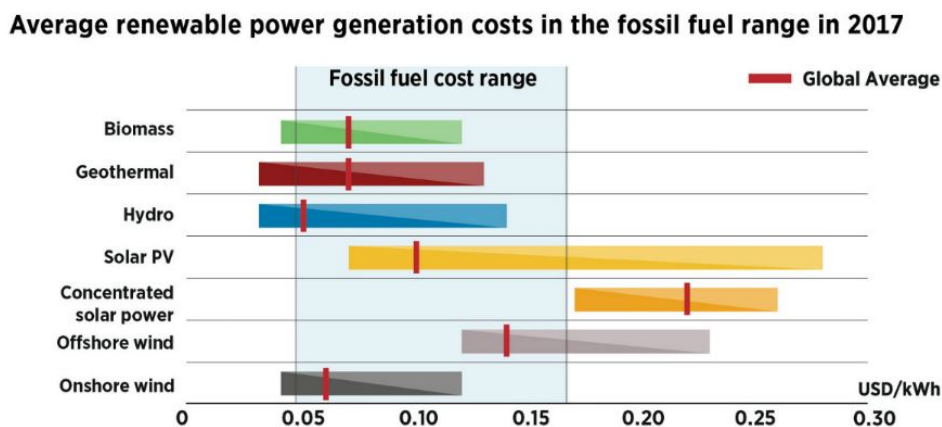
2 Conceitos Fundamentais

2.1 Turbinas Eólicas

A utilização da energia dos ventos para atividades que demandam maiores esforços não é recente, sendo inicialmente aplicada na navegação e nos moinhos de vento para a conversão de energia cinética do vento em energia mecânica. Com o objetivo de converter esta energia cinética em energia elétrica, iniciou-se o estudo para implementação dos primeiros protótipos de turbinas eólicas. Esse desenvolvimento só foi acelerado quando surgiram os incentivos à pesquisa devido à preocupação ambiental, pois grande parte da energia provinha de combustíveis fósseis, e à necessidade de diversificar a matriz energética.

Com os crescentes investimentos em pesquisas na área de energias renováveis, as WT's ganharam destaque pois seu LCoE reduziu drasticamente, porém a sua média permanece superior ao LCoE das energias de combustíveis fósseis. A Figura 1 mostra as médias dos custos de geração das principais energias renováveis. Para a energia eólica *onshore* nota-se que o limite inferior do intervalo de custos é menor que o limite inferior do respectivo intervalo para os combustíveis fósseis. Portanto, mesmo que a média do custo da energia eólica *onshore* esteja contida no intervalo de custo dos combustíveis fósseis, existem WT's que superam esse limite inferior do intervalo de custo dos combustíveis fósseis.

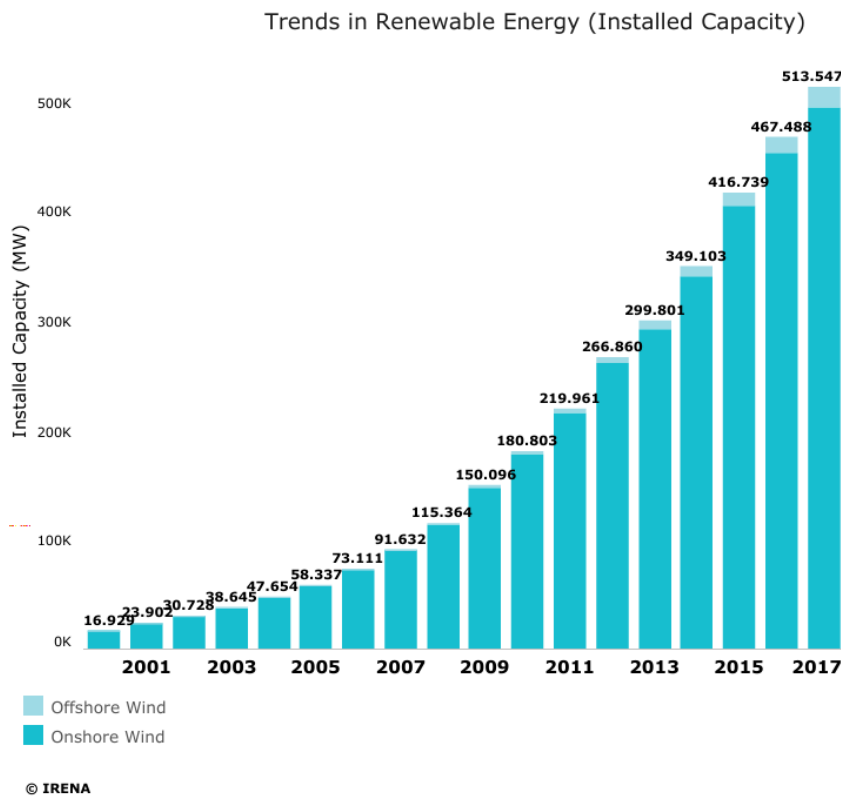
Figura 1 – Custos de geração médio em 2017.



Os grandes investimentos nas pesquisas destinadas aos aperfeiçoamentos das WT's e sua difusão nos sistemas elétricos ao longo do mundo são responsáveis pelo crescimento exponencial da capacidade de geração instalada, que está diretamente vinculado ao crescimento das estruturas da turbina e à sua eficiência, ([IRENA, 2018b](#)). A Figura 2

mostra o crescimento da capacidade de geração instalada em MW do ano de 2000 a 2017. Esses investimentos têm se dividido entre as WT's de tipo *onshore* e *offshore*. As WT's

Figura 2 – Desenvolvimento da capacidade de geração instalada de 2000 a 2017.



Fonte: IRENA, disponível em ([IRENA, 2018b](#)).

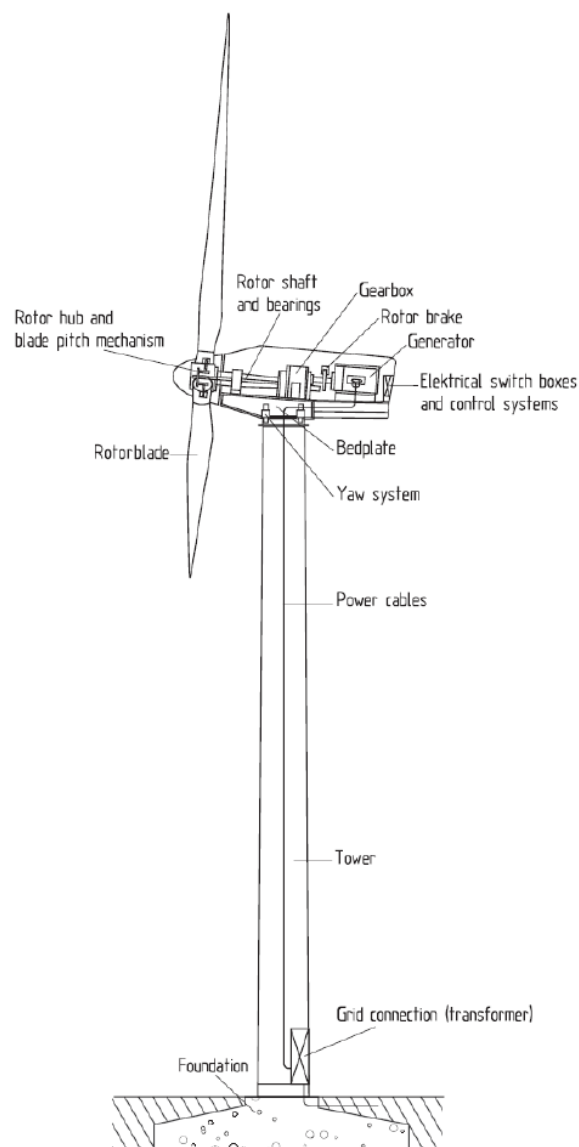
de tipo *onshore* são turbinas fixas em terra, ou seja, sobre o continente, enquanto as de tipo *offshore* são instaladas sobre a água. Em ([BILGILI; YASAR; SIMSEK, 2011](#)) são apresentadas as vantagens e as desvantagens entre cada um desses tipos de fundação. As vantagens das fundações do tipo offshore são a disponibilidade de grandes áreas para construção dos parques eólicos, a possibilidade de instalação próxima a grandes capitais costeiras, a menor poluição visual e acústica, ventos de maior intensidade e continuidade, menor turbulência e menores gradientes de velocidade do vento. Em contra-partida, as WT's offshore tem um LCoE duas vezes maior que o LCoE das WT's onshore, segundo a ([IRENA, 2018d](#)). Esse custo elevado é proveniente das fundações feitas em solo marinho e dos materiais adequados ao ambiente corrosivo.

Os componentes das WT's *onshore* de eixo horizontal estão destacados na Figura 3. As pás são responsáveis por interagir com o vento de forma a converter a energia do vento em energia cinética do rotor. O rotor em movimento transmite energia para um eixo de baixa rotação (LSS, do inglês: *Low Speed Shaft*) conectado à uma caixa de engrenagens que eleva a velocidade em um segundo eixo (HSS, do inglês: *High Speed Shaft*) coincidente ao eixo do gerador. Acoplando a nacele¹ à torre, há uma estrutura girante capaz de mudar

¹ Nacele é a estrutura que sustenta o eixo onde são acopladas as pás da WT. Esta estrutura abriga o

o ângulo de ataque, definido como o ângulo entre a direção do vento e o vetor normal à superfície do rotor.

Figura 3 – Componentes de uma WT onshore de eixo horizontal.



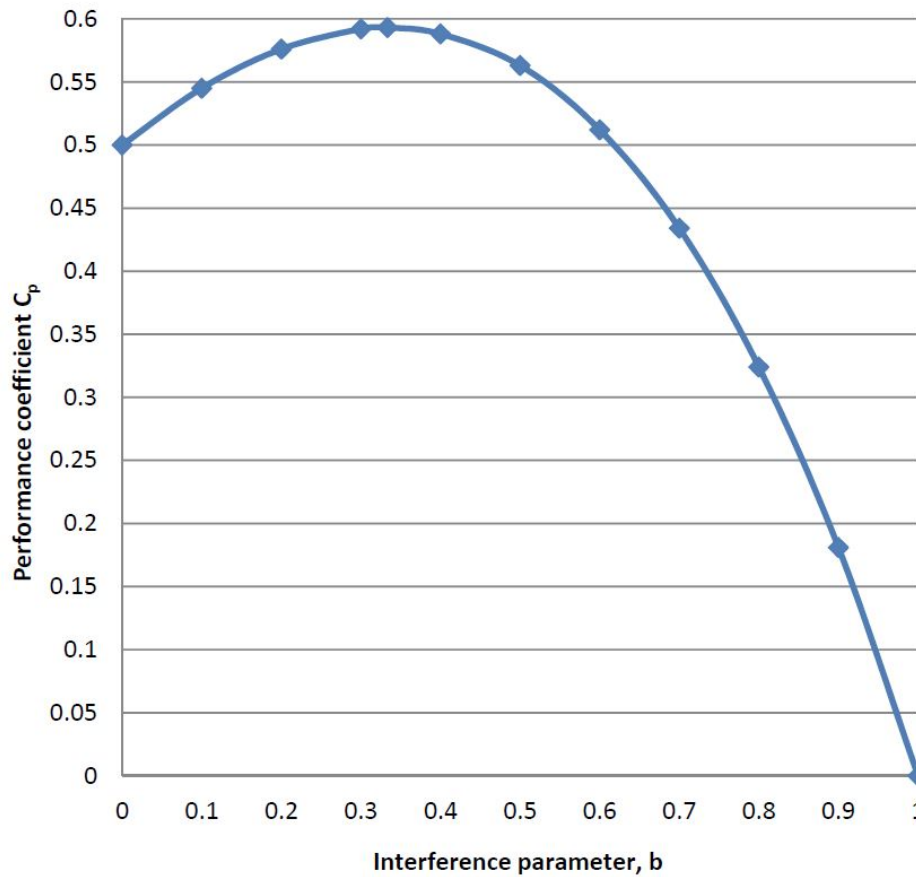
Fonte: Disponível em ([HAU, 2013](#)).

2.1.1 Potência Gerada

A teoria fundamental para o funcionamento e o projeto de uma WT é baseada no critério e na equação de Betz que estabelece um limite de eficiência para a conversão da energia dos ventos em energia dinâmica do rotor. Em ([RAGHEB; RAGHEB, 2011](#)), é apresentada a curva da Figura 4, que relaciona o coeficiente de performance ao parâmetro de interferência. O coeficiente de performance é dado pela razão entre a potência extraída gerador e a *gearbox*.

e a potência cinética e o parâmetro de interferência é a razão entre as velocidades do vento depois e antes da WT. Observe que quando o parâmetro de interferência é unitário,

Figura 4 – Fator de performance de uma WT.



Fonte: Disponível em (RAGHEB; RAGHEB, 2011).

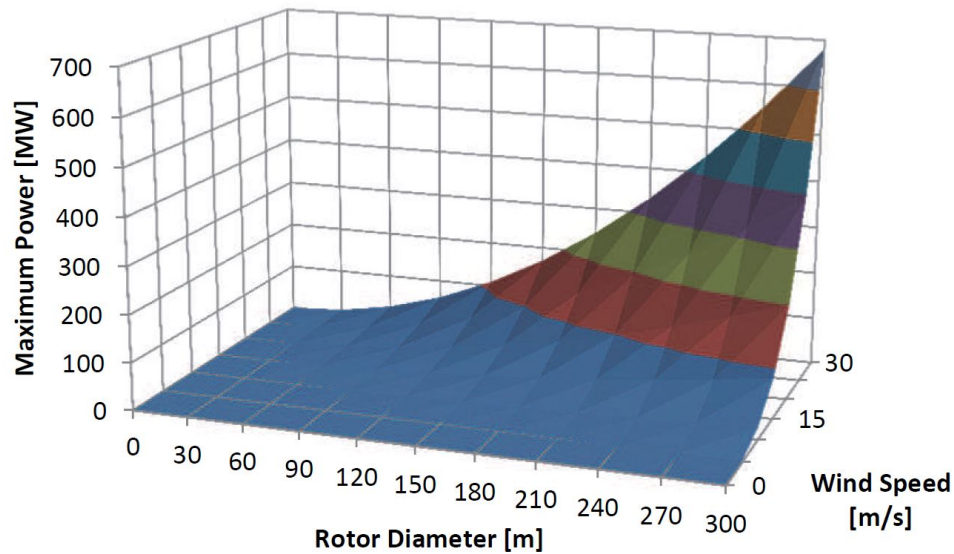
não há diferença de pressão entre as faces da turbina, resultando numa potência cinética nula. Quando b é nulo há a interrupção do fluxo de vento, resultando num coeficiente de performance de 0,5. O máximo da função é 59,26% quando $b = \frac{1}{3}$. O limite de Betz pode então ser determinado por (RAGHEB; RAGHEB, 2011).

$$P_{max} = \frac{16}{27} \frac{\rho}{2} v_1^3 \frac{\pi D^2}{4}. \quad (2.1)$$

A equação (2.1) pode ser traduzida como o produto do máximo parâmetro de performance e a potência do vento que, por sua vez, é proporcional à densidade do ar (ρ), ao cubo da velocidade do vento normal à superfície do rotor (v_1) e ao quadrado do diâmetro do rotor (D). O comportamento da potência máxima transmitida ao rotor em relação ao diâmetro do rotor e à velocidade do vento está exposta na Figura 5, que mostra a importância do estudo do potencial eólico do local de interesse e do tamanho da estrutura.

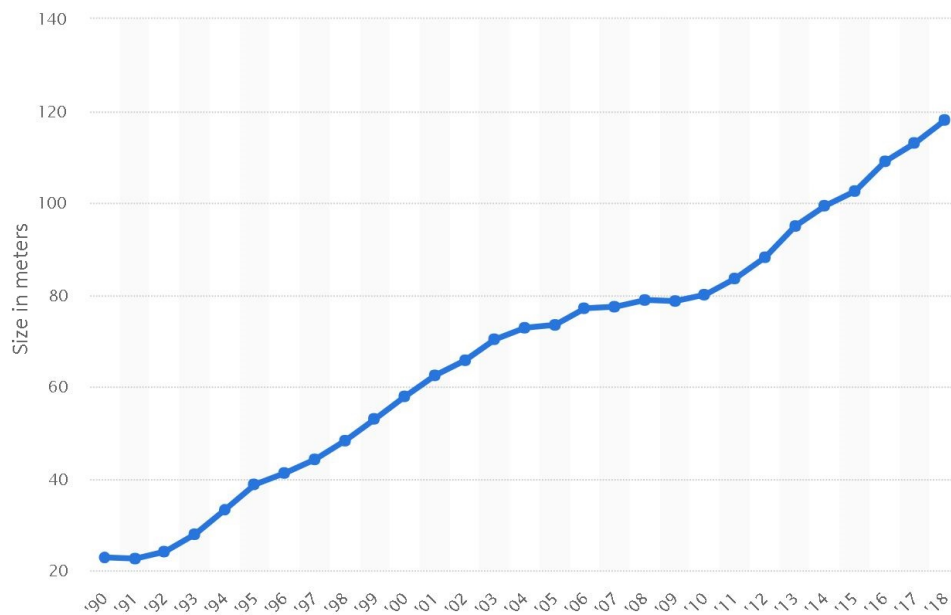
Por sua vez, a Figura 6 mostra o crescimento do tamanho médio dos rotores das WT's ao longo dos anos de 1990 a 2018, buscando a maior potência gerada por unidade.

Figura 5 – Máxima potência em função do diâmetro do rotor e da velocidade do vento.



Fonte: Disponível em (RAGHEB; RAGHEB, 2011).

Figura 6 – Crescimento do diâmetro do rotor médio de 1990 a 2018.



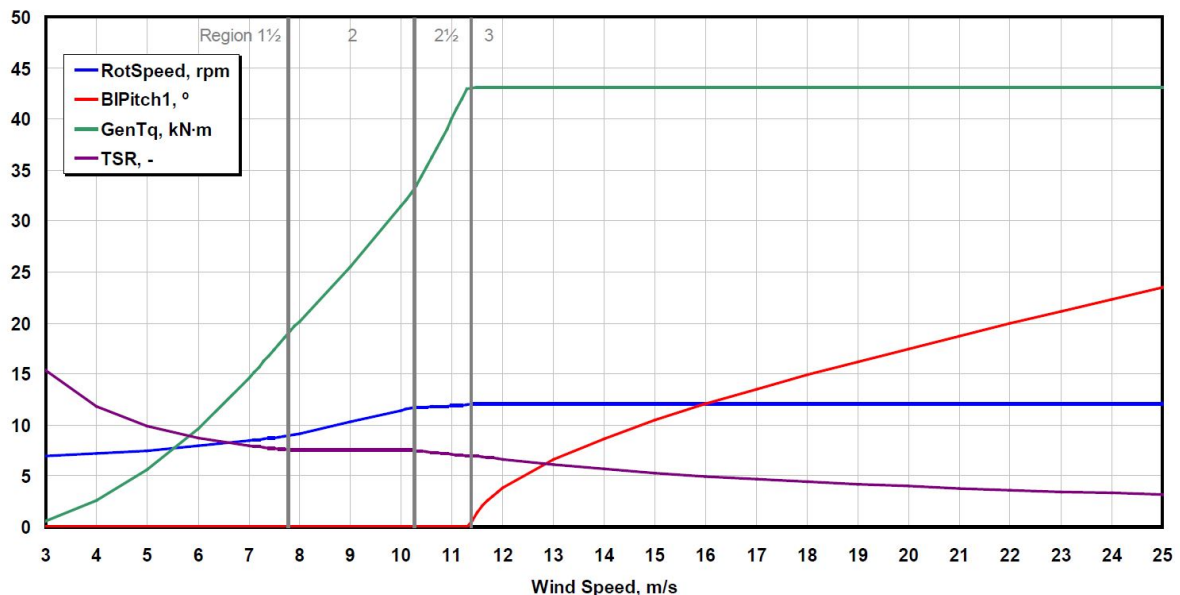
Fonte: Disponível em (CRESCIMENTO..., 2018).

Outra maneira de aumentar a potência gerada é aumentar a altura da torre da WT, valendo-se do perfil exponencial característico do vento. É usual que os ventos apresentem baixa velocidade próximo ao solo (devido à superfície irregular e ao atrito) e maiores velocidades para maiores altitudes.

2.1.2 Regiões de Operação e Esforços Mecânicos em WTs

De acordo com (CASTRO, 2009), as turbinas eólicas são projetadas para gerarem a sua potência máxima em uma determinada velocidade de vento, chamadas respectivamente de potência nominal e velocidade nominal do vento. Baseadas nestes limites, são definidas as chamadas regiões de operação da WT. A Figura 7 mostra as regiões de operação para uma turbina de 5MW e três pás, destacando as variáveis *RotSpeed*, *BlPitch1*, *GenTq* e TSR (do inglês: *Tip Speed Ratio*) que são, respectivamente, a velocidade do rotor LSS em [rpm], o ângulo da pá número 1 [°], o conjugado do gerador [$kN \cdot m$] e o TSR [adimensional] que é a razão entre a velocidade da ponta de uma pá e a velocidade do vento.

Figura 7 – Regiões de operação da WT.



Fonte: Disponível em (JONKMAN, 2009).

As regiões de operação da WT são denominadas 0, $1^{1/2}$, 2, $2^{1/2}$, 3 e 4. Nas regiões 0 e 4, também chamadas de *Cut-in* e *Cut-off*, respectivamente, nenhuma potência é produzida. Na região 0, a energia disponível é tão baixa que não compensa o custo de operação e as perdas na WT. Na região 4, a energia do vento é muito elevada e, por segurança, a WT não opera. É importante destacar que a turbina não é projetada para suportar os esforços da região de operação 4 porque a contribuição energética dessa faixa, comparada à média anual da velocidade do vento, é negligenciável segundo (BIANCHI HERNÁN DE BATTISTA, 2007).

Na região $1^{1/2}$, a velocidade do vento é baixa e a potência é inferior à potência nominal da WT, de forma que o objetivo é extrair a máxima potência disponível. Nas regiões 2 e $2^{1/2}$, o objetivo é manter o TSR constante e ter a maior eficiência de conversão possível. Finalmente, na região 3 o vento possui velocidade maior que a necessária para a extração da potência nominal. Nesse caso, o ângulo das pás (também chamado de ângulo

de *pitch*) pode ser utilizado como grau de liberdade adicional tendo em vista outros objetivos além da produção de energia. Um exemplo é o controle do ângulo das pás visando

Figura 8 – Ângulo de *pitch*.

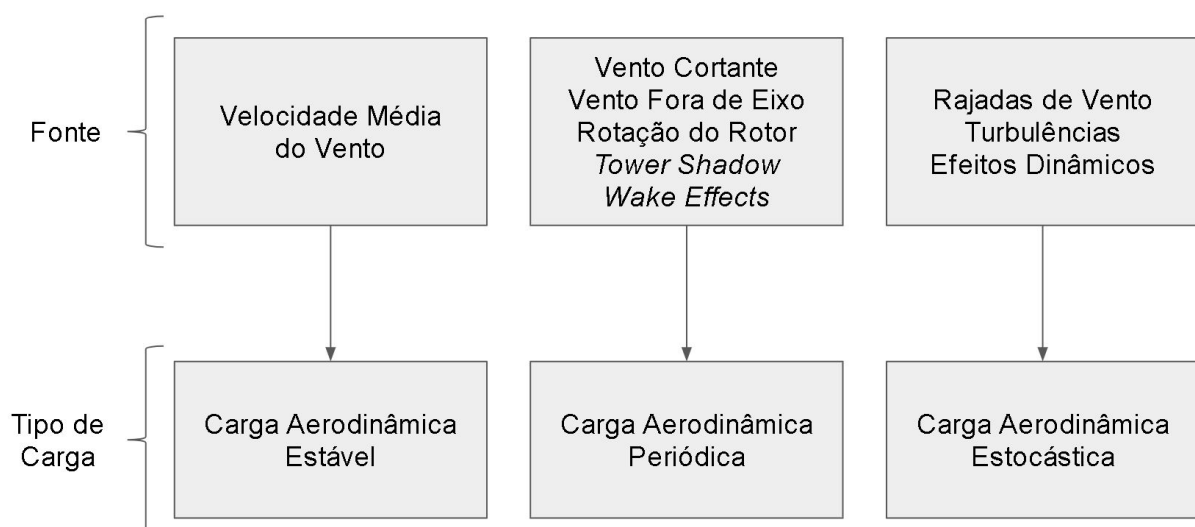


Fonte: Disponível em ([ÂNGULO...](#), 2018).

a redução dos esforços mecânicos. O ângulo de *pitch* é alterado através da rotação da pá em torno do seu próprio eixo, como mostra a Figura 8.

Associado ao funcionamento das WT's há diversas cargas mecânicas estáticas e dinâmicas, com relação de causa e efeito conforme ilustrado na Figura 9. A média

Figura 9 – Resumo dos esforços mecânicos presentes nas WT.



Fonte: Disponível em ([IMRAN, 2016](#)).

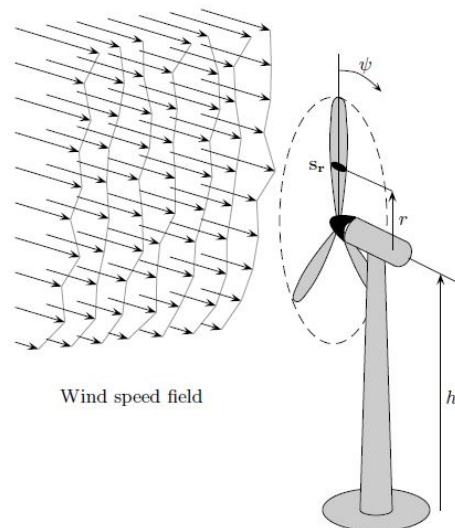
da velocidade do vento resulta em cargas mecânicas estáticas. Os esforços mecânicos estocásticos são resultantes principalmente de perturbações e turbulências na velocidade

do vento. As cargas periódicas são resultado de desequilíbrios nas forças ao longo do plano do rotor e podem ser geradas por:

- Gradiente da velocidade do vento (*Wind Shear*), que é a variação da intensidade da velocidade do vento de acordo com a altura, em relação ao solo, como representado na Figura 10. Segundo (MORIARTY et al., 2002), a característica exponencial do vento pode ser aproximada pela equação (2.2), em que Z é a altura do ponto em relação ao solo, Z_{hub} é a altura do eixo do rotor, V_z é a velocidade do vento para uma determinada altura Z , V_{hub} é a velocidade do vento na altura do eixo, V_{SHR} é o expoente determinado de maneira empírica.

$$V_z = V_{hub} \left(\frac{Z}{Z_{hub}} \right)^{V_{SHR}} \quad (2.2)$$

Figura 10 – Distribuição espacial do campo vetorial do vento.



