

**UNIVERSIDADE TECNOLÓGICA FEDERAL DO PARANÁ**  
**COORDENAÇÃO DE ENGENHARIA ELÉTRICA**  
**CURSO DE ENGENHARIA ELÉTRICA**

**RAFAEL ZAMODZKI**

**PROJETO DE CONTROLADORES PARA MITIGAR O IMPACTO DAS  
VARIAÇÕES ESTOCÁSTICAS DO VENTO NA DINÂMICA DE UNIDADES  
EÓLICAS BASEADAS EM DFIG**

**TRABALHO DE CONCLUSÃO DE CURSO**

**PATO BRANCO**

**2012**

**RAFAEL ZAMODZKI**

**PROJETO DE CONTROLADORES PARA MITIGAR O IMPACTO DAS  
VARIAÇÕES ESTOCÁSTICAS DO VENTO NA DINÂMICA DE  
UNIDADES EÓLICAS BASEADAS EM DFIG**

Trabalho de Conclusão de Curso de graduação, apresentado à disciplina de Trabalho de Conclusão de Curso 2, do Curso de Engenharia Elétrica da Coordenação de Engenharia Elétrica – COELT – da Universidade Tecnológica Federal do Paraná – UTFPR, Campus Pato Branco, como requisito parcial para obtenção do título de Engenheiro.

Orientador: Prof. Dr. Ricardo Vasques de Oliveira

**PATO BRANCO**

**2012**

# TERMO DE APROVAÇÃO

O Trabalho de Conclusão de Curso intitulado “**PROJETO DE CONTROLADORES PARA MITIGAR O IMPACTO DAS VARIAÇÕES ESTOCÁSTICAS DO VENTO NA DINÂMICA DE UNIDADES EÓLICAS BASEADAS EM DFIG**”, do acadêmico **Rafael Zamodzki** foi considerado **APROVADO** de acordo com ata de defesa nº **22** de **2012**, a qual encontra-se na coordenação do curso de Engenharia Elétrica.

Fizeram parte da Banca os Professores

RICARDO VASQUES DE OLIVEIRA (ORIENTADOR)

CESAR RAFAEL CLAURE TORRICO

MIGUEL MORETO

## DEDICATÓRIA

À minha família:

**Teodosio (Pai)**

**Terezinha (Mãe)**

**Juliana e Vanessa (Irmãs)**

## **AGRADECIMENTOS**

Ao Professor Dr. Ricardo Vasques de Oliveira pela sugestão de tema e pela disposição na orientação do trabalho.

À Universidade Tecnológica Federal do Paraná pela disponibilização de laboratórios para a realização dos estudos.

Aos colegas de graduação pelo apoio e companheirismo, em especial à Diana Martinello, Géremi Gilson Dranka, Luan Ruaro Marcante, Miguel Aguirre Cardoso e Tiago Lukasiewicz.

À Carolina Gallas dos Santos, presente de Deus pra minha vida, pelo amor e apoio em todos os momentos.

À Deus por me dar a graça de conseguir terminar este trabalho.

## EPÍGRAFE

O filho que chora tem a certeza de que a mãe velará seu sono. A vida é pequena, mas tão grande nestes espaços que aos cuidados pertencem. Joelhos esfolados são representações das dores do mundo. A mãe sabe disso. O filho, não. Aprenderá mais tarde, quando pela força do tempo que nos leva, ele precisará cuidar dos joelhos dos seus pequenos. (Padre Fábio de Melo, 2012).

## RESUMO

ZAMODZKI, Rafael. Projeto de controladores para mitigar o impacto das variações estocásticas do vento na dinâmica de unidades eólicas baseadas em DFIG. 2012. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação em Engenharia Elétrica) - Coordenação de Engenharia Elétrica – COELT, Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Pato Branco, 2012.