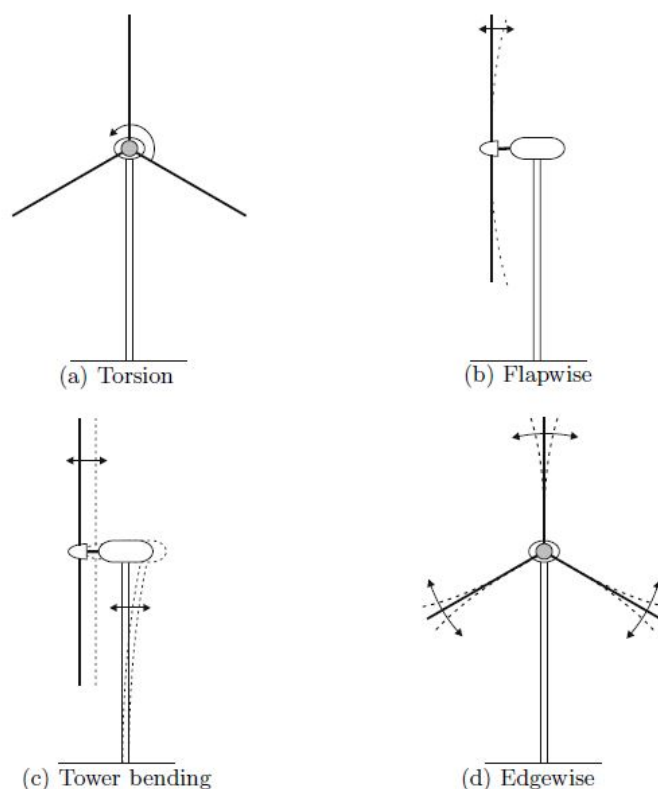
Fonte: Disponível em (BIANCHI HERNÁN DE BATTISTA, 2007).

- Alteração do fluxo de vento pela presença da torre (*Tower Shadow*) e outros obstáculos no caminho direto do vento;
- Influências de outras WT próximas (*Wake Effects*);
- Rotação do rotor (*Rotor Rotation*);
- Direção do vento não paralelo à normal do rotor (*Off-axis Wind*).

Os esforços mecânicos contidos nos seus respectivos espectros, excitam modos de vibração das *WT's*, causando deflexões em diversos componentes do sistema. Os principais

movimentos das estruturas que compõem a *WT* são mostrados na Figura 11, disponível em (BIANCHI HERNÁN DE BATTISTA, 2007). Nesta Figura destacam-se os movimentos de (a) torção, (b) *flapwise*, (c) *tower bending* e (d) *edgewise*. Como o sistema mecânico é acoplado, a força responsável por deflexionar as pás (*flapwise*) é a maior contribuinte para a deflexão da torre (*tower bending*).

Figura 11 – Deflexões de uma *WT*.



Fonte: Disponível em (BIANCHI HERNÁN DE BATTISTA, 2007).

2.2 Controle de *Pitch* na Região 3

A fim de reduzir os custos de operação e manutenção nas WT pode-se reduzir os esforços mecânicos. Os esforços mecânicos estáticos podem ser reduzidos através de um CPC (do inglês: *Collective Pitch Control*), pois ao aumentar o ângulo da pá (*Pitch Angle*), diminui a interação do vento com a superfície da mesma. Entretanto, para esforços periódicos, provenientes de distúrbios assimétricos no rotor, o CPC não é suficiente e passa-se a utilizar o IPC (do inglês: *Individual Pitch Control*).

Para fins de projeto dos controladores, usualmente é obtido um modelo que descreve adequadamente a interação entre as variáveis de entrada e saída de interesse. Segundo (BIANCHI HERNÁN DE BATTISTA, 2007), o modelo da WT que descreve o comportamento da velocidade do rotor e da deflexão das pás causada pelo vento é não linear, porém é possível aproximar o seu comportamento no entorno de um dado ponto de operação através de um sistema linear invariante no tempo (LIT). Neste caso, é escolhido um ponto de operação de interesse (chamado de ponto de equilíbrio) e as funções não lineares são aproximadas por Série de Taylor truncada no elemento de primeira ordem. Para fins de implementação, os pontos de equilíbrio são subtraídos das variáveis do sistema, transladando o ponto de equilíbrio do sistema para a origem. Projetado o controlador, o valor do sinal de controle de equilíbrio é somado ao sinal de controle calculado visando retornar ao sistema de coordenadas original (ØSTERGAARD; STOUSTRUP; BRATH, 2009). Um modelo LPV (do inglês: *Linear Parameter Varying*) pode ser gerado através da linearização para diferentes pontos de operação do sistema, assim é possível avaliar as mudanças dos autovalores da matriz dinâmica ao longo do trajeto de operação escolhido.

O vetor de entrada do sistema, da equação (2.4), é composto por θ_1 , θ_2 e θ_3 são os ângulos de *pitch* das pás 1, 2 e 3, respectivamente. O vetor de saída do sistema, da equação (2.3), é composto pela velocidade do rotor em RPM (ω) e pela deflexão das pás (ζ_1 , ζ_2 e ζ_3). Os estados são as deflexões das pás, como na Figura 11b, e suas derivadas. O distúrbio é a perturbação proveniente do comportamento do vento.

$$y(t) = \begin{bmatrix} \zeta_1 \\ \zeta_2 \\ \zeta_3 \end{bmatrix}, y \in \mathbb{R}^3. \quad (2.3)$$

$$u(t) = \begin{bmatrix} \theta_1 \\ \theta_2 \\ \theta_3 \end{bmatrix}, u \in \mathbb{R}^3. \quad (2.4)$$

$$x(t) = \begin{bmatrix} \zeta_1 \\ \zeta_2 \\ \zeta_3 \\ \dot{\zeta}_1 \\ \dot{\zeta}_2 \\ \dot{\zeta}_3 \end{bmatrix}, \quad x \in \mathbb{R}^6. \quad (2.5)$$

Assuma que o comportamento do sistema não linear é representado por

$$\dot{x} = f(x, u, d) = \begin{bmatrix} \dot{\zeta}_1 \\ \dot{\zeta}_2 \\ \dot{\zeta}_3 \\ \ddot{\zeta}_1 \\ \ddot{\zeta}_2 \\ \ddot{\zeta}_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \dot{\zeta}_1 \\ \dot{\zeta}_2 \\ \dot{\zeta}_3 \\ \frac{(K_J(d) - s_b - d_b)\dot{\zeta}_1}{m_b} \\ \frac{(K_J(d) - s_b - d_b)\dot{\zeta}_2}{m_b} \\ \frac{(K_J(d) - s_b - d_b)\dot{\zeta}_3}{m_b} \end{bmatrix}, \quad (2.6)$$

onde m_b , s_b e d_b são, respectivamente, a massa da pá, o coeficiente de amortecimento da pá e a rigidez da pá. O parâmetro $K_J(d)$ não tem uma expressão matemática fechada e depende do TSR e do ângulo das pás (BIANCHI HERNÁN DE BATTISTA, 2007). Esses parâmetros são dados pelo *FAST*.

O ponto de operação de interesse é descrito por $\bar{x}(\delta)$, $\bar{u}(\delta)$ e $\bar{d}(\delta)$. Considerando que $\Delta x = x - \bar{x}(\delta)$, $\Delta d = d - \bar{d}(\delta)$ e $\Delta y = y - \bar{y}(\delta)$ representam pequenas variações ao redor do ponto de equilíbrio definido pela velocidade média do vento (δ), o comportamento do sistema pode ser aproximado pelo seguinte modelo:

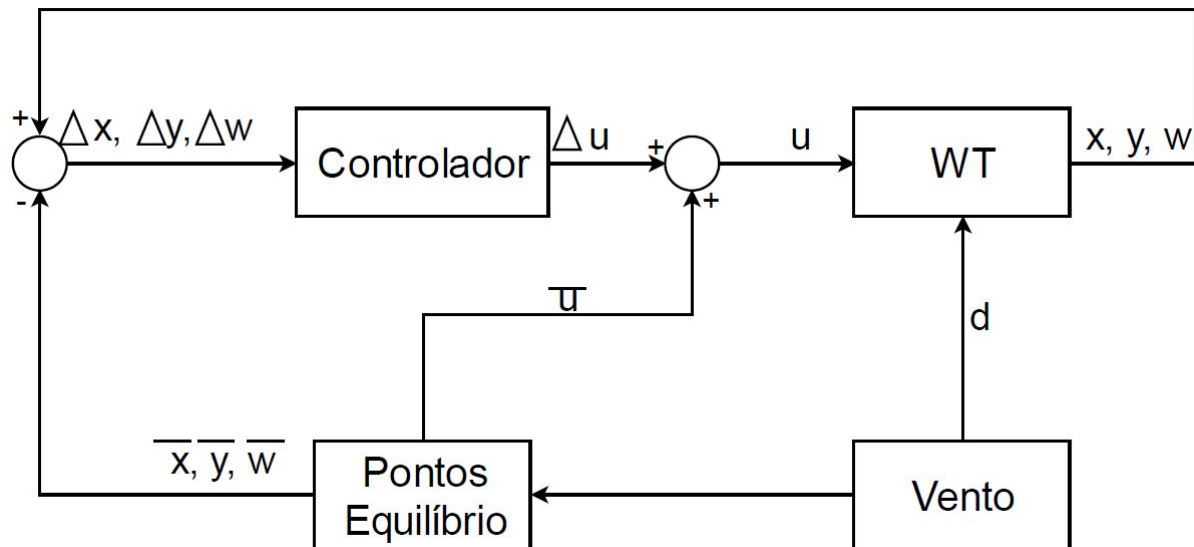
$$\begin{cases} \Delta \dot{x} = A(\delta)\Delta x + B(\delta)\Delta u + B_d(\delta)\Delta d \\ \Delta y = C(\delta)\Delta x + D(\delta)\Delta u + D_d(\delta)\Delta d \end{cases} \quad (2.7)$$

onde $A(\delta) \in \mathbb{R}^{6 \times 6}$, $B(\delta) \in \mathbb{R}^{6 \times 3}$, $B_d(\delta) \in \mathbb{R}^{6 \times 1}$, $C(\delta) \in \mathbb{R}^{3 \times 6}$, $D(\delta) \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$, $D_d(\delta) \in \mathbb{R}^{3 \times 1}$.

$$\begin{aligned} A(\delta) &= \left. \frac{\partial f(x, u, d)}{\partial(x)} \right|_{\delta} \\ B(\delta) &= \left. \frac{\partial f(x, u, d)}{\partial(u)} \right|_{\delta} \\ B_d(\delta) &= \left. \frac{\partial f(x, u, d)}{\partial(d)} \right|_{\delta} \\ C(\delta) &= \left. \frac{\partial f(x, u, d)}{\partial(x)} \right|_{\delta} \\ D(\delta) &= \left. \frac{\partial f(x, u, d)}{\partial(u)} \right|_{\delta} \\ D_d(\delta) &= \left. \frac{\partial f(x, u, d)}{\partial(d)} \right|_{\delta} \end{aligned} \quad (2.8)$$

O diagrama de blocos geral apresentado na Figura 12 mostra a arquitetura do sistema em malha fechada conforme (CASTRO et al., 2017). Nota-se que o vento conecta-se aos blocos de *Pontos Equilíbrio* e *WT*, responsáveis por gerar os pontos de equilíbrio associados a δ e realizar os cálculos aeroelásticos, respectivamente. É importante destacar que para condições em que os pontos de equilíbrio não estejam previstos, o modelo de pequenos sinais considerado deixa de ser válido e o sistema em malha fechada pode tornar-se instável.

Figura 12 – Diagrama de blocos do sistema de controle da WT.



Fonte: Do Autor.

A WT compõem um sistema multivariável não linear que contém múltiplas entradas e saídas, ou seja, o sistema é MIMO (do inglês: *Multi-input Multi-output*). O controle de sistemas MIMO é mais complexo porque as malhas de realimentação projetadas para cada uma das saídas interagem entre si, conforme (RAJAPANDIYAN; CHIDAMBARAM, 2012). O sistema fortemente acoplado é caracterizado por influências semelhantes das 3 pás sobre cada uma das deflexões, ou seja, as funções de transferência mútuas teriam ganhos próximos ao ganho da função de transferência própria na saída do sistema, para uma dada frequência dos sinais de entrada. No sistema fracamente acoplado (ou ainda desacoplado) as funções de transferência da diagonal principal são muito mais relevantes que as funções de transferência mútuas. O sistema pode ser considerado desacoplado e ainda que a dinâmica das pás são idênticas, como em (LU R. BOWYER, 2015). Assim o sistema é simplificado ao máximo, assumindo que são 3 sistemas SISO independentes para atenuação das cargas mecânicas.

Geralmente a velocidade do rotor ($\omega_0(t)$) é controlada por um CPC com o objetivo de prover o ângulo de *pitch* médio para todas as pás ($\bar{\theta}(t)$). O IPC pode reduzir os esforços mecânicos relacionado às deflexões das pás através do modelo de pequenos sinais descrito acima, ou seja, sem alterar o ponto de equilíbrio, (BOSSANYI, 2003). Em (DISARIO, 2018),

o projeto de controladores CPC e IPC ainda são utilizados para controle de velocidade e redução de esforços através de medidas dos momentos nas pás, valendo-se da MBC (do inglês: *Multi-blade Coordinate Transformation*) para converter variáveis do *frame* rotativo² para o *frame* fixo³.

² *Frame rotativo* é o sistema de coordenadas associado à base de cada uma das pás, (BIR, 2008).

³ *Frame fixo* é o sistema de coordenadas estático associado à torre da WT, (BIR, 2008).

3 Projeto dos controladores

3.1 Controladores Baseados no PMI

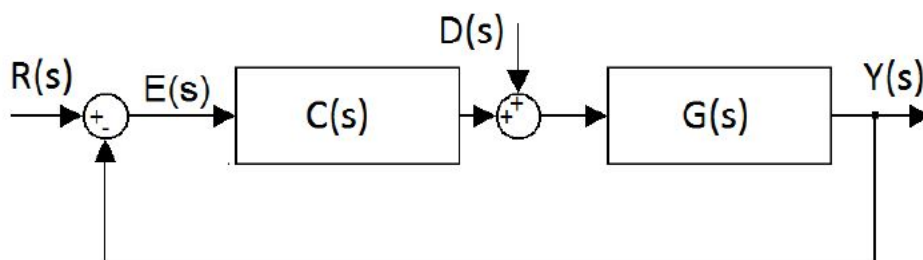
O princípio do modelo interno (PMI) estabelece que, para um determinado sinal de referência e distúrbio, o erro de seguimento será nulo caso seja inserido na malha de controle um controlador capaz de gerar sinais com as mesmas características dos sinais de interesse. Exemplos do uso do PMI são controladores PID (controlador proporcional integral derivativo) e os controladores ressonantes. Controladores de estrutura PID são capazes de seguir referências e rejeitar perturbações constantes pois a ação integral é capaz de gerar uma saída de controle também constante em regime permanente. O controlador ressonante é capaz de seguir referências e rejeitar distúrbios senoidais pois a saída do controlador é um sinal com essas mesmas características em regime permanente.

Segundo (FUKUDA; YODA, 2001), para que o sistema em malha fechada siga a referência sem erro de regime permanente é necessário que:

- O sistema em malha fechada seja assintoticamente estável;
- A função de transferência contenha os modos frequenciais que descrevem os sinais de interesse.

A interpretação frequencial do PMI pode ser melhor analisada a partir do sistema em malha fechada da Figura 13 e das funções de transferência de malha fechada da referência para a saída, distúrbio $D(s)$ para a saída e da referência para o erro de seguimento (dadas, respectivamente pelas equações (3.1) a (3.3)). Caso a magnitude de $C(s)$ seja infinita em uma dada frequência de interesse, i.e. $|C(jw_0)| \rightarrow \infty$, segue que $|T_{ref}(jw_0)| = 1$, $|T_{dist}(jw_0)| = 0$ e $|T_{erro}(jw_0)| = 0$.

Figura 13 – Diagrama de blocos do sistema $G(s)$ em malha fechada com um controlador $C(s)$.



Fonte: Disponível em (LORENZINI, 2013).

$$T_{ref}(s) = \frac{Y(s)}{R(s)} = \frac{C(s)G(s)}{1 + C(s)G(s)} \quad (3.1)$$

$$T_{dist}(s) = \frac{Y(s)}{D(s)} = \frac{G(s)}{1 + C(s)G(s)} \quad (3.2)$$

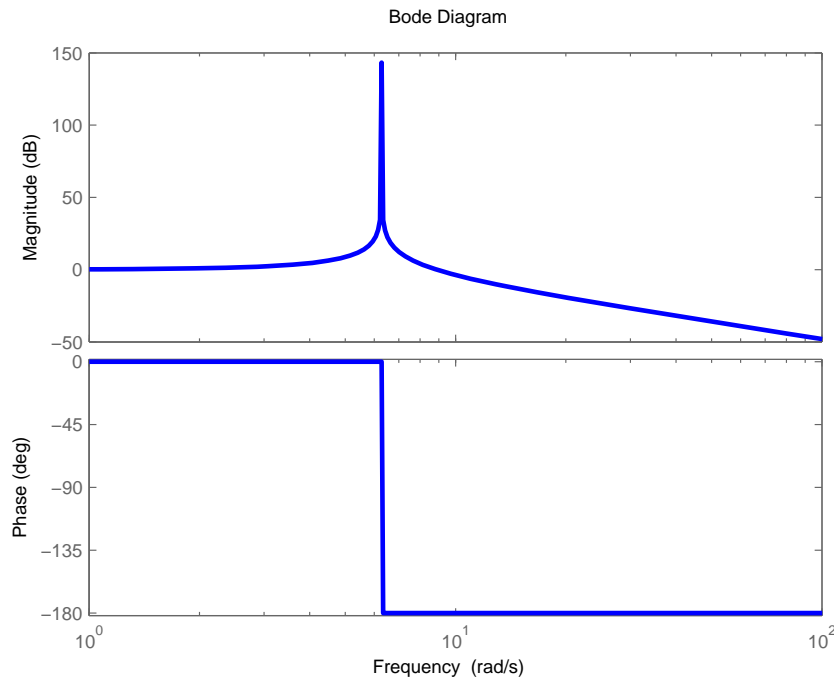
$$T_{erro}(s) = \frac{E(s)}{R(s)} = \frac{1}{1 + C(s)G(s)} \quad (3.3)$$

Visando o seguimento de sinais senoidais de frequência ω_0 , os controladores ressonantes garantem magnitude infinita nesta frequência a partir da seguinte função de transferência:

$$C(s) = \frac{\omega_0^2}{s^2 + \omega_0^2} \quad (3.4)$$

Na Figura 14 é apresentado o diagrama de Bode de $C(s)$ para $\omega_0 = 2\pi rad/s$. Note que, de fato, essa função de transferência possui um pico de magnitude infinita (ressonância) na frequência especificada

Figura 14 – Diagrama de Bode da $C(s)$ para $\omega_0 = 2\pi rad/s$.



Fonte: Do autor.

O controlador ressonante é marginalmente estável pois insere dois polos sobre o eixo complexo do plano S. Para aumentar a margem de estabilidade do sistema, são inseridos dois zeros no semi-plano esquerdo do plano S, como realizado em (PEREIRA et al., 2014),

resultando em uma nova função de transferência do controlador dada por

$$C(s) = \frac{k_2(s^2 + \omega_0^2) + k_1s + k_0}{s^2 + \omega_0^2} \quad (3.5)$$

Neste caso, os parâmetros k_2 , k_1 e k_0 são parâmetros livre de projeto e devem ser escolhidos de forma que o sistema em malha fechada seja estável. Conforme (Pereira; de Carvalho; Flores, 2013), a função de transferência (3.5) pode ser representada no espaço de estados por

$$\begin{cases} \dot{x}_R(t) = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -\omega^2 & 0 \end{bmatrix} x_R(t) + \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \end{bmatrix} u_R(t) \\ y_R(t) = \begin{bmatrix} k_0 & k_1 \end{bmatrix} x_R(t) + k_2 u_R(t) \end{cases} . \quad (3.6)$$

Quando os sinais de interesse são periódicos, a estratégia usual é realizar a expansão destes sinais em Série de Fourier e inserir modos de ressonância em todas as frequências harmônicas. Por outro lado, esta abordagem leva a controladores de alta ordem quando os sinais de interesse apresentam elevado conteúdo harmônico. Uma alternativa nesse caso é a compensação apenas das harmônicas com maior energia, às custas de um erro de seguimento associado às harmônicas não compensadas.

Para o seguimento de sinais do tipo salto ou degrau é necessário que seja implementado um controlador com função de transferência de tipo 1, caso a planta não apresente zeros em zero. O controlador PI tem função de transferência dada por

$$C_{PI}(s) = K_p + \frac{K_I}{s} \quad (3.7)$$

e que atende o PMI para estes sinais.

A função de transferência (3.7) pode ser representada no espaço de estados por

$$\begin{cases} \dot{x}_{PI}(t) = [0]x_I(t) + [1]e(t) \\ y_{PI}(t) = K_I x_I(t) + K_p e(t) \end{cases} , \quad (3.8)$$

onde K_I e K_p são os parâmetros a serem projetados.

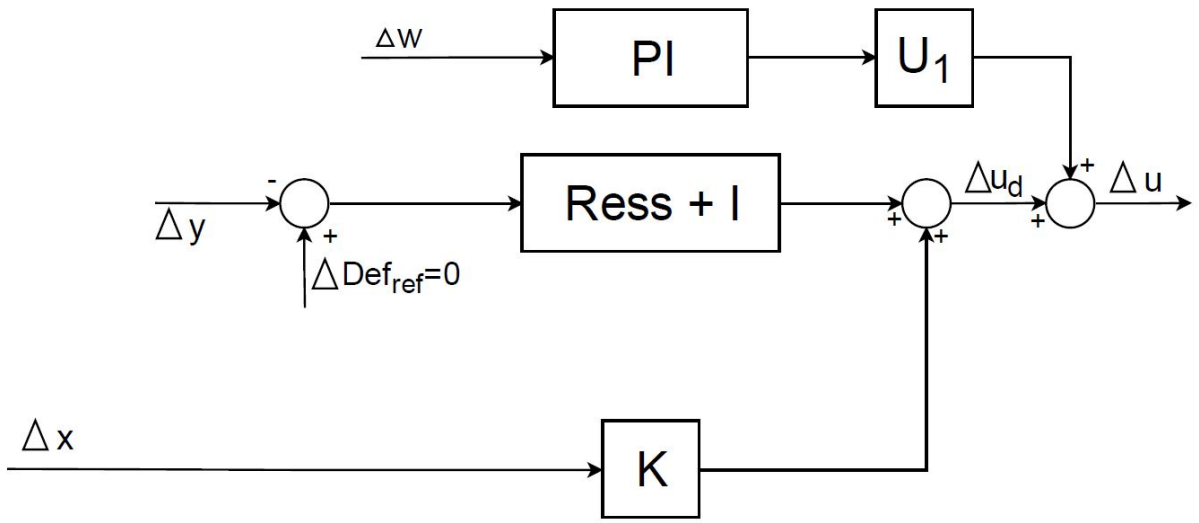
3.2 Estrutura de Controle Multi-malha

O controlador proposto tem uma característica multi-malha, sendo um dos laços responsável por regular a velocidade do rotor e o outro por ajustar a deflexão das pás. O laço de controle de velocidade é composto por um controlador PI escolhido de forma a rejeitar desvios do tipo salto ou degrau no valor de equilíbrio, usualmente causados pela mudança no valor médio do distúrbio decorrente da velocidade do vento. A variação da deflexão das pás em relação ao seu valor de equilíbrio é controlada por um uma estrutura

ressonante sintonizada nas componentes frequenciais de maior energia do sinal de distúrbio, uma ação integral e uma realimentação da variação dos estados da planta.

Complementar ao diagrama de blocos da Figura 12, a Figura 15 expõem a característica multi-malha descrita acima. O bloco *PI* representa o controlador PI utilizado no laço de velocidade, tendo seu sinal multiplicado por $U_1 = [1 \ 1 \ 1]^T$ para ajuste das dimensões do sinal de controle. O bloco *Ress + I* representa os controladores ressonantes e o controlador PI para a deflexão das pás. O bloco *K* é o ganho da realimentação de estados.

Figura 15 – Diagrama de blocos do controlador.



Fonte: Do Autor.

3.2.1 Projeto do Laço de Redução de Esforços Mecânicos

Neste caso, o modelo no espaço de estados (2.3) é considerado, tendo como variáveis de saída apenas as deflexões das pás. O objetivo, neste caso, é rejeitar as componentes constantes e periódicas decorrente do vento incidente em cada uma das pás. Para isso será considerada a formulação no espaço de estados dos controladores ressonantes e PI dada por

$$\begin{cases} \dot{x}_{Ri} = A_{Ri}x_{Ri} + B_{Ri}\Delta e_{di} \\ y_{Ri} = C_{Ri}x_{Ri} + D_{Ri}\Delta e_{di} \end{cases} \quad (3.9)$$

e

$$\begin{cases} \dot{x}_{Ii} = A_{Ii}x_{Ii} + B_{Ii}\Delta e_{di} \\ y_{Ii} = C_{Ii}x_{Ii} + D_{Ii}\Delta e_{di} \end{cases} \quad (3.10)$$

onde $\Delta e_{di} = \Delta \zeta_{ref} - \Delta y_i$ é o erro de deflexão da *i*-ésima pá e as matrizes $A_{Ri}, B_{Ri}, C_{Ri}, D_{Ri}$ e $A_{Ii}, B_{Ii}, C_{Ii}, D_{Ii}$ correspondem às matrizes apresentadas em (3.6) e (3.8).

Definindo agora o estado $\bar{x}_{ci} = \begin{bmatrix} x_{Ri} \\ x_{Ii} \end{bmatrix}$ segue que

$$\begin{aligned} \dot{\bar{x}}_{ci} &= \begin{bmatrix} A_{Ri} & 0 \\ 0 & A_{Ii} \end{bmatrix} \bar{x}_{ci} + \begin{bmatrix} B_{Ri} \\ B_{Ii} \end{bmatrix} \Delta e_{di}, \\ \bar{y}_{ci} &= \begin{bmatrix} C_{Ri} & C_{Ii} \end{bmatrix} \bar{x}_{ci} + \begin{bmatrix} D_{Ri} & D_{Ii} \end{bmatrix} \Delta e_{di} \end{aligned} \quad (3.11)$$

ou seja,

$$\begin{cases} \dot{x}_{ci} = A_{ci}x_{ci} + B_{ci}\Delta e_{di} \\ y_{ci} = C_{ci}x_{ci} + D_{ci}\Delta e_{di} \end{cases} \quad (3.12)$$

Como o sistema é MIMO, a equação (3.12) deve ser inserida em todos os canais de erro, resultando em $\bar{x}_c = [\bar{x}_{c1} \ \bar{x}_{c2} \ \bar{x}_{c3}]^T \in \mathbb{R}^{3(2N+1)}$,

$$\begin{cases} \dot{x}_c = A_c x_c + B_c \Delta e_d \\ y_c = C_c x_c + D_c \Delta e_d \end{cases}, \quad (3.13)$$

onde as matrizes A_c , B_c , C_c e D_c são dadas por

$$\begin{aligned} A_c &= \begin{bmatrix} \bar{A}_{c1} & 0 & 0 \\ 0 & \bar{A}_{c2} & 0 \\ 0 & 0 & \bar{A}_{c3} \end{bmatrix}, \\ B_c &= \begin{bmatrix} \bar{B}_{c1} \\ \bar{B}_{c2} \\ \bar{B}_{c3} \end{bmatrix}, \\ C_c &= [\bar{C}_{c1} \ \bar{C}_{c2} \ \bar{C}_{c3}], \\ D_c &= \begin{bmatrix} \bar{D}_{c1} & 0 & 0 \\ 0 & \bar{D}_{c2} & 0 \\ 0 & 0 & \bar{D}_{c3} \end{bmatrix}, \end{aligned} \quad (3.14)$$

Baseado no diagrama de blocos da Figura 15, segue que o sinal de controle que atua na deflexão das pás $u_d(t)$ é dado por

$$\begin{aligned} \Delta u_d(t) &= y_c + K \Delta x(t) \\ \Delta u_d(t) &= C_c x_c(t) + D_c \Delta e_d(t) + K \Delta x(t) \end{aligned} \quad (3.15)$$

Considerando que $\Delta e_d(t) = \Delta \zeta_{ref}(t) - \Delta y(t) = -\Delta y(t) = -C(\delta) \Delta x(t)$ então segue que

$$\begin{aligned} \Delta u_d(t) &= (-D_c C(\delta) + K) \Delta x(t) + C_c x_c(t) \\ \Delta u_d(t) &= \begin{bmatrix} -D_c C(\delta) + K & C_c \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta x(t) \\ x_c(t) \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (3.16)$$

Definindo agora o vetor de estados aumentado $x_a(t) = [\Delta x(t)' \quad x_c(t)']'$, segue então que

$$\Delta u_d(t) = K_a(\delta)x_a(t) \quad (3.17)$$

e, baseado em (2.7) e (3.13), que

$$\begin{cases} \dot{x}_a(t) = (A_a(\delta) + B_a(\delta)K_a(\delta))x_a(t) + B_a d(\delta)\Delta d(t) \\ \Delta y(t) = (C_a(\delta) + D_a(\delta)K_a(\delta))x_a(t) + D_a d(\delta)\Delta d(t) \end{cases} \quad (3.18)$$

onde

$$\begin{aligned} A_a(\delta) &= \begin{bmatrix} A(\delta) & 0 \\ -B_c C(\delta) & A_c \end{bmatrix} \\ B_a(\delta) &= \begin{bmatrix} B(\delta) \\ 0 \end{bmatrix} \\ B_a d(\delta) &= \begin{bmatrix} B_d(\delta) \\ 0 \end{bmatrix} \\ C_a(\delta) &= [C(\delta) \quad 0] \\ D_a d(\delta) &= [D_d(\delta)] \end{aligned} \quad (3.19)$$

Como o sistema linearizado é localmente linear, o problema de síntese do ganho K_a pode ser visto como o problema de alocação dos autovalores de $(A_a(\delta) + B_a(\delta)K_a(\delta))$.

A abordagem apresentada nesta seção leva em conta a natureza MIMO do sistema, originando um estado aumentado de dimensão $n_a = 6 + 3(2N + 1)$ onde N é o número de harmônicas compensadas com modos ressoantes. Para fins de projeto, deve-se determinar um ganho K_a de dimensão $3 \times 6 + 3(2N + 1)$. Uma alternativa é considerar uma abordagem desacoplada, supondo que as dinâmicas de todas as pás são idênticas e independentes entre si. Nesse caso, um controlador ressonante+PI e um ganho de realimentação de estados é projetado para a pá 1 e replicado nas demais pás. O estado aumentado resultante para cada pá teria dimensão $n_a = 2 + 2N + 1$ e, para fins de projeto, o ganho K_a seria de dimensão $1 \times 2 + 2N + 1$. Essa redução de dimensão pode levar a melhores resultados do ponto de vista de factibilidade e robustez numérica no projeto do controlador que será descrito na próxima seção.

3.3 Projeto Via LMI

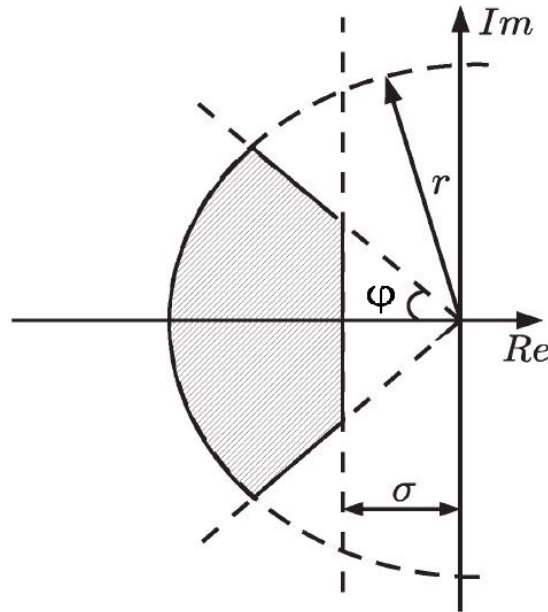
Uma das maneiras de se garantir a estabilidade e desempenho robusto do sistema (3.18) é através de restrições na forma de LMIs. Visando regular o desempenho do sistema

em malha fechada, os autovalores de $(A_a(\delta) + B_a(\delta)K_a(\delta))$ podem ser posicionados na interseção das seguintes regiões do plano complexo

$$\begin{aligned} R_{CR} &= \{p_i \in \mathbb{C} : \text{Re}(p_i) \leq -\sigma, \sigma \in \mathbb{R}^+\}, \\ R_{DR} &= \{p_i \in \mathbb{C} : |p_i| \leq r, r \in \mathbb{R}^+\}, \\ R_{NF} &= \left\{ p_i \in \mathbb{C} : \text{tg}^{-1} \left(\frac{|\text{Im}(p_i)|}{|\text{Re}(p_i)|} \right) \leq \phi, \phi \in \mathbb{R}^+ \right\} \end{aligned} \quad (3.20)$$

onde p_i , com $i = 1, \dots, n_a$ são os autovalores de $(A_a(\delta) + B_a(\delta)K_a(\delta))$, σ está associado com o tempo de acomodação, ϕ o máximo sobressinal admissível e r limita a magnitude máxima dos autovalores. A Figura 16 ilustra a região do plano complexo que deve conter os autovalores do sistema em malha fechada.

Figura 16 – Restrições no Plano Complexo.



Fonte: Disponível em (Pereira; de Carvalho; Flores, 2013).

No Teorema 7 de (LORENZINI, 2015) são apresentadas as seguintes condições LMI para o posicionamento robusto dos autovalores de $(A_a + B_a K_a)$ na região da Figura

16:

$$\begin{aligned}
L_1 \otimes Q + M_1(A_a(\delta_{min})W + B_aY) + M_1' \otimes (A_a(\delta_{min})W + B_aY)' &< 0, \\
L_1 \otimes Q + M_1(A_a(\delta_{max})W + B_aY) + M_1' \otimes (A_a(\delta_{max})W + B_aY)' &< 0, \\
L_2 \otimes Q + M_2(A_a(\delta_{min})W + B_aY) + M_2' \otimes (A_a(\delta_{min})W + B_aY)' &< 0, \\
L_2 \otimes Q + M_2(A_a(\delta_{max})W + B_aY) + M_2' \otimes (A_a(\delta_{max})W + B_aY)' &< 0, \\
L_3 \otimes Q + M_3(A_a(\delta_{min})W + B_aY) + M_3' \otimes (A_a(\delta_{min})W + B_aY)' &< 0, \\
L_3 \otimes Q + M_3(A_a(\delta_{max})W + B_aY) + M_3' \otimes (A_a(\delta_{max})W + B_aY)' &< 0, \\
\begin{bmatrix} He(A_a(\delta_{min})W + B_aY) & WC_Z' + Y'D_Z' \\ C_ZW + D_ZY & -\lambda I_{n_z} \end{bmatrix} &< 0, \\
\begin{bmatrix} He(A_a(\delta_{max})W + B_aY) & WC_Z' + Y'D_Z' \\ C_ZW + D_ZY & -\lambda I_{n_z} \end{bmatrix} &< 0,
\end{aligned} \tag{3.21}$$

onde $W \in \mathbb{R}^{n_a \times n_a}$ é simétrica positiva definida, $Y \in \mathbb{R}^{3 \times n_a}$, λ é um escalar positivo, \otimes representa o produto de Kronecker,

$$\begin{aligned}
L_1 &= 2\sigma, \quad M_1 = 1, \\
L_2 &= \begin{bmatrix} -r & 0 \\ 0 & -r \end{bmatrix}, \quad M_2 = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}, \\
L_3 &= \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad M_3 = \begin{bmatrix} \text{sen}(\phi) & \text{cos}(\phi) \\ -\text{cos}(\phi) & \text{sen}(\phi) \end{bmatrix},
\end{aligned} \tag{3.22}$$

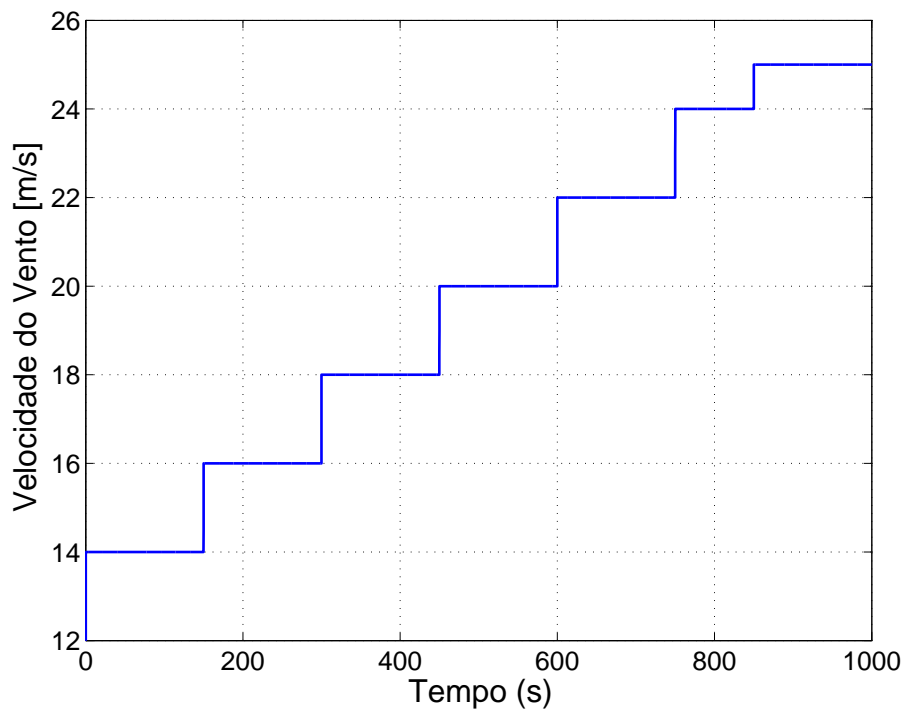
Atendendo as inequações, o sistema torna-se assintoticamente estável $\forall \delta_{min} \leq \delta(t) \leq \delta_{max}$, ou seja, para este intervalo de parâmetro δ os polos em malha fechada estão confinados na intersecção dos planos de restrição (3.20) e o ganho $K_a(\delta)$ é dado por $K_a(\delta) = YW^{-1}$.

4 Simulações e Resultados

Os resultados obtidos neste capítulo são oriundos de um ambiente de cossimulação baseado nos *softwares* *MatLab/Simulink* e *FAST*.

Nas simulações considerou-se dois cenários distintos a fim de avaliar os transitórios e o regime permanente do sistema. O primeiro cenário considera que o vento comporta-se com velocidade constante em 18 m/s, enquanto o segundo leva em conta a variação do vento em toda região 3 de operação da WT. A Figura 17 mostra o comportamento da velocidade do vento normal ao plano das pás para o segundo cenário. A velocidade do vento inicialmente é de 14 m/s e eleva-se em 2 m/s a cada 150s até 850s, quando sofre um degrau aditivo de 1m/s. Para ambos os cenários há vento cortante de 0,2 ao longo de todo o tempo de simulação. A escolha de distúrbios na forma de degraus leva em conta o pior cenário possível em termos de variação do vento (devido a sua descontinuidade) quando comparado ao seu comportamento real. Esta condição é importante na verificação da máxima amplitude do sinal de controle, que usualmente deve ser menor que 30° ou $0,52\text{rad}$ (BIANCHI HERNÁN DE BATTISTA, 2007).

Figura 17 – Velocidade do vento para avaliação dinâmica.



Fonte: Do Autor.

A WT utilizada ao longo das simulações apresenta as seguintes características (JONKMAN, 2009):

- 3 pás;
- Altura do eixo \rightarrow 90 m;
- Diâmetro do rotor \rightarrow 126 m;
- Diâmetro do *hub* \rightarrow 3 m;
- Massa da pá \rightarrow 17.740 kg;
- Comprimento da pá \rightarrow 61,5 m;
- Potência elétrica nominal \rightarrow 5 MW;
- Torque do gerador nominal \rightarrow 43,1 kN m.

Para simplificar o capítulo, os gráficos para as pás 2 e 3 foram alocadas no Apêndice. Portanto, os gráficos relativos aos esforços mecânicos contidos neste capítulo são referentes à pá 1.

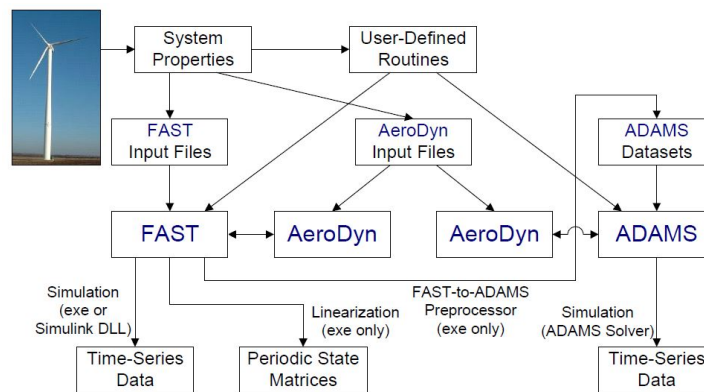
4.1 Softwares

O MATLAB é um software utilizado para cálculos numéricos e, através da sua ferramenta *Simulink*, permite a representação/simulação de sistemas dinâmicos através de diagramas de blocos. Sua compatibilidade com o software que reproduz a dinâmica das turbinas facilita o projeto e o teste de sistemas de controle voltados para este fim.

Por sua vez, no FAST (do inglês: do inglês: Fatigue, Aerodynamics, Structures and Turbulence) são considerados os modelos aeroelásticos de forma a quantificar os esforços em turbinas eólicas de eixo horizontal de duas e três pás com base em arquivos que descrevem as características do sistema. O FAST possui dois modos de operação: simulação e linearização. Para as simulações, o FAST desenvolve formulações baseadas em diversos corpos rígidos para aproximar o comportamento da WT através de 22 graus de liberdade (DOF's, do inglês: *Degree of Freedom*) para uma WT de duas pás, e 24 DOF's para uma WT de 3 pás. Para a linearização do sistema e definição do ponto de operação, o código é executado iterativamente, com um passo de cálculo definido, até que convirja para uma solução que contemple a dinâmica do sistema para o perfil do vento escolhido para esse processo.

A Figura 18 esquematiza os modos de operação do FAST. Durante a simulação, as condições estruturais, aerodinâmicas e o vento são determinados ao longo do tempo, concomitantemente o código é realimentado com as definições do usuário e o resultado do *solver* numérico. A linearização é feita exclusivamente através de um arquivo executável do FAST e depende somente das definições do usuário e das características do sistema.

Figura 18 – Modos de operação do FAST.



Fonte: Disponível em (JONKMAN, 2005).

Para a simulação pode-se estabelecer qualquer combinação entre os DOF's disponíveis, segundo (JONKMAN, 2005). Além disso, é possível estudar a influência de uma variável não computada no processo de linearização durante uma simulação pois os modos de operação não são acoplados.

4.2 Diagramas para Simulação

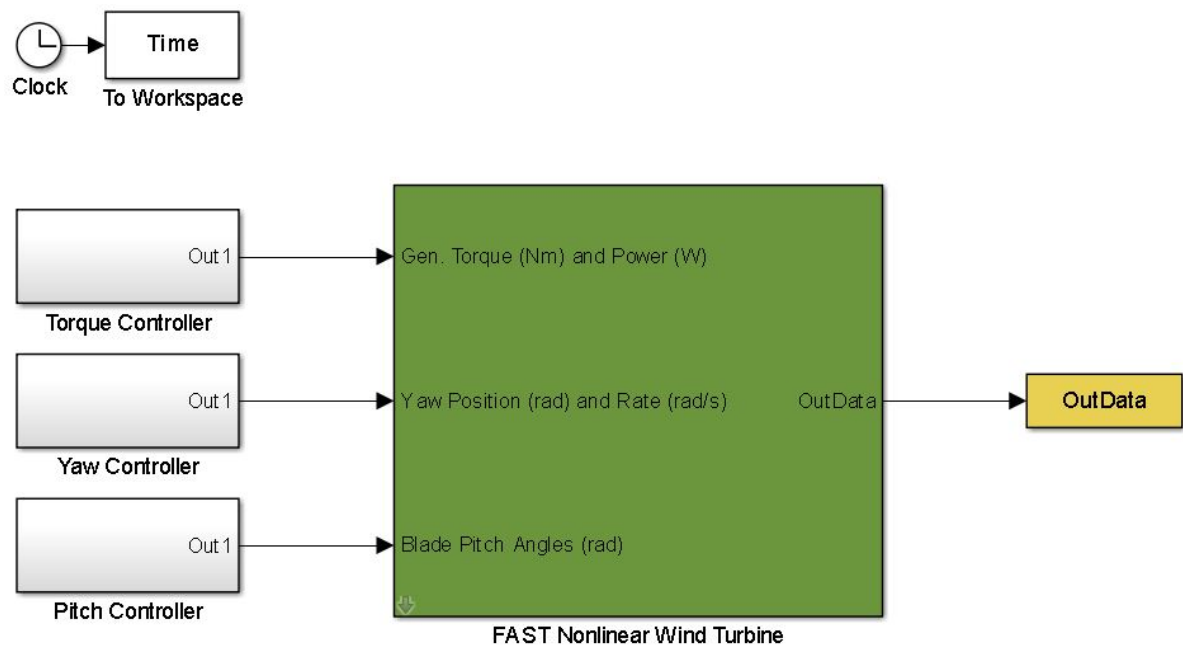
A integração dos *softwares* de simulação é feita através da representação da turbina eólica como um sistema não linear no *Simulink* através do bloco verde na Figura 19, tendo seus parâmetros definidos pelo usuário em um arquivo de texto padrão (*first file*). O bloco da turbina eólica não linear tem como entradas o conjugado do gerador [$N \cdot m$], a potência [W], o ângulo das pás [rad], o ângulo de *yaw* [rad] e sua derivada. As saídas de interesse são definidas pelo usuário através do *first file*, sendo concatenadas no vetor *OutData*.

Para analisar o sistema em malha aberta é possível simular o diagrama da Figura 19 com entradas fixas nos valores nominais de conjugado do rotor e potência elétrica. Já para simular o sistema em malha fechada é necessário implementar os blocos dos controladores projetados como na Figura 20 onde é possível ver os macro blocos CPC e IPC propostos para o controle de velocidade do rotor e para a redução de esforços mecânicos, respectivamente.

O controlador PI (CPC) projetado para o controle de velocidade do rotor está representado na Figura 21.

O bloco denominado IPC, da Figura 20, contém os controladores responsáveis por minimizar os esforços mecânicos, podendo apresentar duas arquiteturas diferentes. A primeira arquitetura, da Figura 22, mostra o diagrama de blocos para a simulação do sistema desacoplado. Neste caso, projetou-se apenas 1 controlador que, triplicado, teve

Figura 19 – Sistema em Malha Aberta.



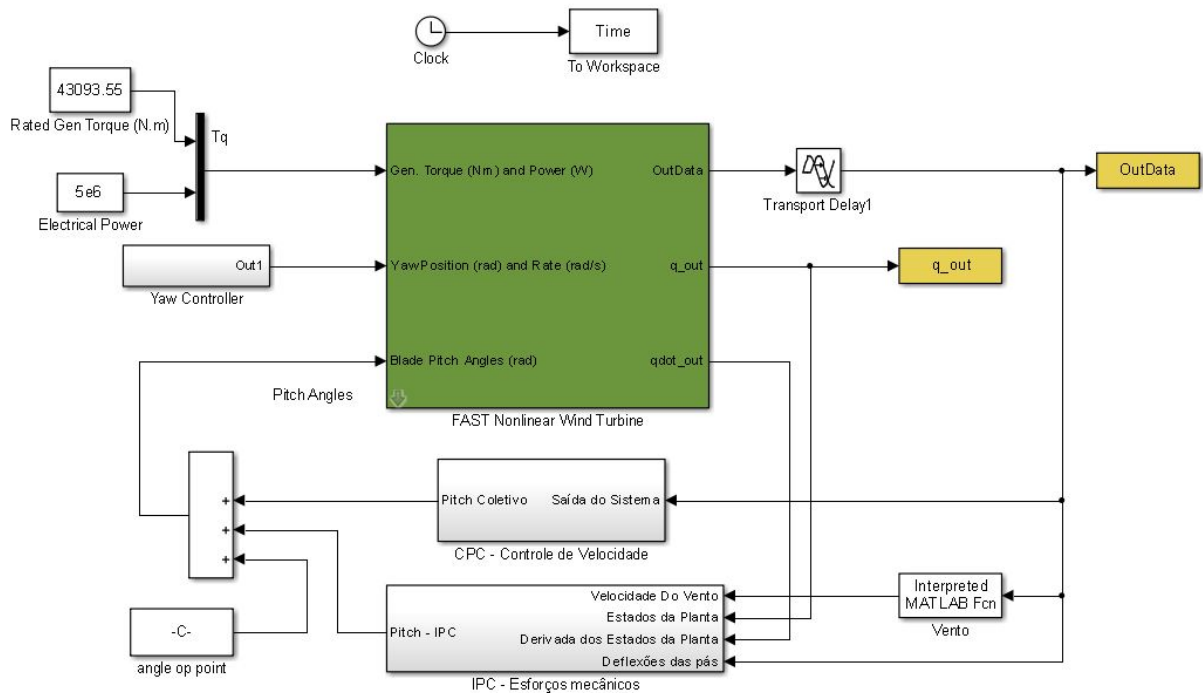
Fonte: Do Autor.

cada uma de suas replicas conectadas a uma pá da WT. A segunda arquitetura, da Figura 23, apresenta somente um controlador para o conjunto das deflexões das três pás.

O modelo do controlador presente nas Figuras 22 e 23 é mostrado na Figura 24. A representação do modelo foi simplificada ao máximo para diminuir o tempo de simulação. No modelo, a entrada é dada pelo sinal de erro da deflexão e a saída é o vetor de estados do controlador. Multiplicando o vetor de estados do controlador pelo ganho calculado no projeto, tem-se o sinal de controle.

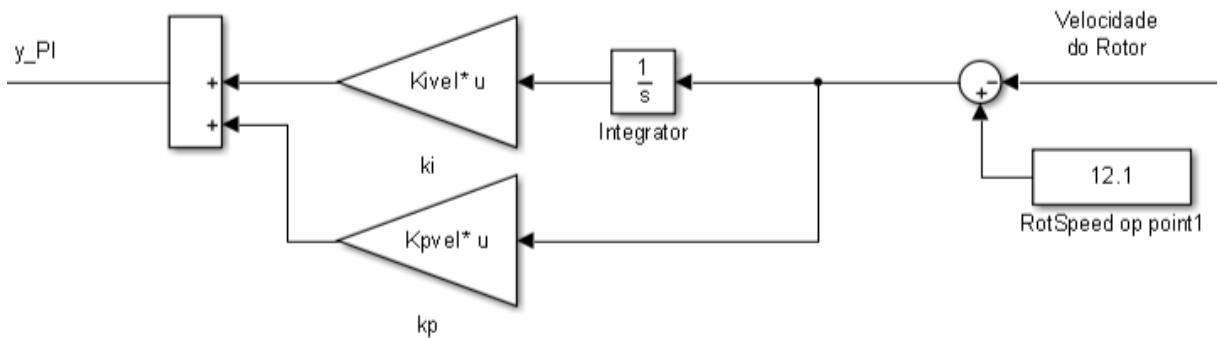
É importante perceber que o sistema implementado no *Simulink* corresponde ao diagrama apresentado na Figura 12. Portanto os sinais provenientes do FAST tem o valor do seu ponto de operação subtraídos na entrada do controlador. Da mesma forma, o ponto de operação do sinal de controle é somado ao sinal proveniente do controlador antes de ser injetado no sistema não linear.

Figura 20 – Sistema em Malha Fechada.



Fonte: Do Autor.

Figura 21 – PI: Controle da Velocidade do Rotor.



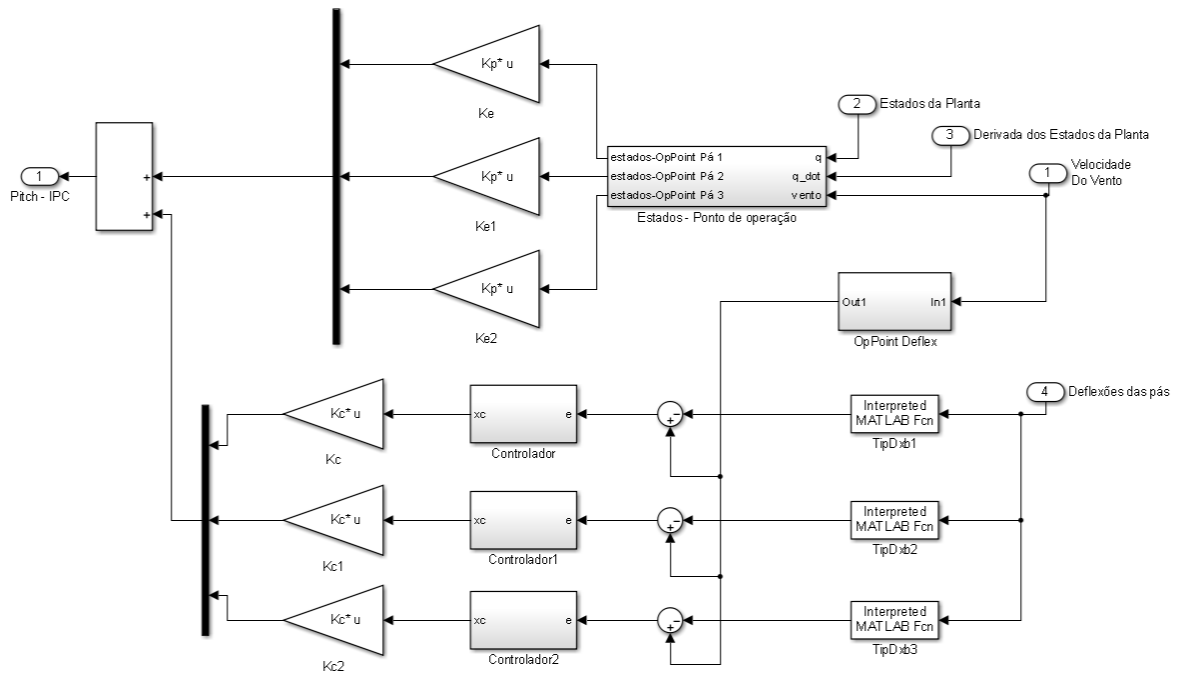
Fonte: Do Autor.