O presente trabalho propõe um controlador suplementar para unidades eólicas de geração baseadas em gerador de indução duplamente alimentado. O controlador suplementar é projetado para atenuar as perturbações causadas pelas variações estocásticas da velocidade do vento, pois estas variações produzem transitórios eletromecânicos que podem ser prejudiciais para a operação do sistema e para a qualidade da energia elétrica (afundamentos, elevações e flutuações de tensão, por exemplo). O controlador proposto baseia-se na estrutura de realimentação dinâmica de saída e é gerado por meio de uma metodologia de projeto, na forma de desigualdades matriciais lineares, fundamentada na teoria de controle  $H^\infty$ . A entrada de controle adotada para a inclusão do controlador suplementar e o sinal de saída da unidade eólica adotado como entrada do controlador estão geralmente disponíveis em unidades eólicas comerciais. As análises realizadas demonstram a eficácia da malha de controle suplementar em atenuar as perturbações causadas pelas variações da velocidade do vento.

**Palavras-chave:** Sistemas de potência. Dinâmica e controle de sistemas de potência. Geração eólica. Gerador de indução duplamente alimentado. Síntese de controlador.

## ABSTRACT

ZAMODZKI, Rafael. Design of controllers to mitigate the impact of stochastic variations of the wind in the dynamic of wind turbines based in DFIG. 2012. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação em Engenharia Elétrica) - Coordenação de Engenharia Elétrica – COELT, Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Pato Branco, 2012.

This work proposes an additional controller to wind turbines based in doubly fed induction generator. The additional controller is designed to attenuate the disturbance caused by the stochastic variation of the wind speed, cause these variation produce electromechanical transient that can be harmful to the system operation and to the electrical power quality (voltage sags, elevations and fluctuations, for example). The proposed controller is based on the output dynamic feedback structure and is generated by a design methodology, in the form of linear matrix inequalities, based in the  $H^\infty$  control theory. The control input adopted to the inclusion of the additional controller and the output signal of the wind turbine adopted like controller input are generally available in commercial wind turbines. The performed analysis show the effectiveness of the additional control loop to attenuate the disturbance caused by the wind speed variation.

**Keywords:** Power systems. Dynamic and control of power systems. Wind generation. Doubly fed induction generator. Controller synthesis.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Características do vento .....	21
Figura 2 - Potência produzida por uma turbina eólica .....	22
Figura 3 - Sinal de vento gerado a partir do modelo ARMA .....	23
Figura 4 - Aspecto construtivo do DFIG .....	24
Figura 5 - Turbina e conversores acoplados ao DFIG.....	27
Figura 6 - Trem de acionamento de uma turbina eólica DFIG.....	28
Figura 7 - Diagrama ilustrativo dos dois conversores do DFIG com suas malhas de controle e a entrada "u" do controle suplementar.....	30
Figura 8 - Diagrama ilustrativo da unidade eólica com a malha de controle suplementar proposta.....	32
Figura 9 - Malha de controle do conversor do lado do rotor do DFIG .....	34
Figura 10 - Planta G com duas entradas e duas saídas.....	36
Figura 11 - Sistema em malha fechada.....	36
Figura 12 - Diagrama unifilar do sistema teste .....	48
Figura 13 - Resposta da velocidade do rotor do DFIG considerando o sistema em malha aberta submetido à curva de vento.....	49
Figura 14 - Resposta da potência ativa do DFIG considerando o sistema em malha aberta submetido à curva de vento. ....	49
Figura 15 - Resposta da potência reativa do DFIG considerando o sistema em malha aberta submetido à curva de vento. ....	49
Figura 16 - Resposta da velocidade do rotor do DFIG considerando a velocidade controlada e a malha de controle adicionada na referência de velocidade. ....	51
Figura 17 - Resposta da potência ativa do DFIG considerando a velocidade controlada e a malha de controle adicionada na referência de velocidade. ....	51
Figura 18 - Resposta da potência reativa do DFIG considerando a velocidade controlada e a malha de controle adicionada na referência de velocidade. ....	52
Figura 19 - Resposta da velocidade do rotor do DFIG considerando a potência ativa controlada e a malha de controle adicionada na referência de velocidade. ....	53
Figura 20 - Resposta da potência ativa do DFIG considerando a potência ativa controlada e a malha de controle adicionada na referência de velocidade. ....	53
Figura 21 - Resposta da potência reativa do DFIG considerando a potência ativa controlada e a malha de controle adicionada na referência de velocidade. ....	54