4.3 Simulação em Malha Aberta

Para a simulação em malha aberta as entradas foram fixadas de acordo com as seguintes características do modelo da turbina para a região 3.

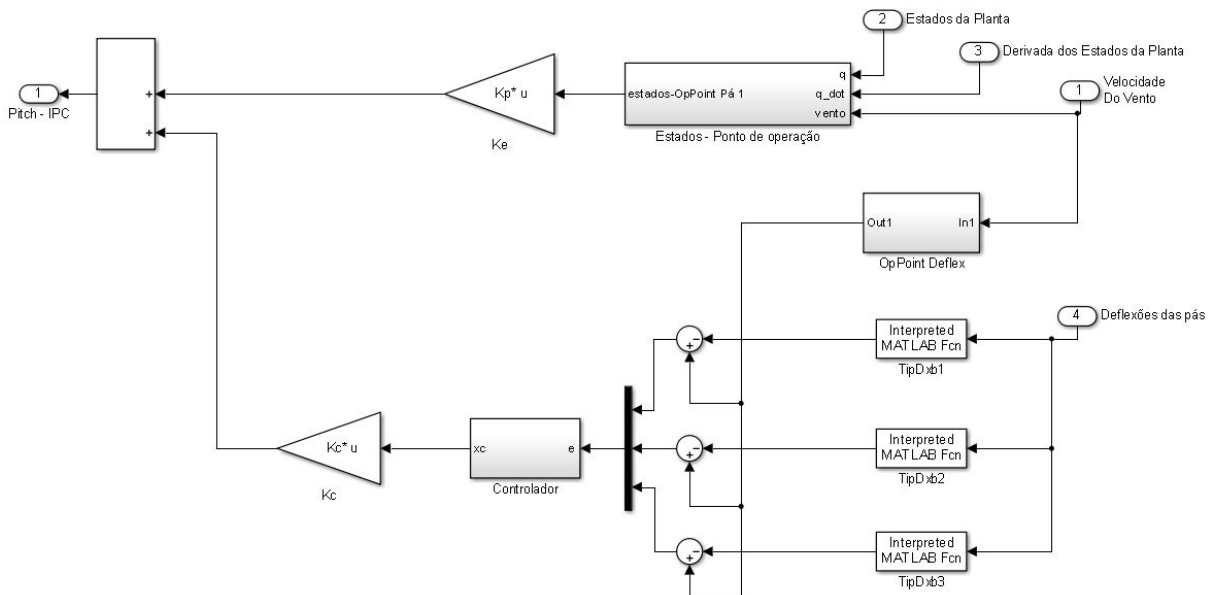
- Potência elétrica = $5 \cdot 10^6 W$
- Torque do gerador = $43093,55 N \cdot m$
- Ângulo de $yaw = 0 rad$
- Derivada do ângulo de $yaw = 0 rad/s$

Figura 22 – IPC Desacoplado: Controle dos Esforços Mecânicos.



Fonte: Do Autor.

Figura 23 – IPC MIMO: Controle dos Esforços Mecânicos.

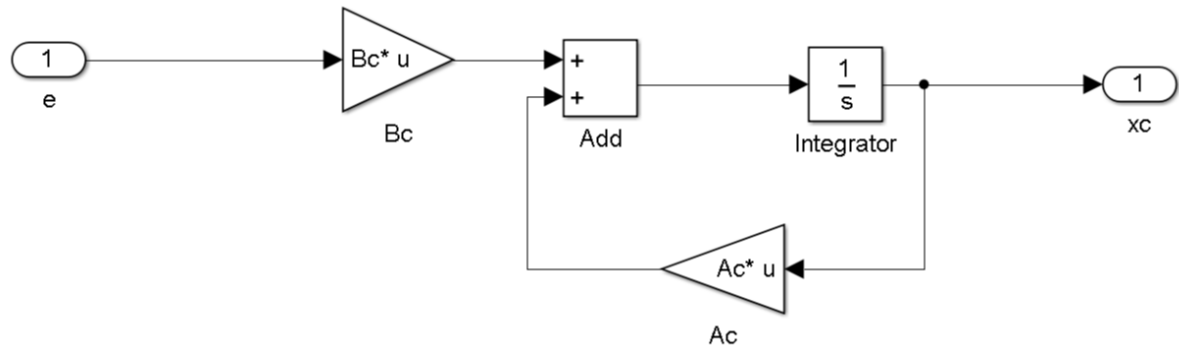


Fonte: Do Autor.

- Pitch das pás $\bar{\theta} = \begin{bmatrix} 0, 1515 \\ 0, 1515 \\ 0, 1515 \end{bmatrix} rad$

Os resultados obtidos para a turbina operando em malha aberta, submetida ao perfil de vento apresentado na Figura 17, estão apresentados nas Figuras 25, 26 e 27.

Figura 24 – Modelo do Controlador.



Fonte: Do Autor.

O aumento da velocidade média do vento, resulta em um aumento da velocidade do rotor conforme a Figura 25. A Tabela 1 ainda apresenta a velocidade de regime permanente para cada patamar de vento apresentado. Além disso percebe-se, na Figura 26, que a amplitude e o nível médio dos esforços mecânicos também elevam-se. O

Tabela 1 – Malha Aberta: Velocidade do Rotor em Regime Permanente.

Velocidade do Vento [m/s]	Pitch Coletivo [rad]	Velocidade do Rotor [RPM]
14	0,1515	11,85
16	0,1515	15,84
18	0,1515	19,59
20	0,1515	23,14
22	0,1515	26,56
24	0,1515	29,86
25	0,1515	31,48

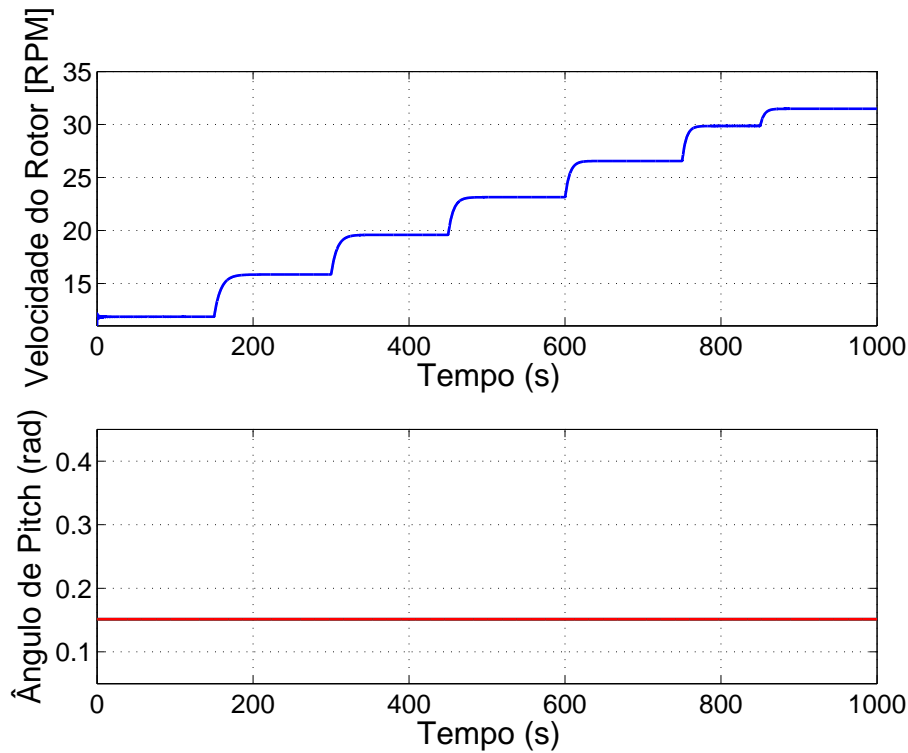
Fonte: Do Autor.

aumento de velocidade do rotor promove um deslocamento do espectro de frequência dos esforços mecânicos. De acordo com (HAU, 2013), a frequência fundamental das vibrações é proporcional à velocidade de rotação, ou seja,

$$f_{fund} = \frac{2\pi}{60} \cdot \omega_{RPM}. \quad (4.1)$$

A Figura 27 representa a vibração da pá 1 no domínio frequência para a velocidade do vento de 18 m/s, onde n é relativo à frequência fundamental da velocidade nominal do rotor ($\omega_{ref} = 12,1 RPM$). Para localizar matematicamente o deslocamento espectral, pode-se fazer $f_{fund}|_{18} = \frac{\omega_{18}}{\omega_{ref}} = \frac{19,59}{12,1} = 1,62$, que corresponde à localização da frequência fundamental dos esforços mecânicos.

Figura 25 – Malha Aberta: Velocidade do Rotor.



Fonte: Do Autor.

4.4 Projeto dos Ganhos dos Controladores

4.4.1 Projeto do Controlador de Velocidade

Seguindo a abordagem apresentada em (BOSSANYI, 2003), o projeto das duas malhas pode ser feito de forma desacoplada, isto é, o controlador PI que regula a velocidade do rotor é independente do controlador da deflexão das pás.

Neste caso, é possível determinar a função de transferência que relaciona um ângulo de pitch idêntico para cada pá com as variações da velocidade no entorno do ponto de equilíbrio. A função de transferência do sistema $G_v(s)$, da equação (4.2), foi linearizada para a velocidade do vento de 18m/s e contém um polo no semi-plano esquerdo (SPE).

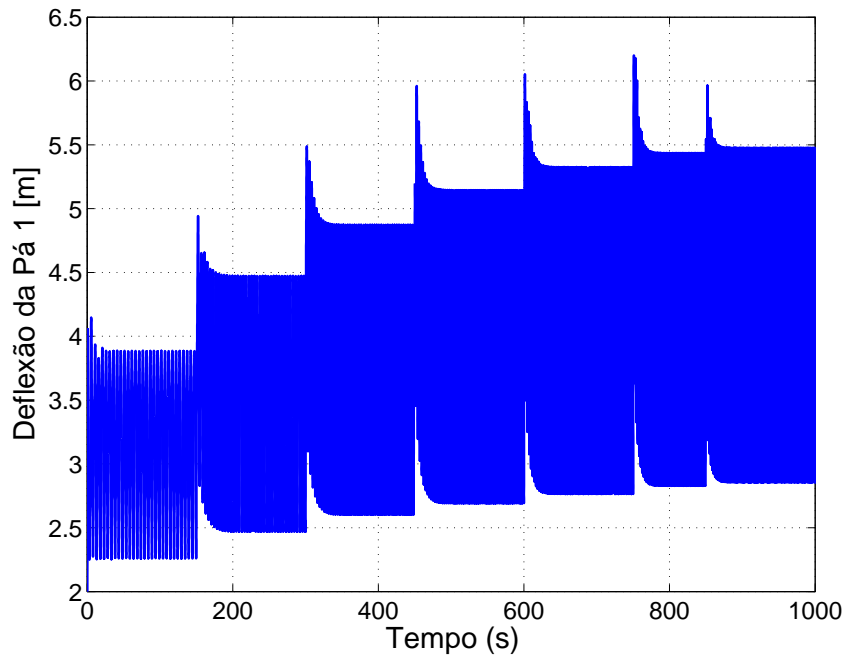
$$G_v(s) = \frac{\Delta\omega(s)}{\Delta\theta(s)} = \frac{(-11,75)}{(s + 0,57)} \quad (4.2)$$

Seguindo a proposta de controlar a velocidade através de um PI, o método de projeto adotado foi o LGR apresentado na Figura 28. O resultado do projeto via LGR foram os ganhos $K_{Pvel} = -0.053$ e $K_{Ivel} = -0.1$, resultando na seguinte função de transferência do controlador,

$$C_v(s) = \frac{\bar{\theta}(s)}{\Delta\omega(s)} = -0,1 \cdot \frac{1 + 0,53s}{s}, \quad (4.3)$$

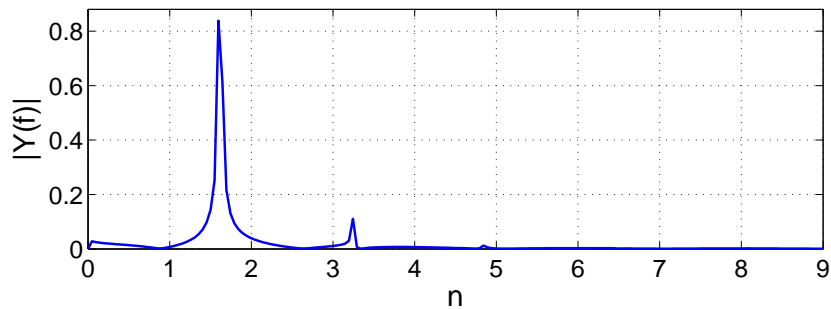
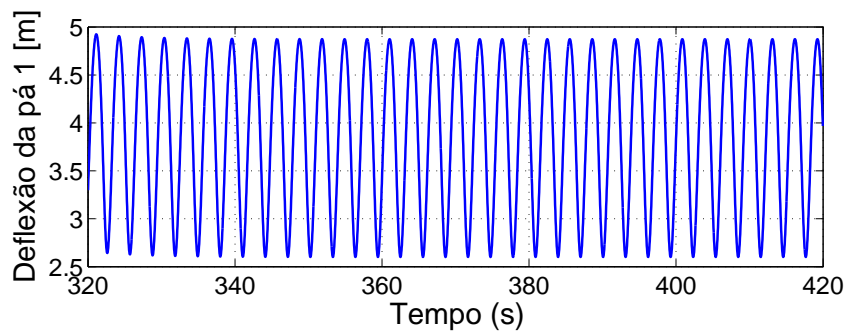
onde percebe-se a relação entre o ângulo médio das pás e a variação da velocidade do rotor ao redor do ponto de operação.

Figura 26 – Malha Aberta :Deflexão da Pá 1.



Fonte: Do Autor.

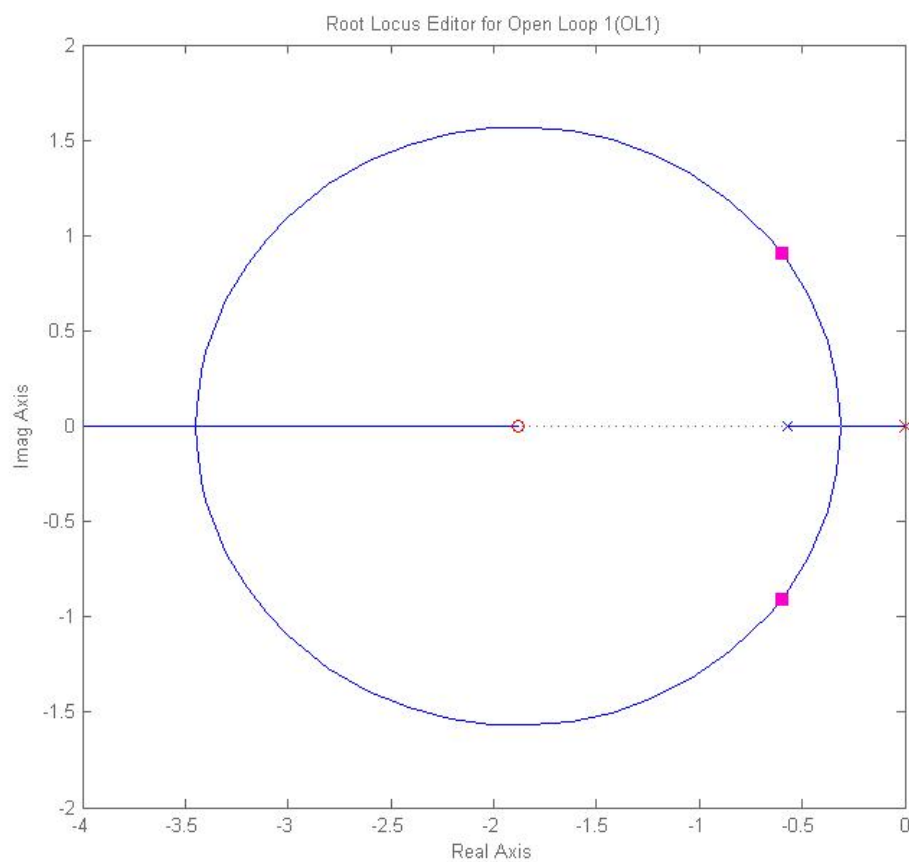
Figura 27 – Malha Aberta: Deflexão da Pá 1 em Regime Permanente.



Fonte: Do Autor.

Para a estrutura PI de controle não é possível obter tempos de acomodação rápidos sem *overshoots* altos devido à característica do sistema mecânico. Como solução, buscou-se acomodar a velocidade do rotor com tempo inferior a 10s, adotando um compromisso entre o nível do sinal de controle (em verde) e o tempo de acomodação (velocidade do rotor em azul) conforme a Figura 29. Para dinâmicas rápidas em malha fechada notou-se que o

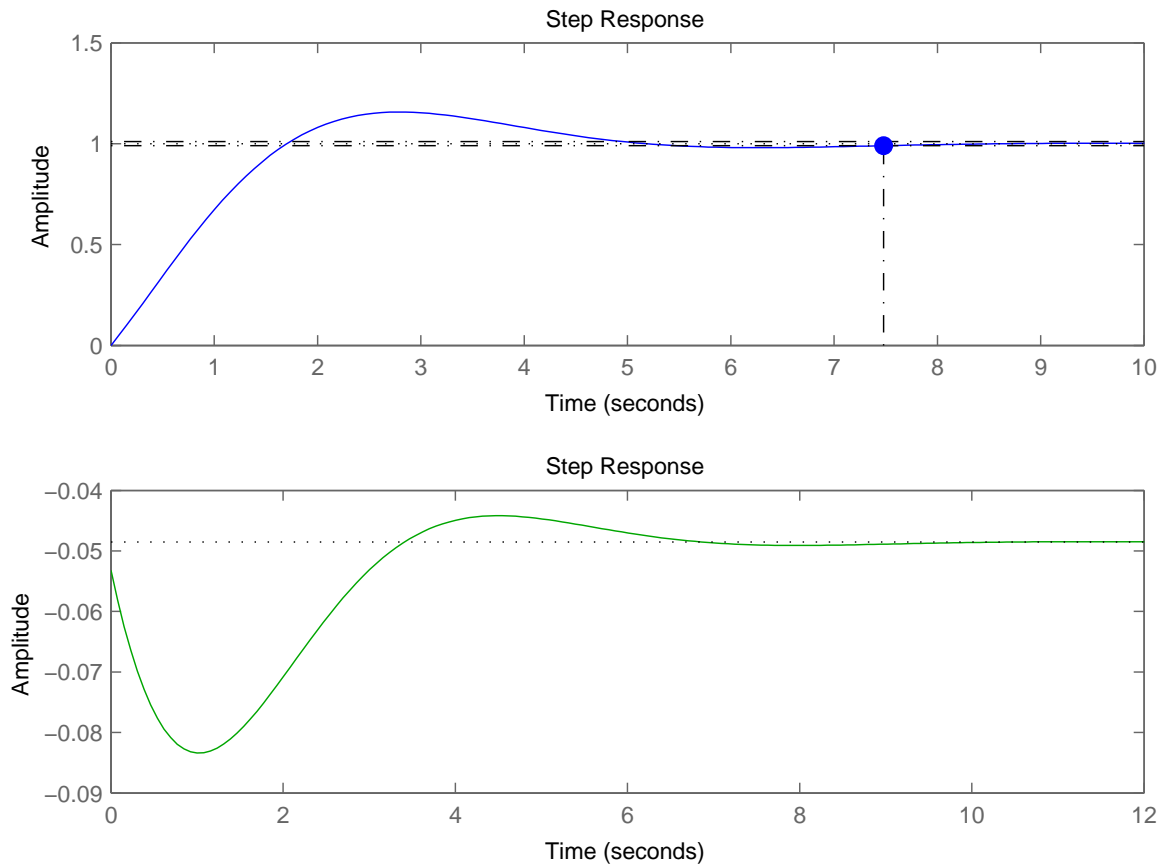
Figura 28 – LGR - Velocidade do Rotor.



Fonte: Do Autor.

simulador opera fora das regiões elásticas dos componentes da WT, tornando os resultados das simulações inválidos para o método proposto. Do mesmo modo, para degraus aditivos na velocidade do vento pode ocorrer saturação dos atuadores.

Figura 29 – LGR - Velocidade do Rotor.



Fonte: Do Autor.

Como o modelo da WT varia com o ponto de operação, para analisar a estabilidade do controlador de velocidade pode-se elaborar a equação do sistema em malha fechada (3.1) nos limites de operação da região, considerando os ganhos encontrados no projeto via LGR. As funções de transferência do ângulo coletivo das pás para a referência de velocidade em malha fechada avaliadas em 14m/s e 25m/s são, respectivamente,

$$\begin{aligned}
 G_v(s)|_{vento=14m/s} &= \frac{\bar{\Delta}\omega(s)}{\omega_{ref}(s)} = \frac{6,857(0,053s + 0,1)}{s^2 + 0,782s + 0,686}, \\
 G_v(s)|_{vento=25m/s} &= \frac{\bar{\Delta}\omega(s)}{\omega_{ref}(s)} = \frac{18,39(0,053s + 0,1)}{s^2 + 1,39s + 1,839}.
 \end{aligned}
 \tag{4.4}$$

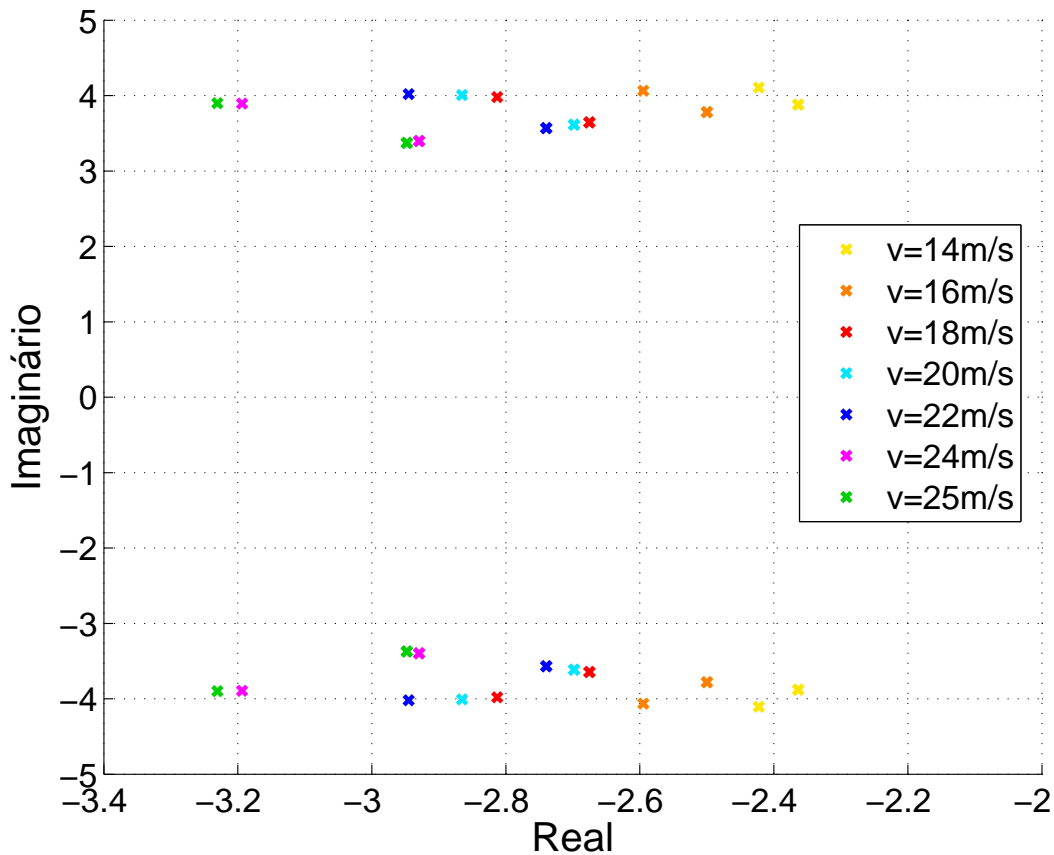
Os polos de malha fechada avaliados nas extremidades da região de operação são: para $\delta = 14m/s$, $-0.391 \pm 0.73015i$; para $\delta = 25m/s$, $-0.6965 \pm 1.1636i$.

4.4.2 Projeto do controlador de deflexão das pás

O modelo da turbina eólica foi linearizado em diferentes pontos de operação para que a variação da dinâmica dos sinais pudesse ser avaliada ao longo da região 3 (velocidade do rotor e torque do gerador constantes). A Tabela 2 apresenta os autovalores da matriz

$A(\delta)$ para as velocidades de vento de 14, 16, 18, 20, 22, 24 e 25 m/s. Os autovalores do sistema apresentam magnitude maior conforme o vento aumenta porque a interação entre as pás e o fluxo de ar é maior. A Figura 30 mostra a variação dos autovalores ao longo do plano complexo, iniciando com a cor amarela para a linearização em 14m/s e encerrando em verde (25m/s). É possível distinguir os autovalores relativos às deflexões e suas derivadas, porém a diferença entre as pás é pequena para o modelo linearizado.

Figura 30 – Deslocamento dos autovalores no plano complexo.



Fonte: Do Autor.

Para o projeto do ganho K_a , foram consideradas as condições apresentadas na equação (3.21) avaliadas para $\delta_{min} = 14m/s$ e $\delta_{max} = 25m/s$. Além disso, os parâmetros da região de D-estabilidade foram arbitrados em $r = 30$, $\sigma = 1$ e $\phi = 90^\circ$.

A matriz da equação (4.5) mostra os ganhos resultantes para o controlador com N=1 modo ressonante sintonizado na frequência $w_0 = 1,267rad/s$ projetado a partir do sistema desacoplado, denotado por k_{DES1} .

$$k_{DES1} = \begin{bmatrix} 0,07570 & 0,01285 & -0,11963 & 0,18288 & -0,14462 \end{bmatrix} \quad (4.5)$$

Já a matriz da equação (4.6) mostra os ganhos utilizados para o controlador com N=2 modos ressonantes sintonizados nas frequências $w_0 = 1,267rad/s$ e $2w_0 = 2,534rad/s$

Tabela 2 – Autovalores para Diferentes Pontos de Operação.

Velocidade do vento em m/s	Autovalores		
14	$-2,4226 \pm 4,1063i$	$-2,3640 \pm 3,8793i$	$-2,3634 \pm 3,8793i$
16	$-2,5948 \pm 4,0641i$	$-2,5001 \pm 3,7809i$	$-2,4996 \pm 3,7811i$
18	$-2,8129 \pm 3,9811i$	$-2,6756 \pm 3,6455i$	$-2,6750 \pm 3,6456i$
20	$-2,8653 \pm 4,0078i$	$-2,6984 \pm 3,6145i$	$-2,6981 \pm 3,6132i$
22	$-2,9449 \pm 4,0186i$	$-2,7393 \pm 3,5693i$	$-2,7400 \pm 3,5692i$
24	$-3,1937 \pm 3,8929i$	$-2,9295 \pm 3,3968i$	$-2,9294 \pm 3,3976i$
26	$-3,2306 \pm 3,8981i$	$-2,9475 \pm 3,3721i$	$-2,9480 \pm 3,3736i$

Fonte: Do Autor.

projetado a partir do sistema desacoplado. Seguindo o mesmo procedimento para o sistema MIMO, nas relações (4.7) e (4.8) são apresentados os ganhos para controladores com 1 e 2 modos ressonantes, respectivamente.

$$k_{DES2} = [0,14535 \quad 0,01631 \quad -0,37098 \quad 0,21466 \quad -0,07216 \quad 0,30113 \quad -0,22319] \quad (4.6)$$

$$k_{MIMO1} = \begin{bmatrix} 0,07558 & -0,00606 & -0,00612 & 0,01283 & -0,00074 \\ -0,00612 & 0,07558 & -0,00606 & -0,00075 & 0,01283 \\ -0,00606 & -0,00612 & 0,07558 & -0,00074 & -0,00075 \\ -0,00075 & -0,11939 & 0,18268 & -0,14447 & 0,00468 \\ -0,00074 & 0,00477 & -0,01186 & 0,00880 & -0,11939 \\ 0,01283 & 0,00468 & -0,01174 & 0,00870 & 0,00477 \\ -0,01174 & 0,00870 & 0,00477 & -0,01186 & 0,00880 \\ 0,18268 & -0,14447 & 0,00468 & -0,01174 & 0,00870 \\ -0,01186 & 0,00880 & -0,11939 & 0,18268 & -0,14447 \end{bmatrix} \quad (4.7)$$

$$k_{MIMO2} = \begin{bmatrix} 0,14523 & -0,00849 & -0,00860 & 0,01628 & -0,00076 & \\ -0,00860 & 0,14523 & -0,00849 & -0,00077 & 0,01628 & \\ -0,00849 & -0,00860 & 0,14523 & -0,00076 & -0,00077 & \\ -0,00077 & -0,37105 & 0,21525 & -0,07162 & 0,30125 & \\ -0,00076 & 0,02030 & -0,01745 & -0,00176 & -0,01782 & \\ 0,01628 & 0,02003 & -0,01731 & -0,00181 & -0,01760 & \\ -0,22345 & 0,02003 & -0,01731 & -0,00181 & -0,01760 & \\ 0,01437 & -0,37105 & 0,21525 & -0,07162 & 0,30125 & \\ 0,01422 & 0,02030 & -0,01745 & -0,00176 & -0,01782 & \\ 0,01422 & 0,02030 & -0,01745 & -0,00176 & -0,01782 & 0,01437 \\ -0,22345 & 0,02003 & -0,01731 & -0,00181 & -0,01760 & 0,01422 \\ 0,01437 & -0,37105 & 0,21525 & -0,07162 & 0,30125 & -0,22345 \end{bmatrix} \quad (4.8)$$

4.5 Sistema em Malha Fechada - Controle de Velocidade

Na região 3 de operação de uma WT é necessário que a velocidade do rotor seja controlada, conforme a Figura 7, para que o gerador mantenha a potência elétrica e o conjugado mecânico constantes. Para as simulações do sistema em malha fechada, as demais entradas foram fixadas conforme o capítulo anterior, com exceção do ângulo de *pitch*, que é utilizado como variável manipulada proveniente do controlador PI.

A Figura 31 mostra a velocidade do rotor e o sinal de controle em rad. O *pitch* aumenta conforme a velocidade do vento aumenta para que a interação entre as pás e o vento seja menor. Por consequência, a deflexão média das pás também diminui, conforme a Figura 33. A Tabela 3 apresenta os valores do nível médio do sinal de deflexão média das pás da WT em regime permanente.

Tabela 3 – Nível Médio da Deflexão das Pás.

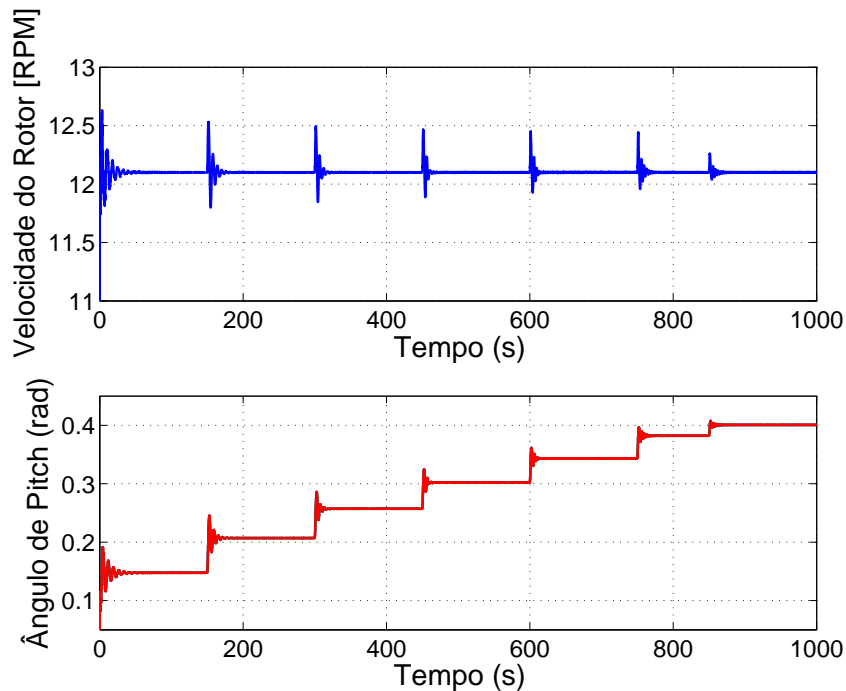
Velocidade do Vento	Nível Médio	
	Malha Aberta	Controle de Velocidade
14	3,0720	3,1515
16	3,4705	2,3960
18	3,7375	1,8178
20	3,9180	1,3418
22	4,0450	0,9238
24	4,1315	0,5623
25	14,1650	0,4000

Fonte: Do Autor.

É importante observar que a velocidade do rotor é regulada para o seu valor

nominal de 12,1 RPM independente da velocidade do vento incidente, consequência direta da inserção de um controlador com ação integral. Além disso, como a velocidade do rotor é a mesma em regime permanente, a deflexão das pás passa a ter frequência fundamental fixa conforme apresentado na Figura 34.

Figura 31 – Controle de Velocidade: Velocidade do Rotor.

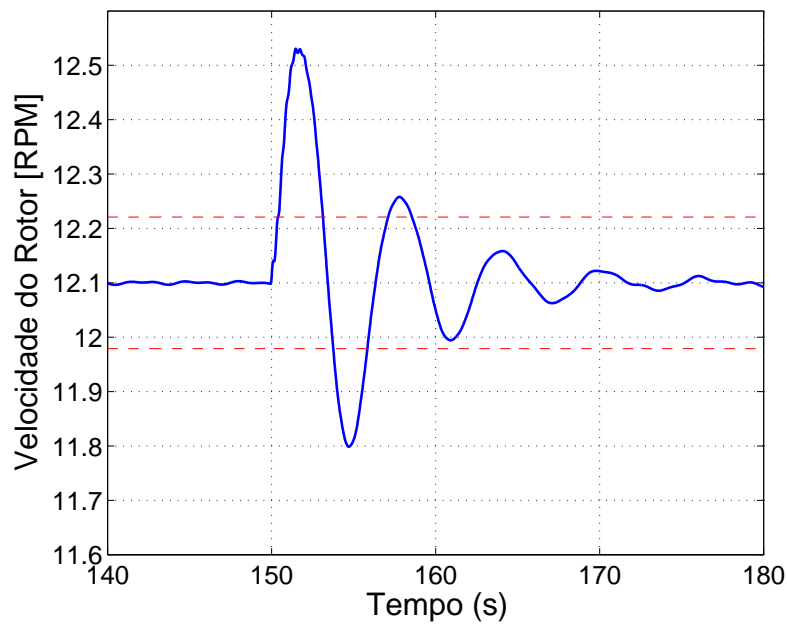


Fonte: Do Autor.

A avaliação da estrutura de controle PI projetada via LGR pode ser feita através da Figura 32, que apresenta o transitório do sistema em 150s (quando o vento de 14 m/s sofre um degrau aditivo de velocidade de 2m/s). O tempo de acomodação é de aproximadamente 8 segundos, considerando que admita-se como regime permanente o intervalo de $\pm 1\% \cdot V_{nom}$. O *overshoot* resultante é de $\frac{12,54-12,1}{12,1} = 3,63\%$.

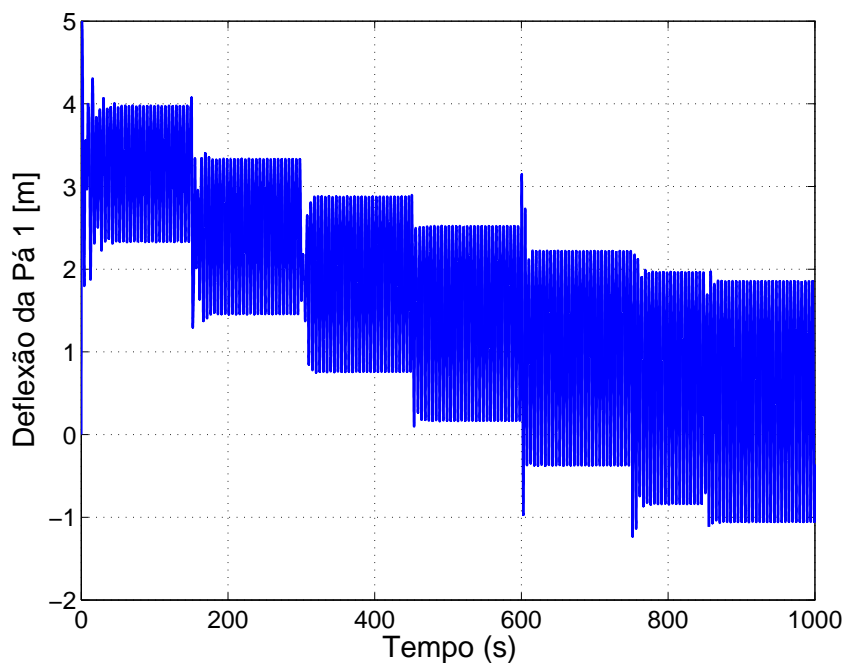
É importante destacar que a pá que está na posição mais alta sofre o maior impacto quando a frente de vento aditivo chega à WT. Na Figura 33 pode-se ver que em 600s a pá 1 apresenta o maior pico de deflexão em relação ao seu nível médio. Nas Figuras 46 e 47, do Apêndice B, percebe-se que os picos estão localizados em outros instantes de tempo da simulação correspondentes à posição máxima de cada pá.

Figura 32 – Controle de Velocidade: Detalhe da Velocidade do Rotor em Transitório.



Fonte: Do Autor.

Figura 33 – Controle de Velocidade: Deflexão da Pá 1.

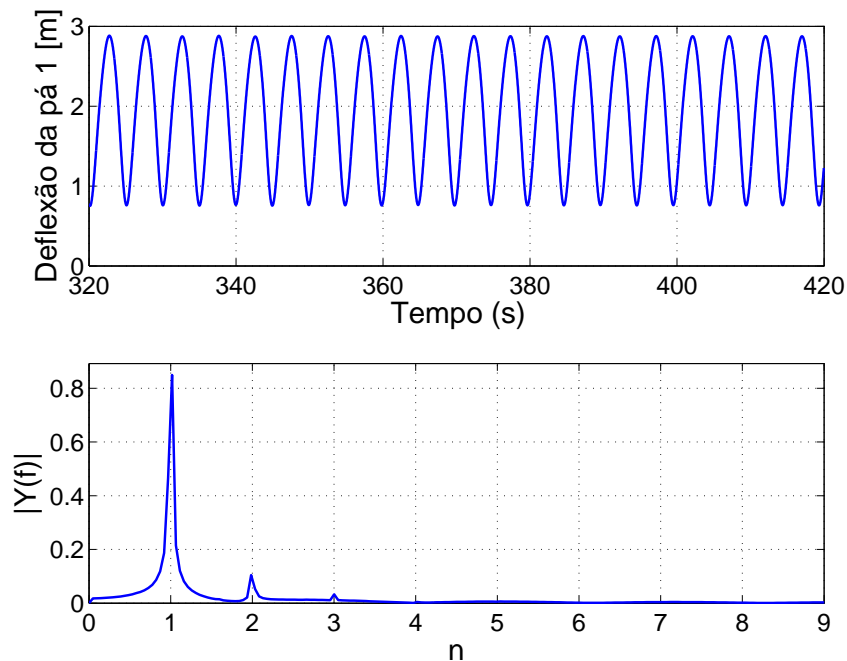


Fonte: Do Autor.

4.6 Sistema em Malha Fechada - Modos Ressonantes

O projeto de controladores ressonantes para as frequências de vibração das pás não é suficiente para garantir a minimização de custos de operação da turbina eólica pois mesmo que as pás operem sem vibrar e com deflexões médias diferentes, haverá energia

Figura 34 – Controle de Velocidade: Deflexão da Pá 1 em Regime Permanente.



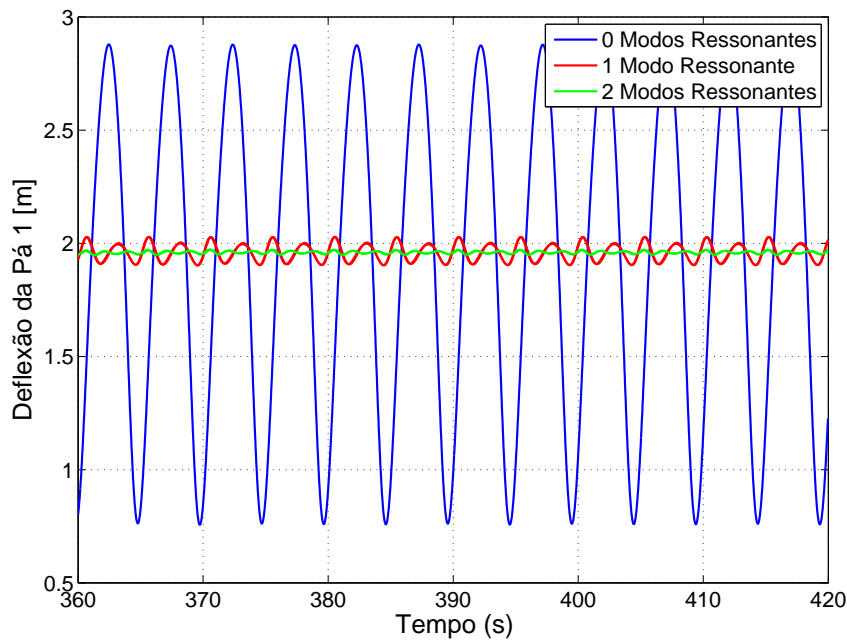
Fonte: Do Autor.

transmitida entre cada uma das pás e das pás para o rotor. Para isso, foram adicionados integradores que garantem o seguimento da referência para o ponto médio da deflexão das pás.

Para minimizar o efeito das vibrações das pás foram projetados controladores ressonantes para os sistemas desacoplado e MIMO com 1 e 2 modos ressonantes. A Figura 35 mostra os resultados das simulações comparando três situações de operação da WT distintas: somente com o controlador de velocidade (em azul), com 1 modo ressonante (em vermelho) e com 2 modos ressonantes (em verde). A partir destes resultados percebe-se a redução das vibrações conforme são adicionados modos ressonantes ao controlador.

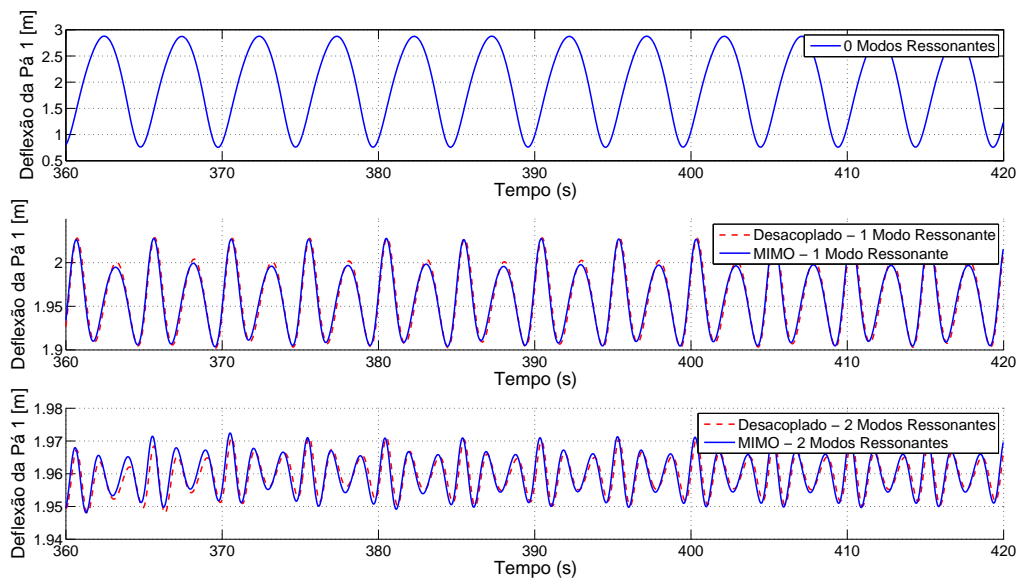
Para observar as diferenças entre os resultados dos controladores ressonantes projetados para os sistemas desacoplado e MIMO, as deflexões da pá 1 foram separadas de acordo com o número de modos ressonantes do controlador. Os sinais para os sistemas desacoplado e MIMO são, respectivamente, vermelho tracejado e azul contínuo nas Figuras 36 e 37. A Figura 36 apresenta os resultados no domínio do tempo da deflexão das pás em regime permanente para a velocidade de 18m/s para as duas propostas com 0, 1 e 2 modos ressonantes. O caso com 0 modos ressonantes considera apenas o uso de integradores para a compensação do valor médio das deflexões. Percebe-se que os dois métodos apresentam resultados extremamente próximos pois foram projetados sob as mesmas restrições. Isto evidencia a tendência desacoplada do sistema apresentada em (LU R. BOWYER, 2015). Além disso, nota-se uma redução significativa da deflexão com a adição dos modos ressonantes. A Figura 37 apresenta o sinais da Figura 37 no

Figura 35 – Deflexão da Pá 1 com 0, 1 e 2 Modos Ressonantes.



Fonte: Do Autor.

Figura 36 – Detalhe: Deflexão da Pá 1 com 0, 1 e 2 Modos Ressonantes.

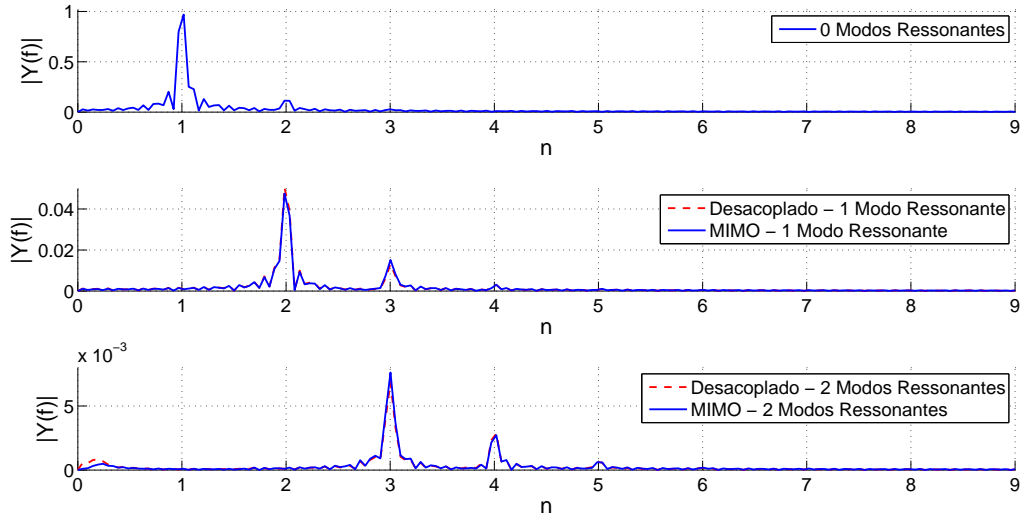


Fonte: Do Autor.

domínio frequência, onde fica claro que para as frequências sintonizadas nos ressonantes, a amplitude é nula. Para a correta análise dos gráficos deve-se atentar ao fato de que as escalas são diferentes de acordo com o número de modos ressonantes inseridos. A amplitude do movimento de deflexão das pás reduziu-se em aproximadamente 500 vezes comparando-se a amplitude do movimento com o controlador de velocidade e com a

inserção de dois modos ressonantes.

Figura 37 – Domínio Frequência: Deflexão da Pá 1 com 0, 1 e 2 Modos Ressonantes.



Fonte: Do Autor.

As Tabelas 4 e 5 mostram as amplitudes máximas e a diferença percentual com relação à amplitude da deflexão dos sistemas MIMO e desacoplado da forma:

$$Dif\% = \frac{A_{MIMO} - A_{DES}}{A_{MIMO}} \cdot 100\%, \quad (4.9)$$

onde a A_{MIMO} e A_{DES} são as amplitudes de regime permanente dos sinais de vibração para os sistemas MIMO e desacoplado, respectivamente. É importante destacar que as diferenças entre os dois métodos é sempre menor que 5,1%, mais uma vez evidenciando a característica desacoplada do sistema.

Tabela 4 – Amplitude Média das Deflexões das Pás - 1 Modo Ressonante.

Velocidade do Vento	Amplitude		
	Desacoplado	MIMO	Diferença Percentual
14	0,0625	0,0595	-5,0420%
16	0,0590	0,0565	-4,4248%
18	0,0615	0,0610	-0,8197%
20	0,0690	0,0680	-1,4706%
22	0,0715	0,0700	-2,1429%
24	0,0786	0,0763	-3,0144%
25	0,0809	0,0795	-1,7610%

Fonte: Do Autor.

Considerando toda a faixa de velocidades de vento da região 3, os controladores com 1 e 2 modos ressonantes provaram-se eficazes na redução das vibrações em regime permanente, como mostram as Tabelas 6 e 7. Os controladores com 1 modo ressonante

Tabela 5 – Amplitude Média das Deflexões das Pás - 2 Modos Ressonantes.

Velocidade do Vento	Amplitude		
	Desacoplado	MIMO	Diferença Percentual
14	0,0095	0,0100	5,0000%
16	0,0095	0,0100	5,0000%
18	0,0105	0,0105	0,0000%
20	0,0105	0,0110	4,5455%
22	0,0110	0,0110	0,0000%
24	0,0124	0,0125	1,2000%
25	0,0121	0,0128	5,0980%

Fonte: Do Autor.

Tabela 6 – Eficiência dos Controladores - 1 Modo Ressonante.

Velocidade do Vento	Amplitude			Atenuação %	
	Controle de Velocidade	Desacoplado	MIMO		
14	0,8195	0,0625	0,0595	92,37%	92,74%
16	0,9370	0,0590	0,0565	93,70%	93,97%
18	1,0562	0,0615	0,0610	94,18%	94,22%
20	1,1763	0,0690	0,0680	94,13%	94,22%
22	1,2942	0,0715	0,0700	94,48%	94,59%
24	1,4018	0,0786	0,0763	94,39%	94,56%
25	1,4560	0,0809	0,0795	94,44%	94,54%

Fonte: Do Autor.

uma redução de no mínimo 92,37% da amplitude dos sinais de vibração das pás. Já os controladores com 2 modos ressonantes oferecem minimamente 98,78% de efetividade na redução destas amplitudes.

Tabela 7 – Eficiência dos Controladores - 2 Modos Ressonantes.

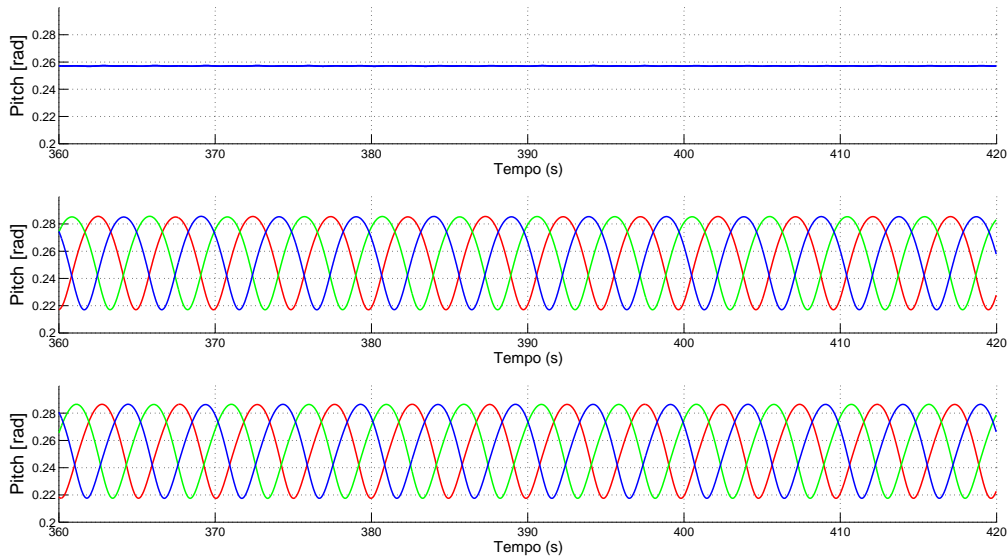
Velocidade do Vento	Amplitude			Atenuação %	
	Controle de Velocidade	Desacoplado	MIMO		
14	0,8195	0,0095	0,0100	98,84%	98,78%
16	0,9370	0,0095	0,0100	98,99%	98,93%
18	1,0562	0,0105	0,0105	99,01%	99,01%
20	1,1763	0,0105	0,0110	99,11%	99,06%
22	1,2942	0,0110	0,0110	99,15%	99,15%
24	1,4018	0,0124	0,0125	99,12%	99,11%
25	1,4560	0,0121	0,0128	99,17%	99,12%

Fonte: Do Autor.

Conforme o PMI, o sinal *pitch* de controle apresenta características idênticas ao sinal das vibrações, como ilustrado na Figura 38. Os *subplots* apresentam os sinal de controle MIMO das 3 pás para 0, 1 e 2 modos ressonantes. O *pitch* das pás 1,2 e 3 estão

nas cores vermelho, verde e azul, respectivamente. No primeiro *subplot*, como o controle é coletivo, as linhas estão sobrepostas. Da mesma forma, a Figura 39 ilustra os ângulos de

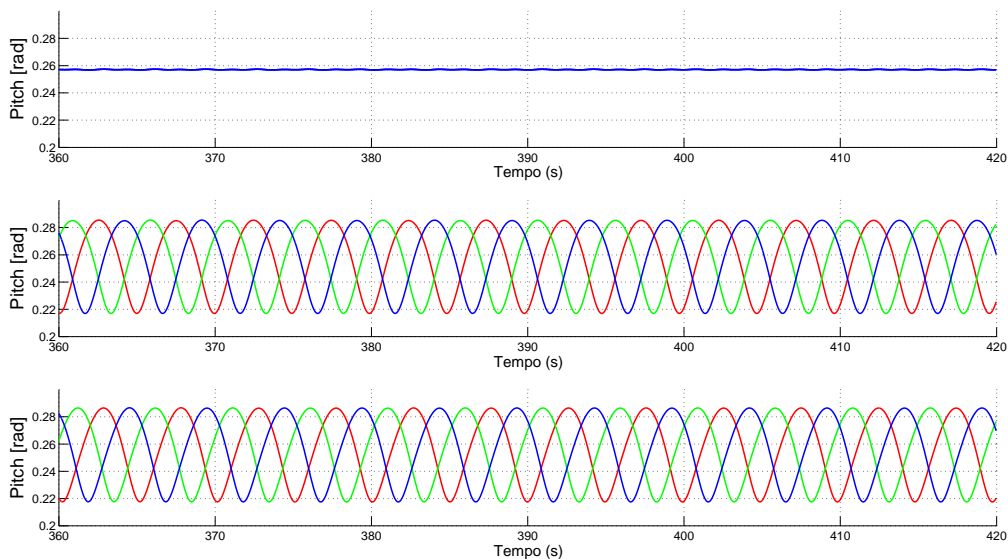
Figura 38 – MIMO: *Pitch* para Controle com 0, 1 e 2 Modos Ressonantes.



Fonte: Do Autor.

pitch para o sistema desacoplado.

Figura 39 – Desacoplado: *Pitch* para Controle com 0, 1 e 2 Modos Ressonantes.

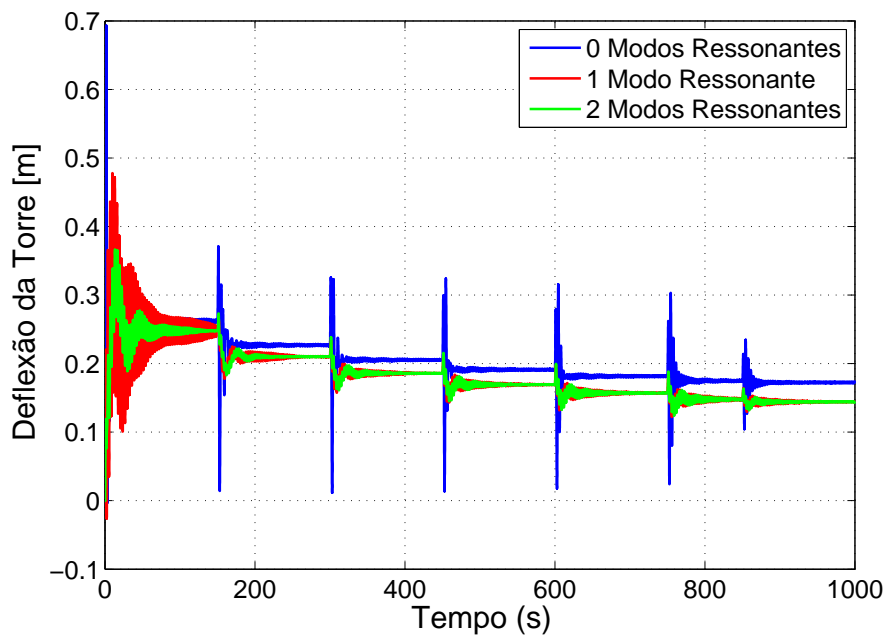


Fonte: Do Autor.

A redução dos esforços mecânicos através da medição da deflexão das pás também impacta nos esforços mecânicos presentes na torre da WT. As Figuras 40 e 41 mostram as deflexões da torre ao longo da simulação completa e em regime permanente, através do

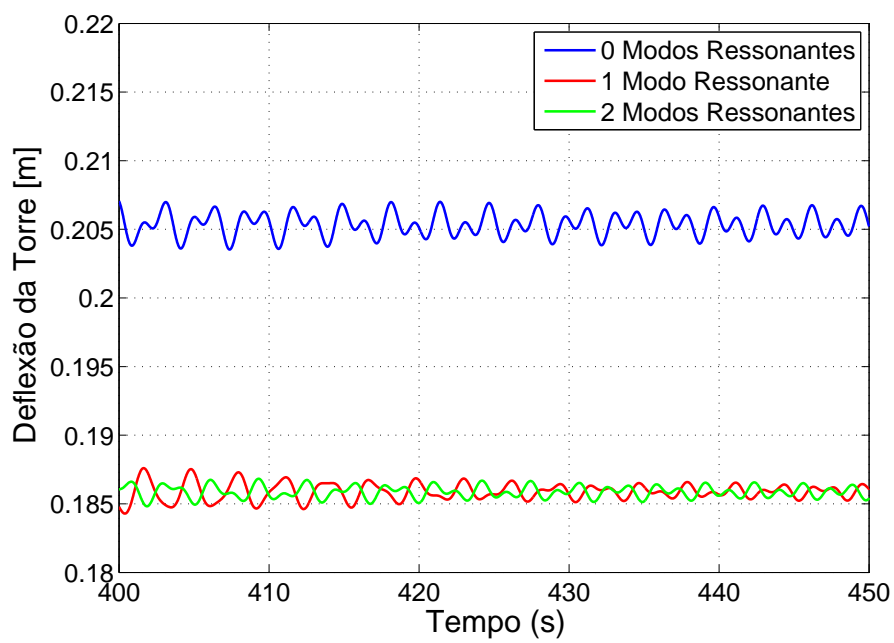
janelamento no período de tempo de 400 a 450 segundos. As curvas em azul apresentam o comportamento da deflexão da torre operando somente com a malha de controle de velocidade, ou seja, sem a redução de esforços. As curvas em vermelho e verde representam a operação com o controlador para redução de esforços mecânicos com 1 e 2 modos ressonantes, respectivamente. A Figura 40 mostra que a adição dos controladores para redução de esforços mecânicos faz com que a deflexão média da torre diminua, assim como a sua máxima deflexão perante a aplicação de uma perturbação do tipo salto na velocidade do vento. A Figura 41 destaca a diferença de nível médio entre os sinais com e sem o controlador de esforços mecânicos de aproximadamente 2 cm. Além disso, a redução nas amplitudes máximas das vibrações da torre com os controladores de 1 e 2 modos ressonantes atinge 41,38% e 48,28%, respectivamente.

Figura 40 – Deflexão da Torre.



Fonte: Do Autor.

Figura 41 – Deflexão da Torre em Regime Permanente.



Fonte: Do Autor.

5 Conclusão

O objetivo principal deste trabalho foi o desenvolvimento de um controlador ressonante capaz de reduzir as vibrações em uma WT, visando minimizar seus custos de operação e manutenção. Para WTs operando em plena carga, é necessário manter a velocidade do rotor constante e para isso foi utilizado um controlador PI, projetado para atender um compromisso entre tempo de acomodação e máximo ângulo de *pitch*. A integração do controlador PI na malha de controle fez com que as frequências da vibração das pás em regime permanente mantivessem um valor constante, possibilitando a sintonização de modos ressonantes capazes de rejeitar estes distúrbios.

Para fins de projeto, foi utilizado um modelo LPV para as representações do sistema, sendo importante destacar que estes modelos são válidos no regime de pequenos sinais, ou seja, ao redor de um dado ponto de equilíbrio. A escolha dos controladores para a região 3 de operação foi feita sabendo-se que o controlador ressonante, com ganho tendendo ao infinito para uma pequena faixa de frequência, exigiria erro nulo no seguimento da referência de velocidade do rotor, de forma que foi empregado um o controlador PI para regular a velocidade do rotor em seu valor nominal. Como consequência, a frequência dos distúrbios de deflexão das pás está localizadas em múltiplos inteiros de uma dada frequência fundamental. Para a redução das deflexões, foram empregados controladores ressonantes de um ou dois modos em conjunto com um ação integral.

Para as simulações das propostas de controle voltadas para a minimização das vibrações nas pás da WT utilizou-se dois perfis diferentes de vento a fim de avaliar a resposta em regime permanente e o transitório do sistema em malha fechada. O primeiro perfil considera o vento constante, enquanto o segundo considera que a velocidade do vento sofre degraus aditivos. Como em ambos os casos há cortante no vento, percebe-se a presença de movimentos de caráter periódico nas pás da WT.

O transitório do sistema apresentou maiores amplitudes da vibração no instante em que os degraus aditivos de vento foram aplicados porque a estrutura da torre passa a vibrar. Além disso percebe-se que o controlador ressonante passa a ser efetivo conforme a velocidade nominal do vento é atingida. Em regime permanente, com a inserção de 2 modos ressonantes, houve uma redução de aproximadamente 98% da amplitude do sinal de deflexão.

As comparações entre as representações desacoplada e MIMO do controlador proposto evidenciam a característica desacoplada da deflexão das pás, de forma e que a hipótese do sistema desacoplado para poucos modos ressonantes é válida. Nesse caso, é possível utilizar um controlador de menor ordem e com um número menor de parâmetros

de sintonia.

Para trabalhos futuros seria interessante: aplicação em FAST do controlador ressonante variável apresentado em (CASTRO et al., 2017), permitindo assim a operação nas três regiões de operação; simulação de outros efeitos no vetor de vento, como *wake* e *tower shadow*; utilização de observadores de estados ou filtros de Kalman para a estimação da deflexão das pás e suas derivadas a partir de outras medidas do sistema; análise do problema de saturação e aplicação de técnicas de *anti-windup*. Ainda poderia realizar simulações para perfis de vento com comportamentos estocásticos, que podem excitar outros modos de vibração da WT e aumentar a número de ressonantes necessários para reduzir a amplitude das oscilações, tornando o problema mais complexo.

Referências

- BIANCHI HERNÁN DE BATTISTA, R. J. M. F. D. *Wind Turbine Control Systems Principles, Model and Gain Schedu Design*. 1st edition.. ed. Springer, 2007. (Advances in Industrial Control). ISBN 1849966117,9781849966115. Disponível em: <<http://gen.lib.rus.ec/book/index.php?md5=E8F5A3101B311BB4F22BF453F1C74763>>. Citado 7 vezes nas páginas 13, 20, 22, 23, 24, 25 e 36.
- BILGILI, M.; YASAR, A.; SIMSEK, E. Offshore wind power development in europe and its comparison with onshore counterpart. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, v. 15, n. 2, p. 905 – 915, 2011. ISSN 1364-0321. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1364032110003758>>. Citado na página 16.
- BIR, G. *Multi-Blade Coordinate Transformation and its Application to Wind Turbine Analysis*. National Renewable Energy Laboratory, 2008. Disponível em: <<http://purl.access.gpo.gov/GPO/LPS112976>>. Citado na página 27.
- BOSSANYI, E. A. Wind turbine control for load reduction. *Wind Energy*, v. 6, n. 3, p. 229–244, 2003. Disponível em: <<https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/we.95>>. Citado 2 vezes nas páginas 26 e 43.
- CASTRO, R. M. G. *Energias Renováveis e Produção descentralizada: Introdução a Energia Eólica*. 4. ed. [S.l.: s.n.], 2009. Citado na página 20.
- CASTRO, R. S. et al. Variable frequency resonant controller for load reduction in wind turbines. *Control Engineering Practice*, v. 66, p. 76 – 88, 2017. ISSN 0967-0661. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0967066117301338>>. Citado 3 vezes nas páginas 14, 26 e 60.
- CRESCIMENTO do diâmetro do rotor médio de 1990 a 2018. 2018. <<https://www.statista.com/statistics/263901/changes-in-the-size-of-wind-turbines/>>. Acesso: 25-11-2018. Citado na página 19.
- DISARIO, G. *On the effects of an azimuth offset in the MBC-transformation used by IPC for wind turbine fatigue load reductions*. Dissertação (Mestrado) — Delft University of Technology, 2018. Citado na página 26.
- FLORES, J. V. *Projeto de controladores para o seguimento de referências periódicas em sistemas com atuadores saturantes*. 138 p. Tese (Doutorado) — Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2012. Citado na página 14.
- FUKUDA, S.; YODA, T. A novel current-tracking method for active filters based on a sinusoidal internal model [for pwm invertors]. *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. 37, n. 3, p. 888–895, May 2001. ISSN 0093-9994. Citado na página 28.
- HAU, E. *Wind Turbines: Fundamentals, Technologies, Application, Economics*. 3. ed. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2013. ISBN 978-3-642-27150-2,978-3-642-27151-9. Disponível em: <<http://gen.lib.rus.ec/book/index.php?md5=1b96871c010c3a71cf926632bc47d20f>>. Citado 2 vezes nas páginas 17 e 42.

- IMRAN, R. *Multivariable Control for Load Mitigation of Wind Turbine*. Tese (Doutorado) — Aalborg University, 10 2016. Citado na página 21.
- IRENA. *Data and Statistics - IRENA Resource*. 2018. <<http://resourceirena.irena.org/gateway/dashboard/?topic=3&subTopic=1065>>. Acesso: 15-11-2018. Citado na página 13.
- IRENA. *Desenvolvimento da capacidade de geração instalada de 2000 a 2017*. 2018. <<https://www.irena.org/wind>>. Acesso: 24-11-2018. Citado 2 vezes nas páginas 15 e 16.
- IRENA. *Range do LCoE: energias renováveis no ano de 2017*. 2018. <<https://www.irena.org/newsroom/pressreleases/2018/Jan/Onshore-Wind-Power-Now-as-Affordable-as-Any-Other-Source>>. Acesso: 15-11-2018. Citado na página 15.
- IRENA. *Renewable Power Generation Costs in 2017*. 2018. Citado na página 16.
- JONKMAN, J. *Definition of a 5-MW Reference Wind Turbine for Offshore System Development*. National Renewable Energy Laboratory, 2009. (NREL/TP;500-38060). Disponível em: <<http://purl.access.gpo.gov/GPO/LPS112976>>. Citado 2 vezes nas páginas 20 e 36.
- JONKMAN, M. L. B. J. J. M. *FAST User's Guide*. 4. ed. [S.l.]: National Renewable Energy Laboratory, 2005. Citado na página 38.
- LORENZINI, C. *Controladores ressonantes-repetitivos em sistemas ininterruptos de energia*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2013. Citado na página 28.
- LORENZINI, C. *Desenvolvimento de um controlador ressonante-repetitivo aplicado a fontes de energia*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2015. Citado na página 34.
- LU R. BOWYER, B. L. J. Q. Analysis and design of coleman transform-based individual pitch controllers for wind-turbine load reduction. *Wind Energy*, 2015. ISSN 1095-4244. Disponível em: <<https://doi.org/10.1002/we.1769>>. Citado 2 vezes nas páginas 26 e 52.
- MANWELL JON G. MCGOWAN, A. L. R. J. F. *Wind Energy Explained: Theory, Design and Application*. 2. ed. [s.n.], 2010. ISBN 0470015004,9780470015001. Disponível em: <<http://gen.lib.rus.ec/book/index.php?md5=79E35E79DE2264F4586A5459691296A1>>. Citado na página 13.
- MORIARTY, P. J. et al. *AeroDyn Theory Manual*. 2002. Citado na página 22.
- ÂNGULO de Pitch. 2018. <<https://www.statista.com/statistics/263901/changes-in-the-size-of-wind-turbines/>>. Acesso: 19-06-2019. Citado na página 21.
- OGATA, K. *Engenharia de controle moderno*. [S.l.]: Pearson Prentice Hall, 2007. Citado na página 14.
- OSTERTAG, E. *Mono- and Multivariable Control and Estimation: Linear, Quadratic and LMI Methods*. [S.l.]: Springer Berlin Heidelberg, 2011. (Mathematical Engineering). Citado na página 14.

Pereira, L. F. A.; de Carvalho, F. M.; Flores, J. V. Alternative resonant controller design for uninterruptible power supplies (ups). In: *IECON 2013 - 39th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*. [S.l.: s.n.], 2013. p. 3311–3316. ISSN 1553-572X. Citado 2 vezes nas páginas 30 e 34.

PEREIRA, L. F. A. et al. Multiple resonant controllers for uninterruptible power supplies—a systematic robust control design approach. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, v. 61, n. 3, p. 1528–1538, March 2014. ISSN 0278-0046. Citado 2 vezes nas páginas 14 e 29.

RAGHEB, M.; RAGHEB, A. M. Wind turbines theory - the betz equation and optimal rotor tip speed ratio. In: CARRIVEAU, R. (Ed.). *Fundamental and Advanced Topics in Wind Power*. Rijeka: IntechOpen, 2011. cap. 2. Disponível em: <<https://doi.org/10.5772/21398>>. Citado 3 vezes nas páginas 17, 18 e 19.

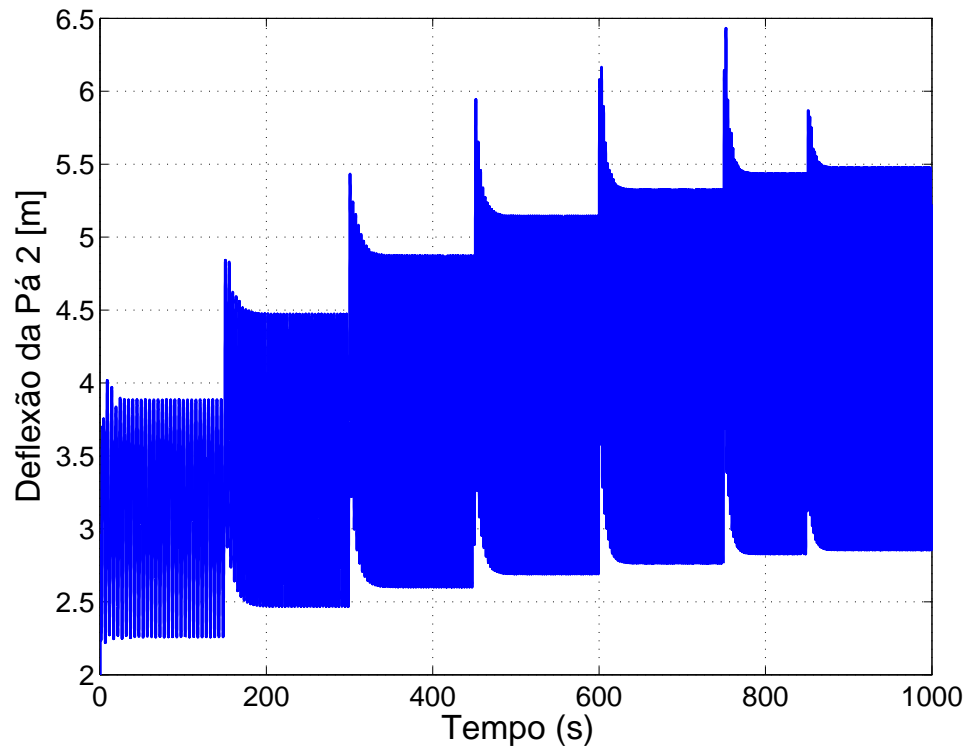
RAJAPANDIYAN, C.; CHIDAMBARAM, M. Controller design for mimo processes based on simple decoupled equivalent transfer functions and simplified decoupler. *Industrial & Engineering Chemistry Research*, v. 51, n. 38, p. 12398–12410, 2012. Disponível em: <<https://doi.org/10.1021/ie301448c>>. Citado na página 26.

ØSTERGAARD, K. Z.; STOUSTRUP, J.; BRATH, P. Linear parameter varying control of wind turbines covering both partial load and full load conditions. *International Journal of Robust and Nonlinear Control*, Wiley Online Library, v. 19, n. 1, p. 92–116, 1 2009. ISSN 1099-1239. Disponível em: <<https://doi.org/10.1002/rnc.1340>>. Citado na página 24.

Apêndices

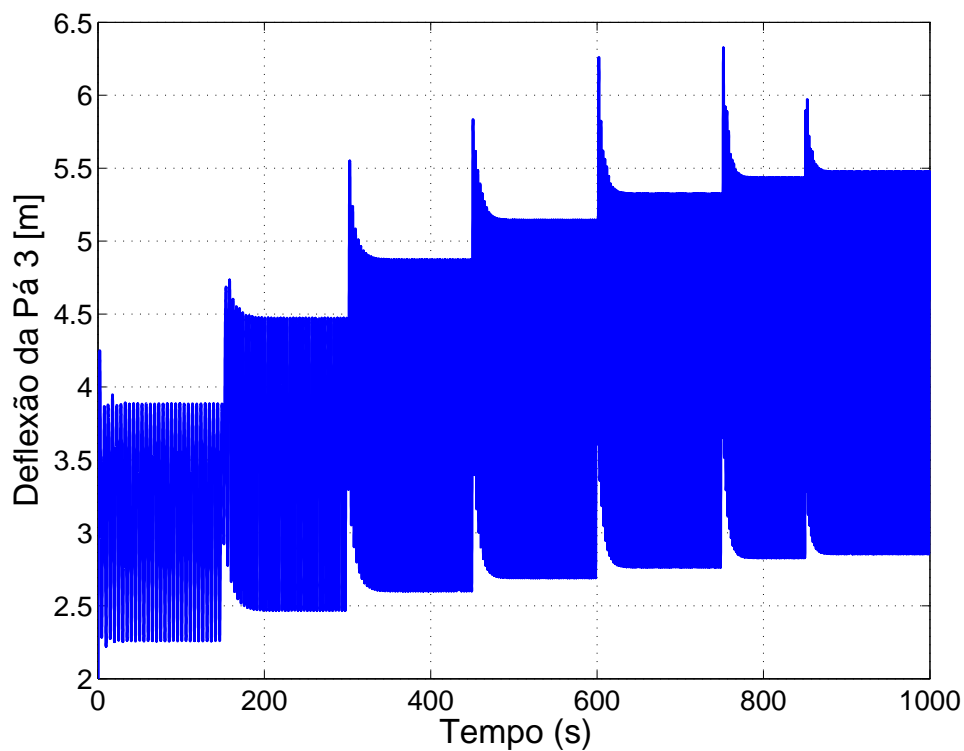
APÊNDICE A – Figuras Adicionais - Sistema em Malha Aberta

Figura 42 – Malha Aberta: Deflexão da Pá 2.



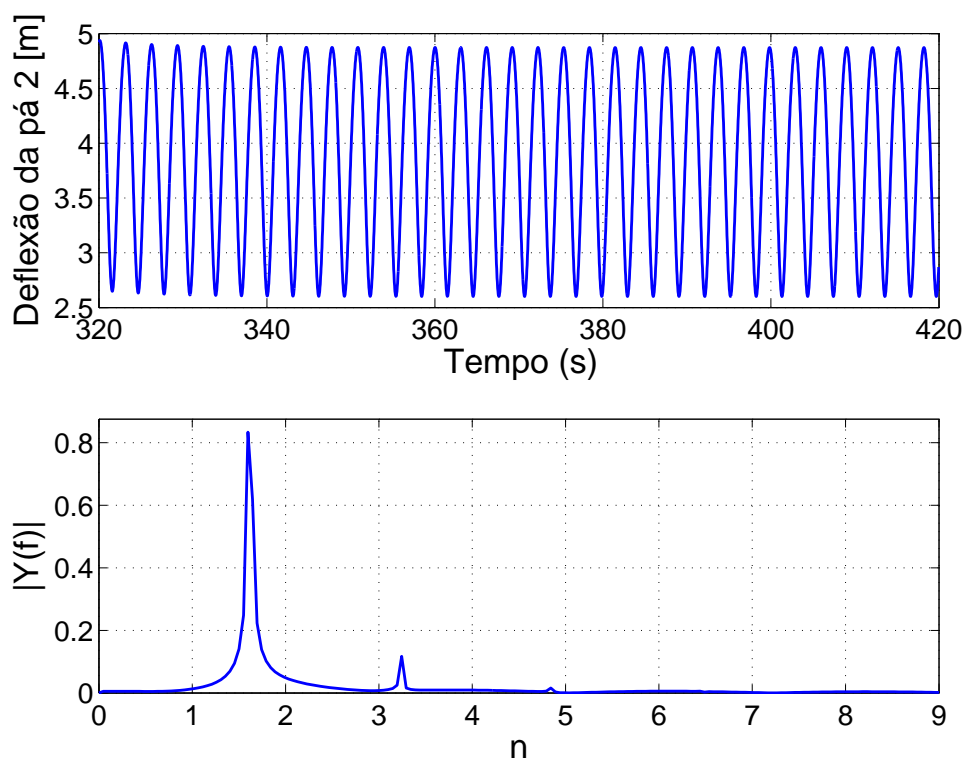
Fonte: Do Autor.

Figura 43 – Malha Aberta: Deflexão da Pá 3.



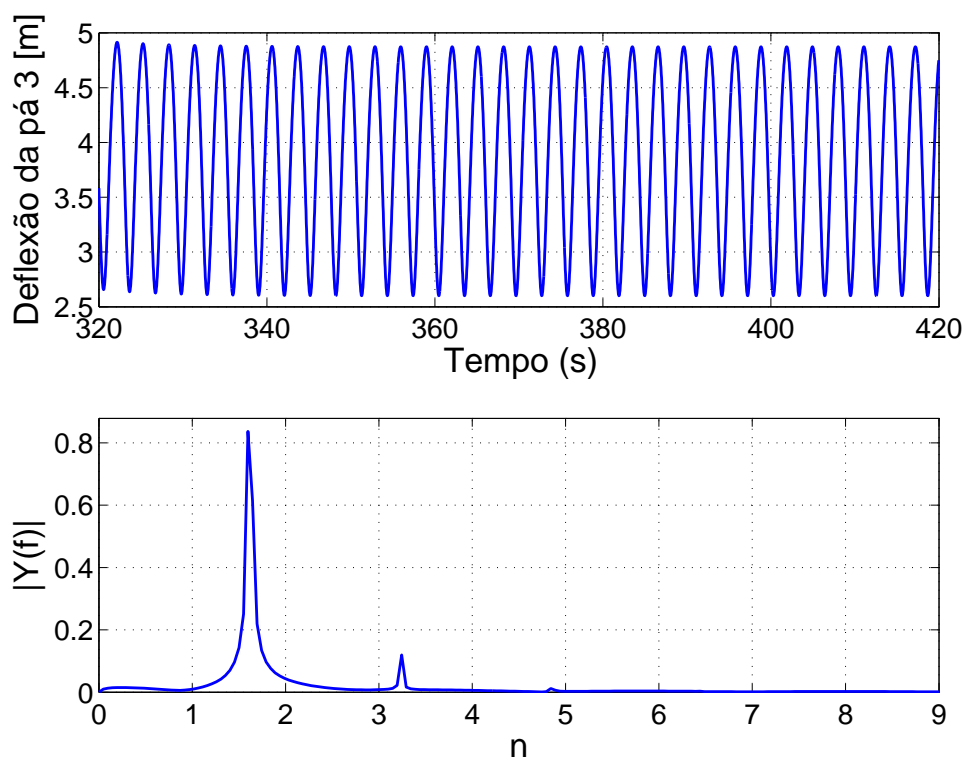
Fonte: Do Autor.

Figura 44 – Malha Aberta: Deflexão da Pá 2 em Regime Permanente.



Fonte: Do Autor.

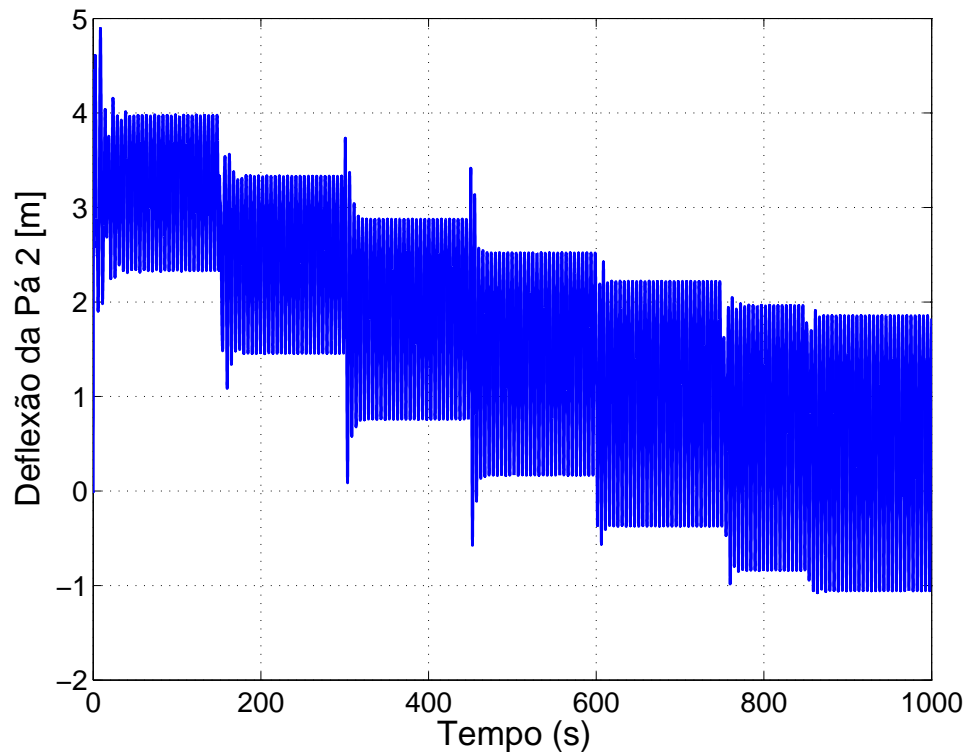
Figura 45 – Malha Aberta: Deflexão da Pá 3 em Regime Permanente.



Fonte: Do Autor.

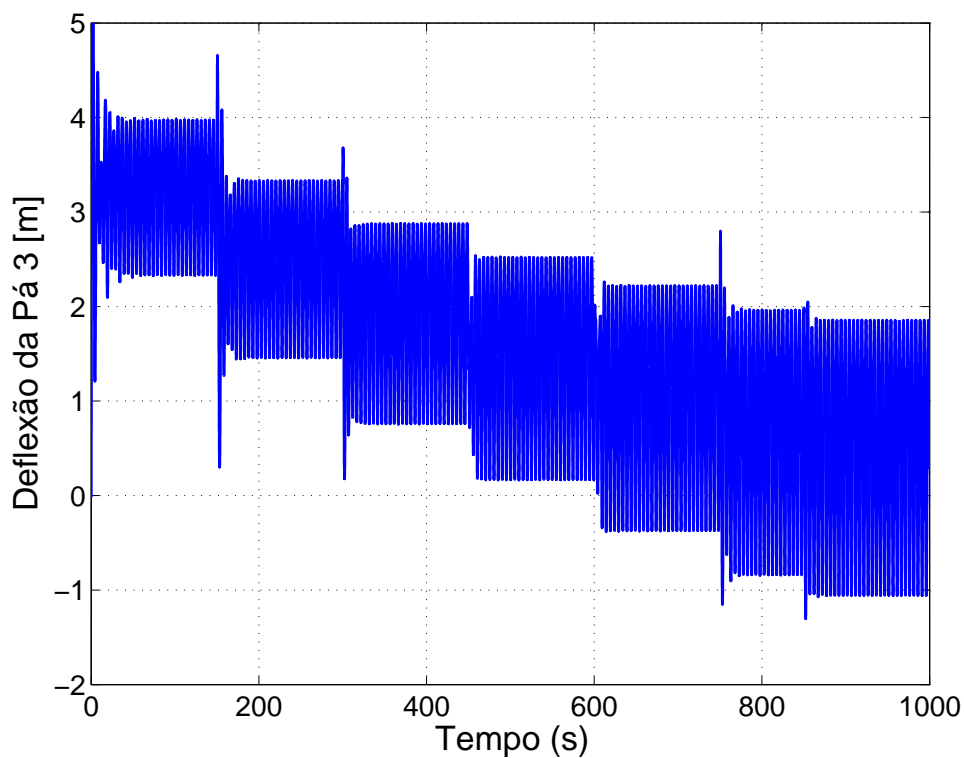
APÊNDICE B – Figuras Adicionais - Controle de Velocidade

Figura 46 – Controle de Velocidade: Deflexão da Pá 2.



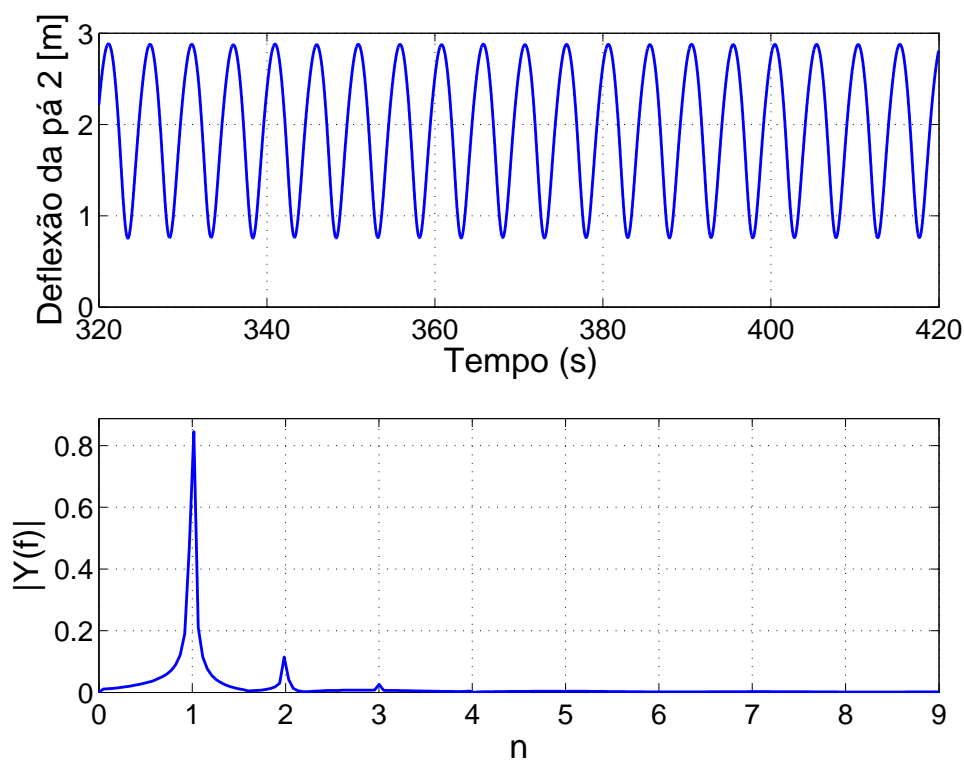
Fonte: Do Autor.

Figura 47 – Controle de Velocidade: Deflexão da Pá 3.



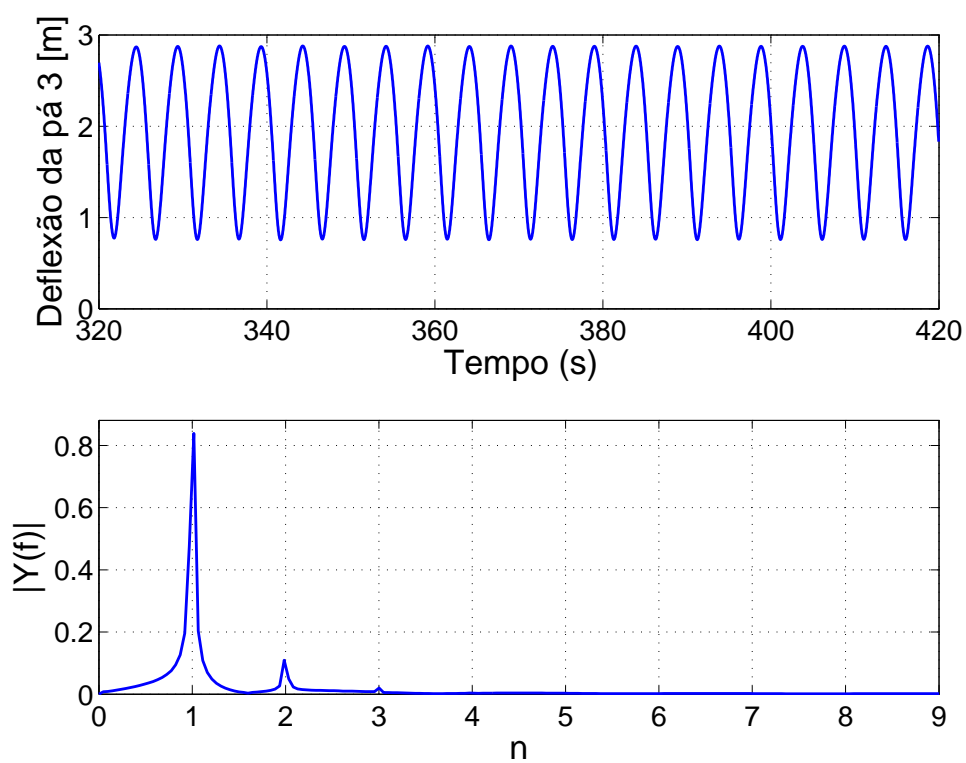
Fonte: Do Autor.

Figura 48 – Controle de Velocidade: Deflexão da Pá 2 em Regime Permanente.



Fonte: Do Autor.

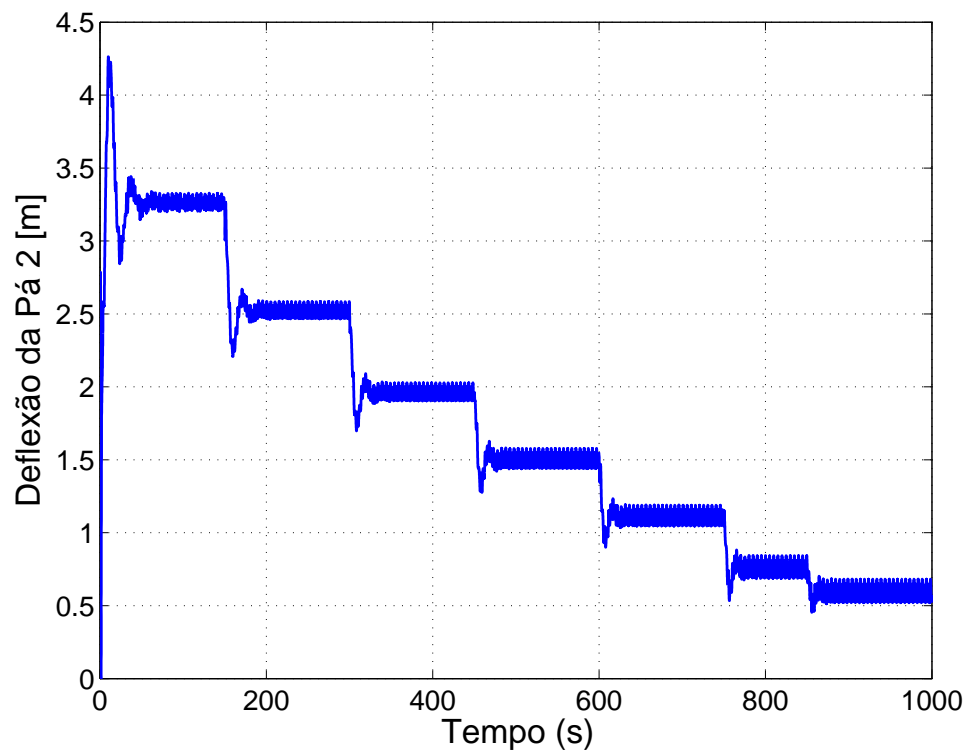
Figura 49 – Controle de Velocidade: Deflexão da Pá 3 em Regime Permanente.



Fonte: Do Autor.

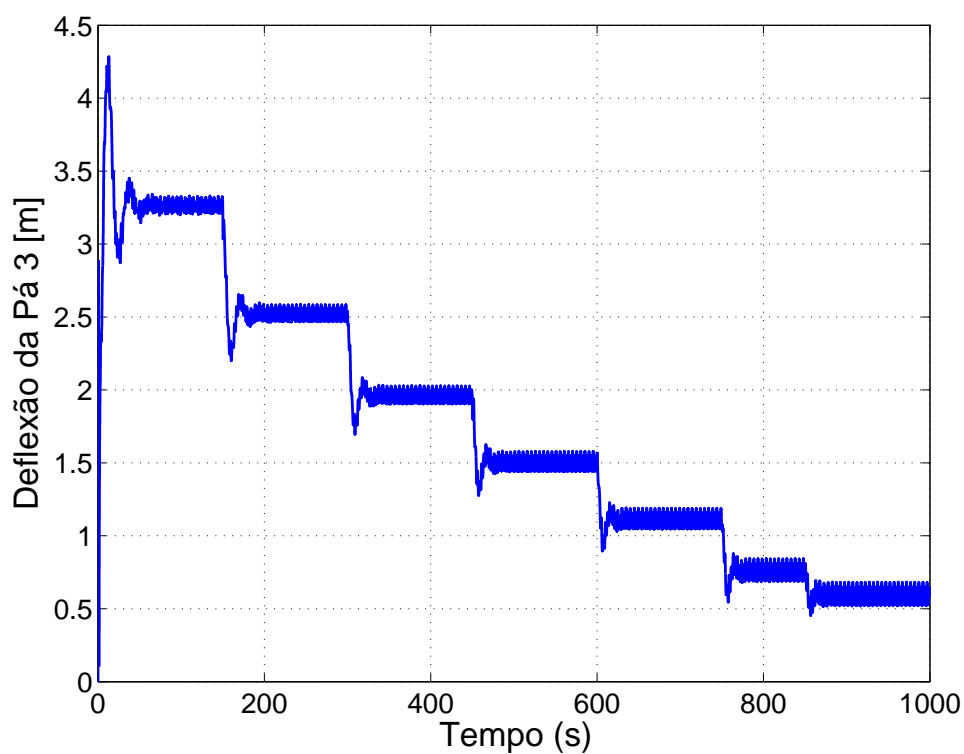
APÊNDICE C – Figuras Adicionais - Desacoplado 1 Modo Ressonante

Figura 50 – Desacoplado 1: Deflexão da Pá 2.



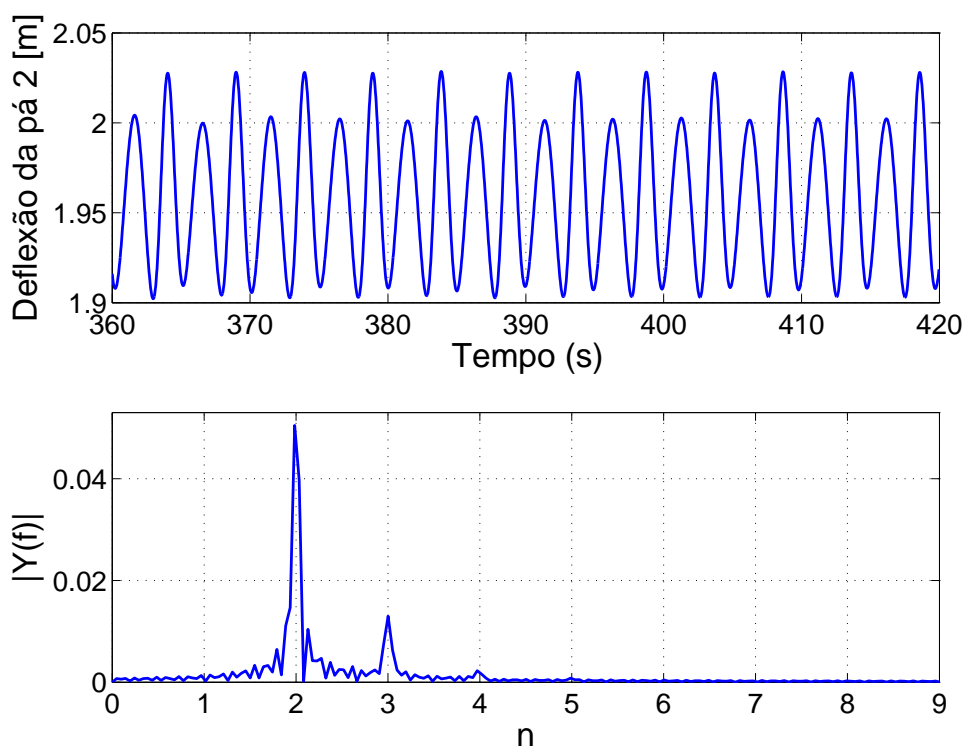
Fonte: Do Autor.

Figura 51 – Desacoplado 1: Deflexão da Pá 3.



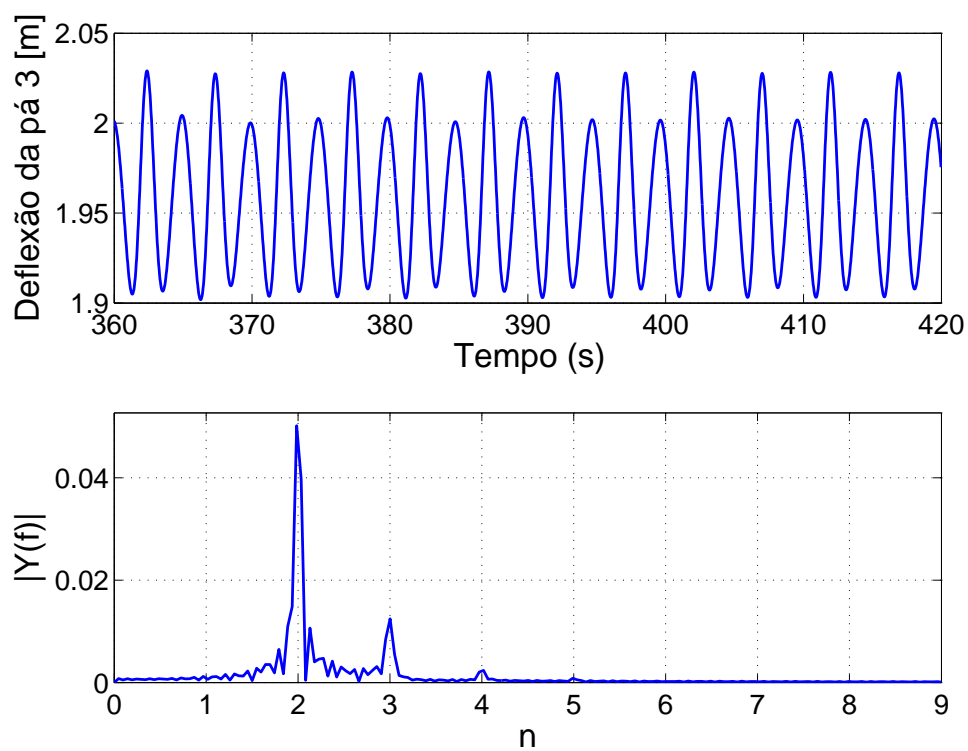
Fonte: Do Autor.

Figura 52 – Desacoplado 1: Deflexão da Pá 2 em Regime Permanente.



Fonte: Do Autor.

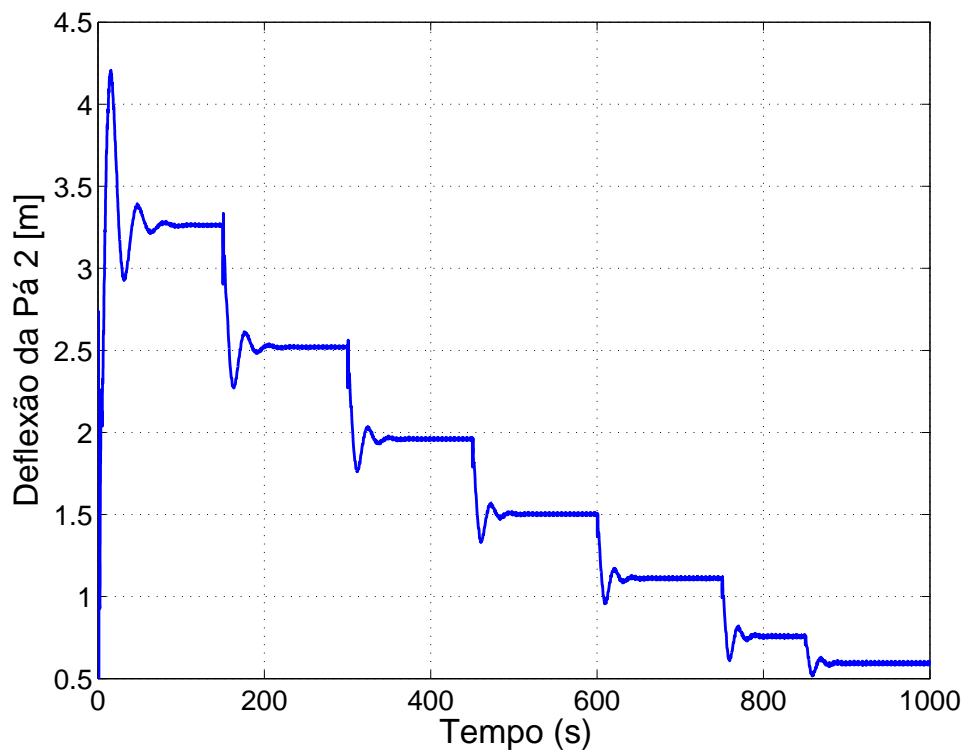
Figura 53 – Desacoplado 1: Deflexão da Pá 3 em Regime Permanente.



Fonte: Do Autor.

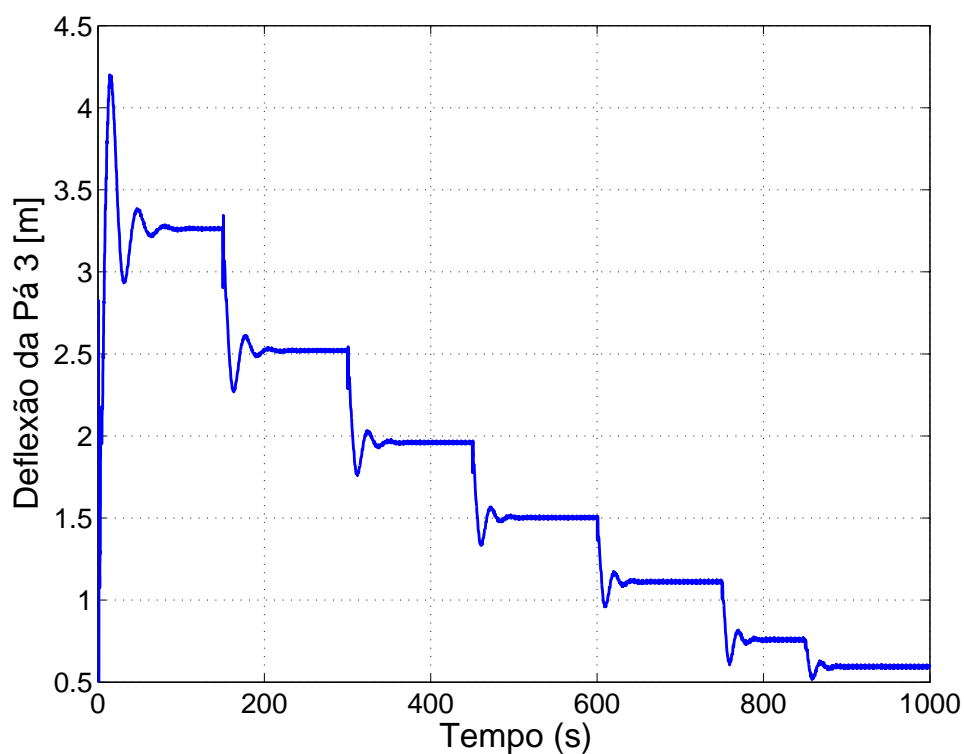
APÊNDICE D – Figuras Adicionais - Desacoplado 2 Modos Ressonantes

Figura 54 – Desacoplado 2: Deflexão da Pá 2.



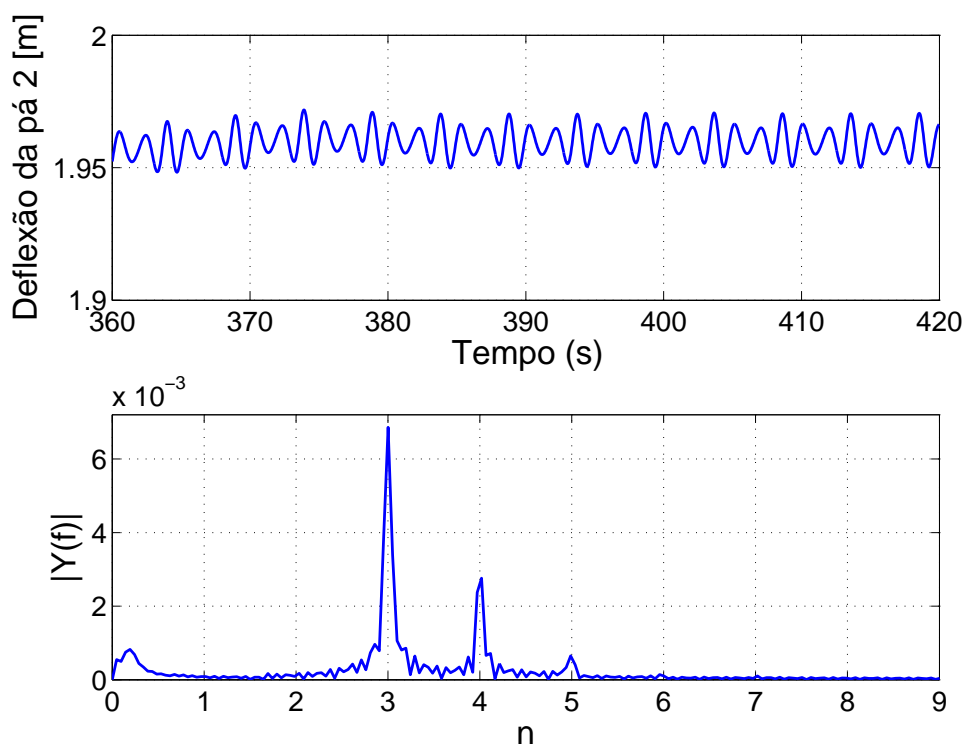
Fonte: Do Autor.

Figura 55 – Desacoplado 2: Deflexão da Pá 3.



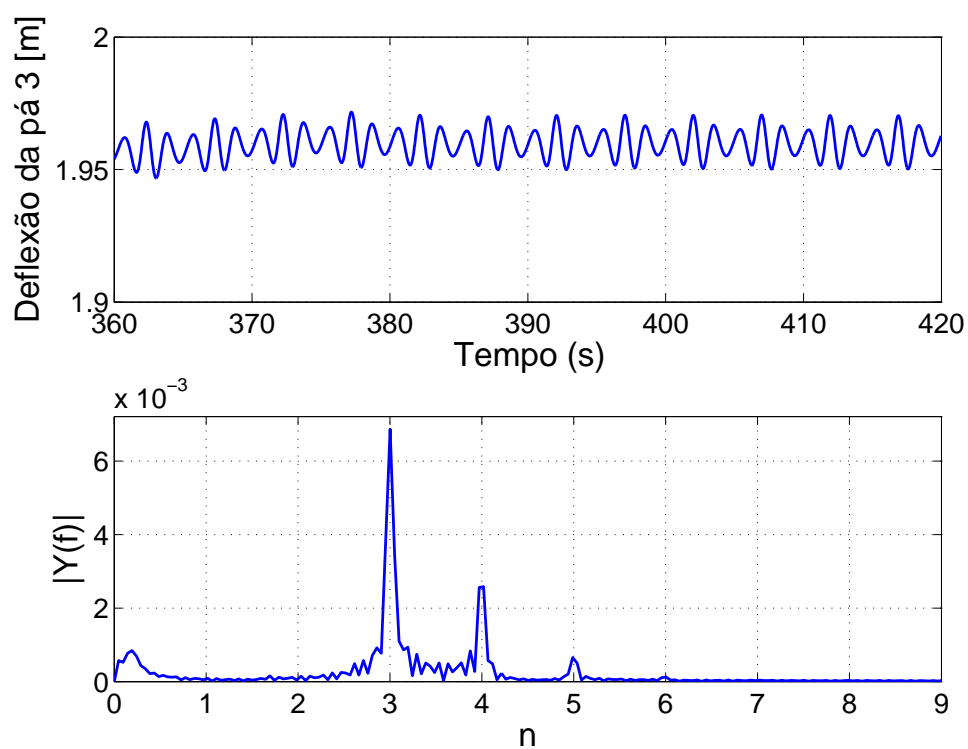
Fonte: Do Autor.

Figura 56 – Desacoplado 2: Deflexão da Pá 2 em Regime Permanente.



Fonte: Do Autor.

Figura 57 – Desacoplado 2: Deflexão da Pá 3 em Regime Permanente.

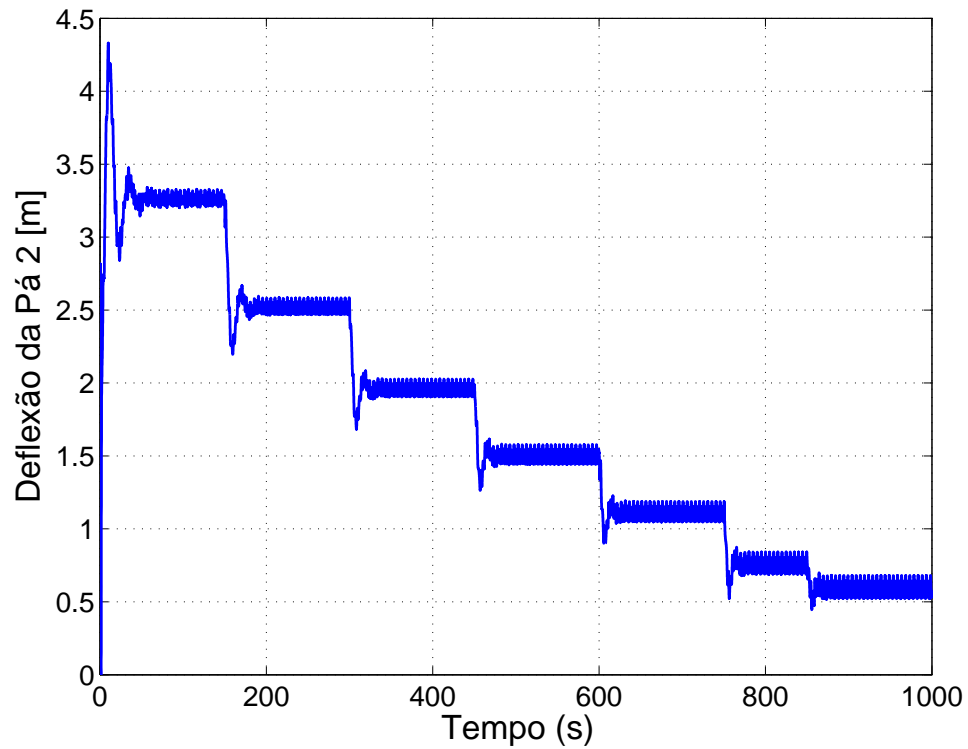


Fonte: Do Autor.

APÊNDICE E – Figuras Adicionais - MIMO

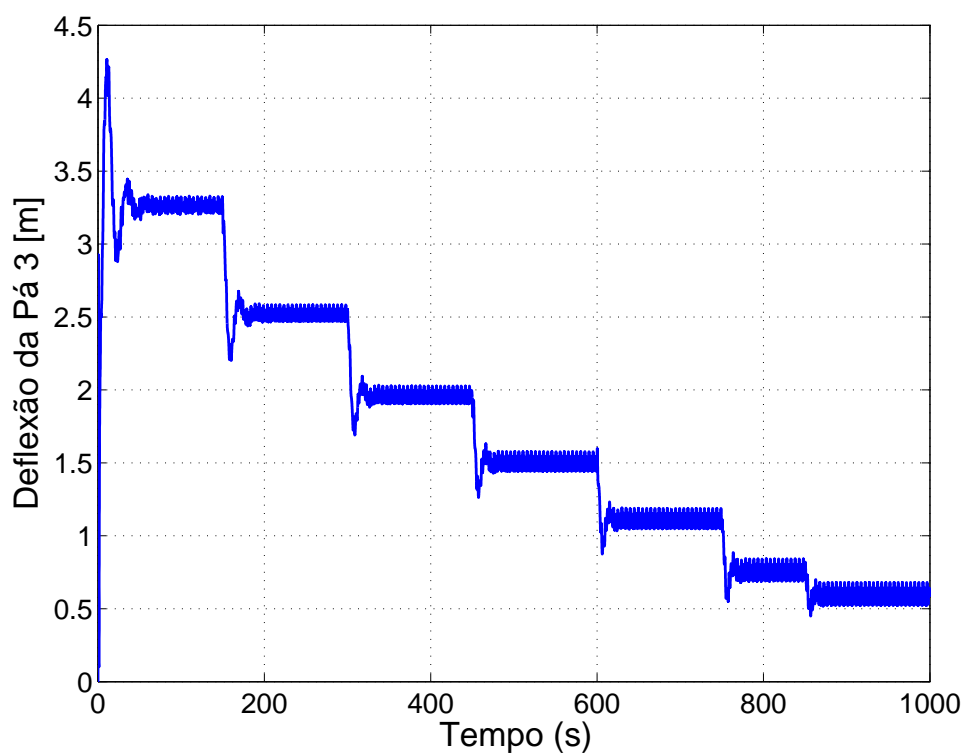
1 Modo Ressonante

Figura 58 – MIMO 1: Deflexão da Pá 2.



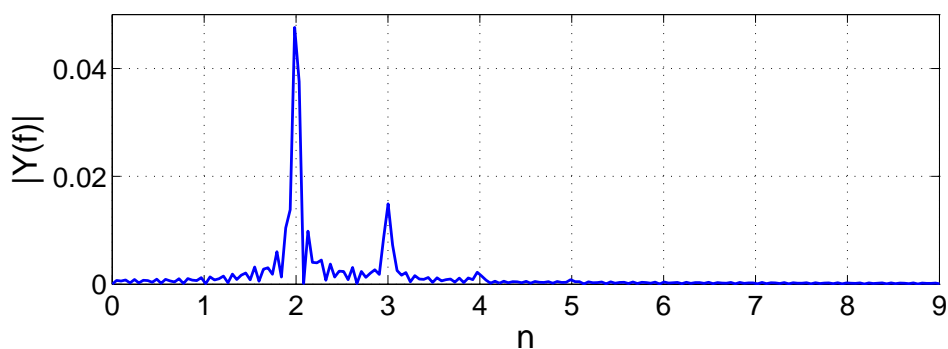
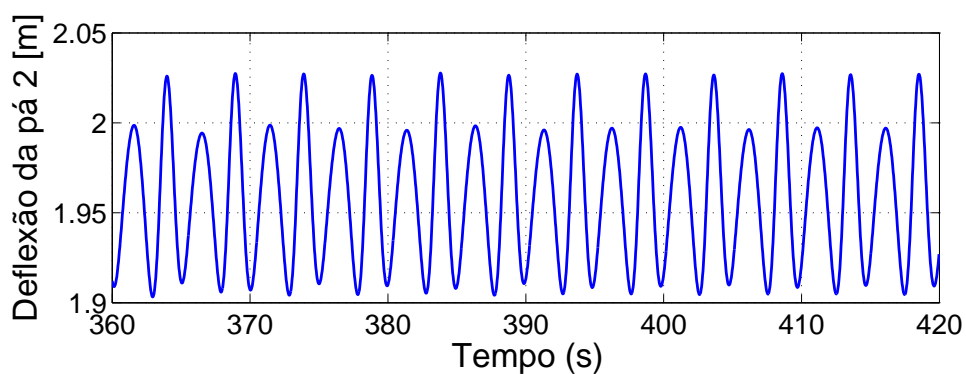
Fonte: Do Autor.

Figura 59 – MIMO 1: Deflexão da Pá 3.



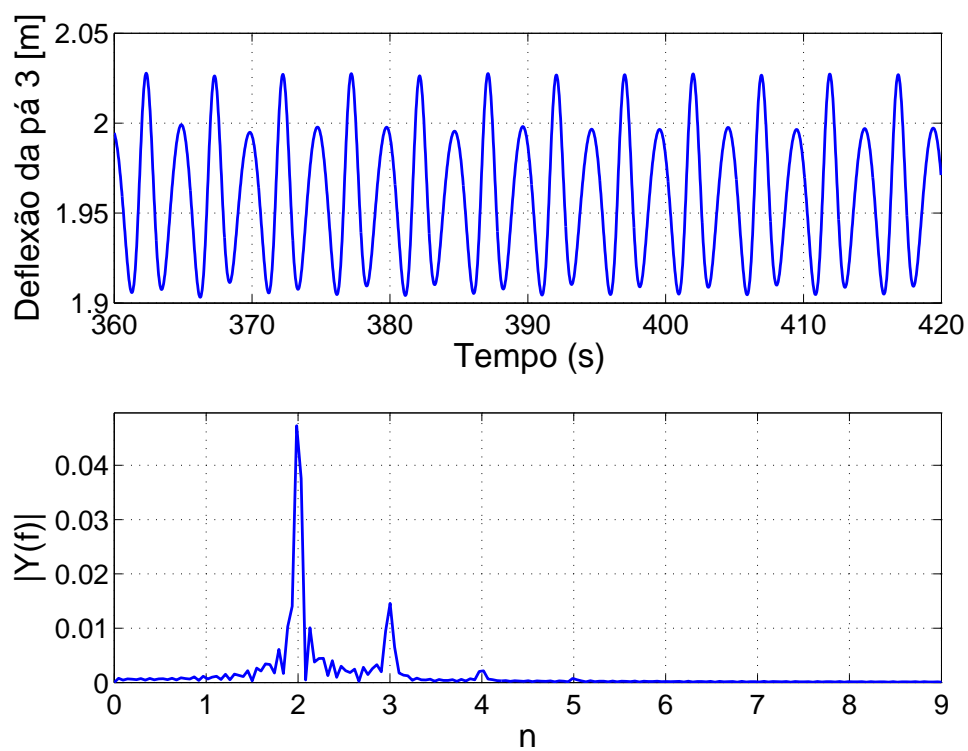
Fonte: Do Autor.

Figura 60 – MIMO 1: Deflexão da Pá 2 em Regime Permanente.



Fonte: Do Autor.

Figura 61 – MIMO 1: Deflexão da Pá 3 em Regime Permanente.

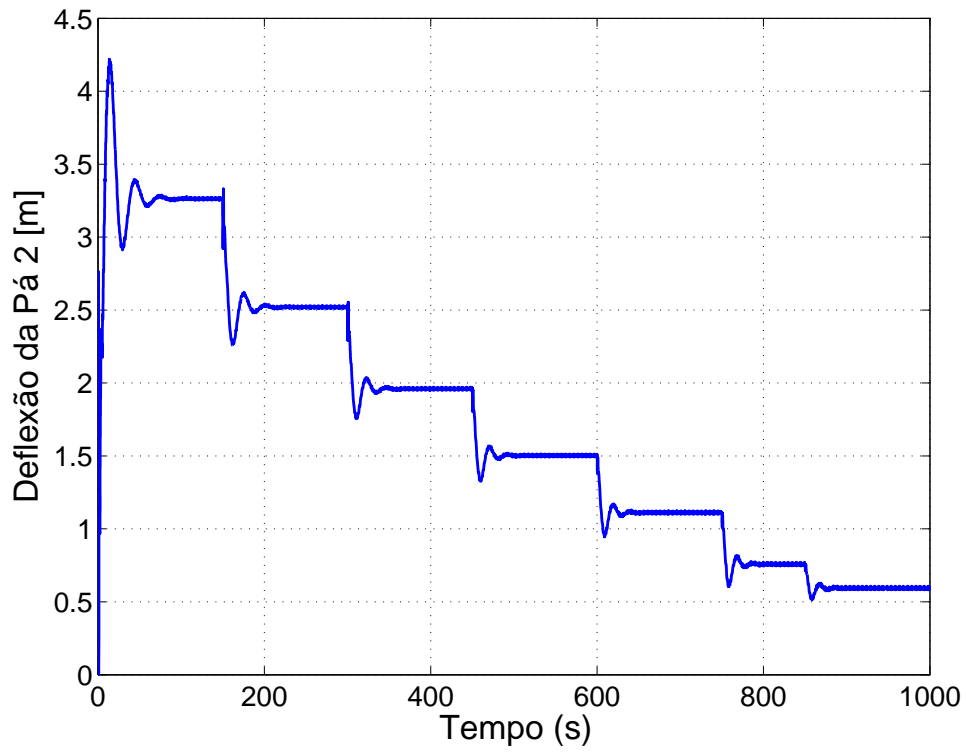


Fonte: Do Autor.

APÊNDICE F – Figuras Adicionais - MIMO

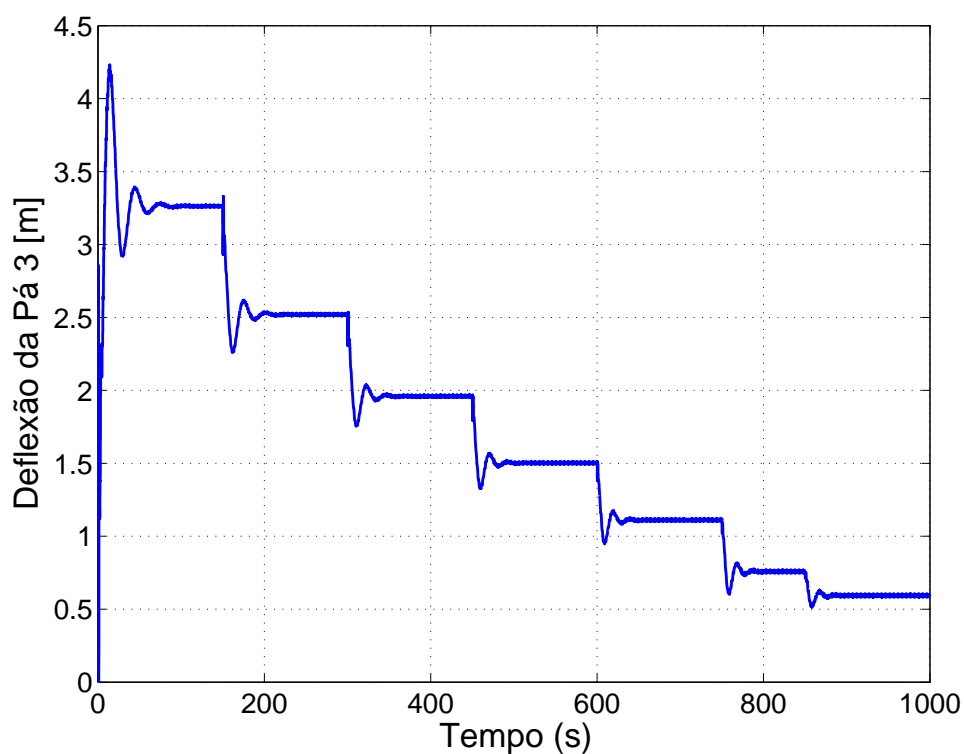
2 Modos Ressonantes

Figura 62 – MIMO 2: Deflexão da Pá 2.



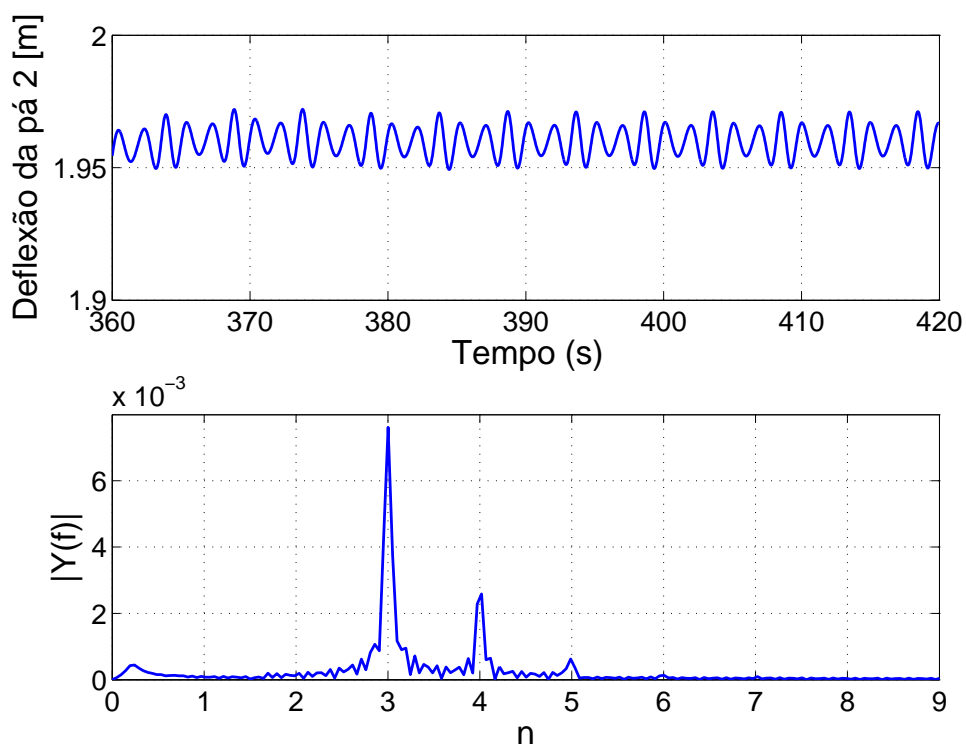
Fonte: Do Autor.

Figura 63 – MIMO 2: Deflexão da Pá 3.



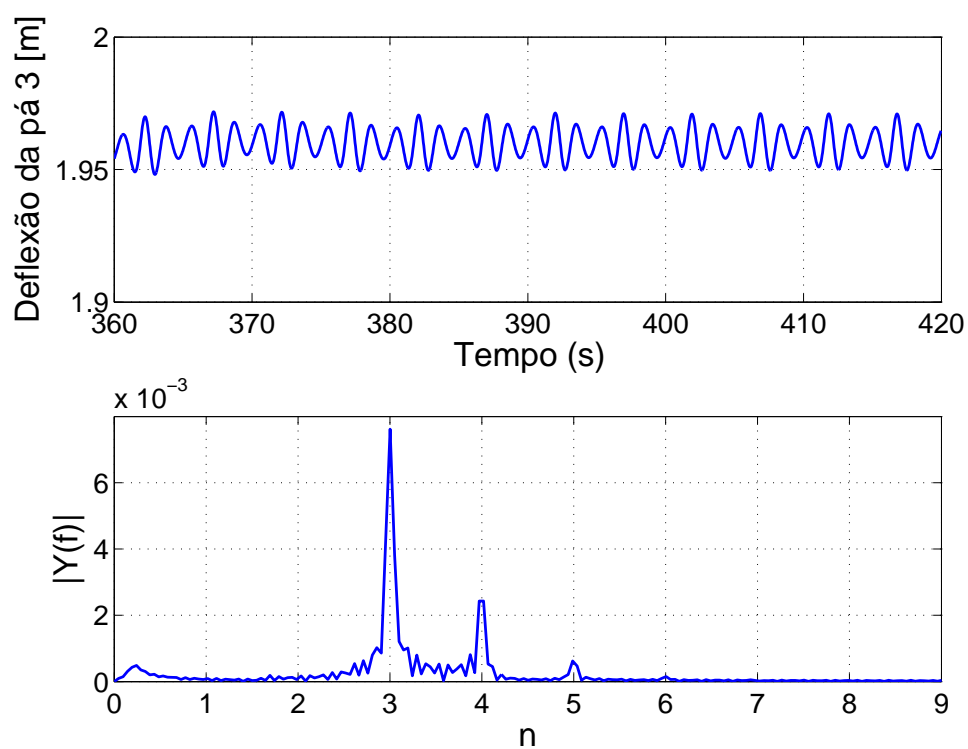
Fonte: Do Autor.

Figura 64 – MIMO 2: Deflexão da Pá 2 em Regime Permanente.



Fonte: Do Autor.

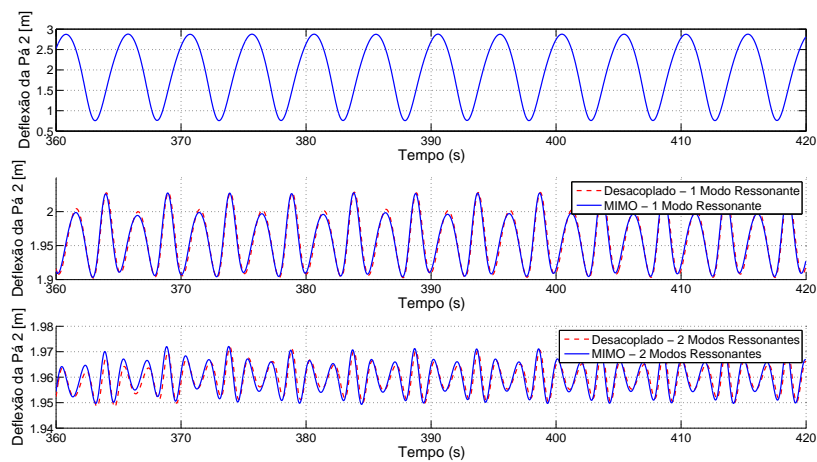
Figura 65 – MIMO 2: Deflexão da Pá 3 em Regime Permanente.



Fonte: Do Autor.

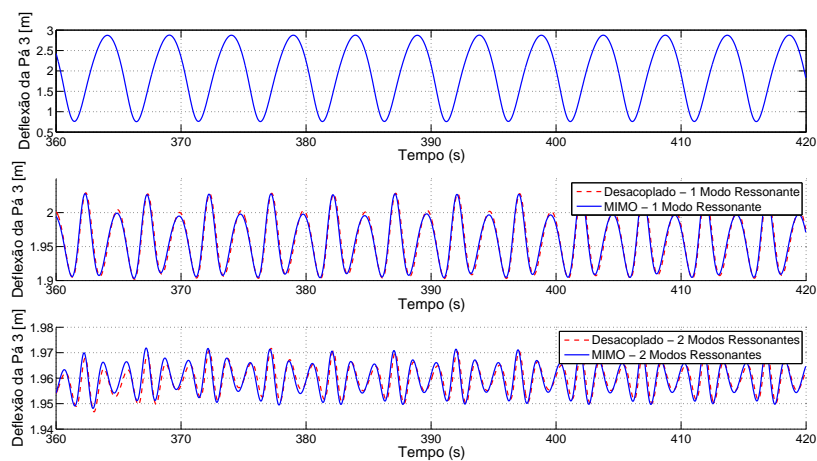
APÊNDICE G – Figuras Adicionais - Comparação Entre os Resultados MIMO e Desacoplado

Figura 66 – Deflexão da Pá 2 com 0, 1 e 2 Modos Ressonantes.



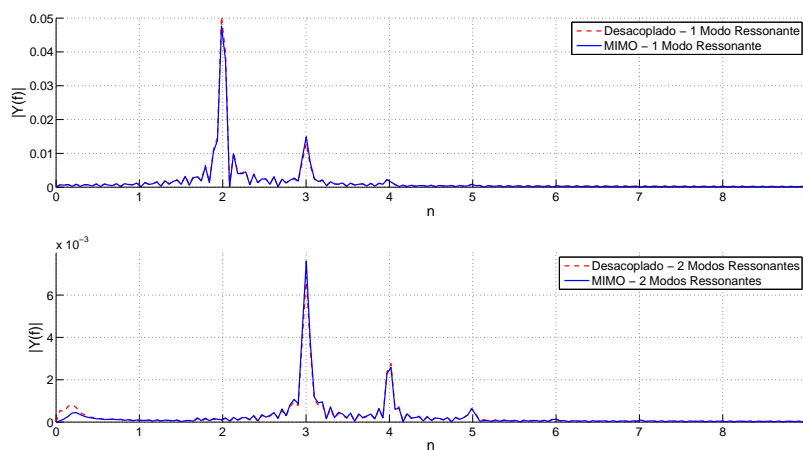
Fonte: Do Autor.

Figura 67 – Deflexão da Pá 3 com 0, 1 e 2 Modos Ressonantes.



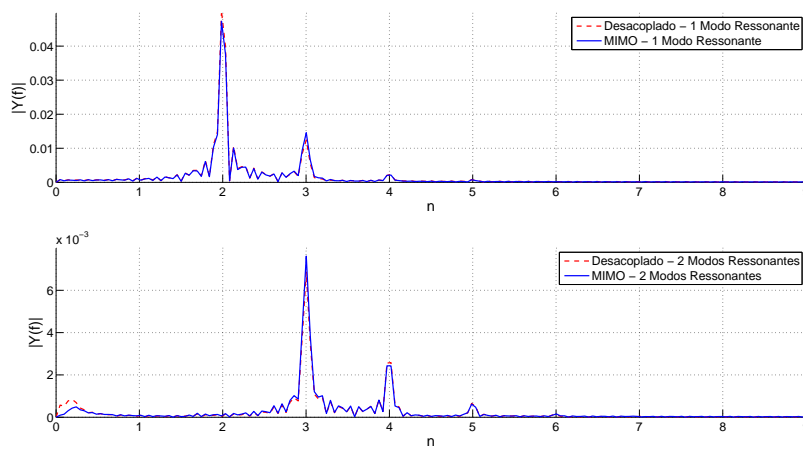
Fonte: Do Autor.

Figura 68 – Domínio Frequência: Deflexão da Pá 2 com 0, 1 e 2 Modos Ressonantes.



Fonte: Do Autor.

Figura 69 – Domínio Frequência: Deflexão da Pá 3 com 0, 1 e 2 Modos Ressonantes.



Fonte: Do Autor.