Figura 22 - Resposta da velocidade do rotor do DFIG considerando a potência reativa controlada e a malha de controle adicionada na referência de velocidade. ...	55
Figura 23 - Resposta da potência ativa do DFIG considerando a potência reativa controlada e a malha de controle adicionada na referência de velocidade. ....	55
Figura 24 - Resposta da potência reativa do DFIG considerando a potência reativa controlada e a malha de controle adicionada na referência de velocidade. ....	55
Figura 25 - Resposta da velocidade do rotor do DFIG considerando o sistema em malha aberta e a malha de controle de potência ativa. ....	57
Figura 26 - Resposta da potência ativa do DFIG considerando o sistema em malha aberta e a malha de controle de potência ativa. ....	57
Figura 27 - Resposta da potência reativa do DFIG considerando o sistema em malha aberta e a malha de controle de potência ativa. ....	57
Figura 28 - Resposta da velocidade do rotor do DFIG considerando a malha de controle adicionada na referência de potência ativa e a velocidade do rotor como saída controlada. ....	59
Figura 29 - Resposta da potência ativa do DFIG considerando a malha de controle adicionada na referência de potência ativa e a velocidade do rotor como saída controlada. ....	59
Figura 30 - Resposta da potência reativa do DFIG considerando a malha de controle adicionada na referência de potência ativa e a velocidade do rotor como saída controlada. ....	59
Figura 31 - Resposta da velocidade do rotor do DFIG considerando a malha de controle adicionada na referência de potência ativa e adotando a potência ativa como saída controlada. ....	60
Figura 32 - Resposta da potência ativa do DFIG considerando a malha de controle adicionada na referência de potência ativa e adotando a potência ativa como saída controlada. ....	61
Figura 33 - Resposta da potência reativa do DFIG considerando a malha de controle adicionada na referência de potência ativa e adotando a potência ativa como saída controlada. ....	61
Figura 34 - Resposta da velocidade do rotor do DFIG considerando a malha de controle adicionada na referência de potência ativa e a potência reativa como saída controlada. ....	62

Figura 35 - Resposta da potência ativa do DFIG considerando a malha de controle adicionada na referência de potência ativa e a potência reativa como saída controlada.....	62
Figura 36 - Resposta da potência reativa do DFIG considerando a malha de controle adicionada na referência de potência ativa e a potência reativa como saída controlada.....	63

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Autovalores correspondentes aos modos oscilatórios do sistema teste considerando a unidade eólica com malha de controle de velocidade antes da inclusão da malha de controle suplementar. ....	48
Tabela 2 - Autovalores correspondentes aos modos oscilatórios do sistema teste considerando a unidade eólica com malha de controle de velocidade após a inclusão da malha de controle suplementar. ....	50
Tabela 3 - Autovalores correspondentes aos modos oscilatórios do sistema teste considerando a unidade eólica com malha de controle de potência ativa antes da inclusão da malha de controle suplementar. ....	56
Tabela 4 - Autovalores correspondentes aos modos oscilatórios do sistema teste considerando a unidade eólica com malha de controle de potência ativa após a inclusão da malha de controle suplementar. ....	58
Tabela 5 - Síntese das reduções nas oscilações encontradas para cada controlador projetado. ....	63

## LISTA DE SIGLAS

ARMA	Autoregressive Moving Average
DFIG	Doubly-Fed Induction Generator
GIDA	Gerador de Indução Duplamente Alimentado
LMI	Linear Matrix Inequality
MIMO	Multiple-Input Multiple-Output
SISO	Single-Input Single-Output

## SUMÁRIO

1. Introdução.....	15
1.1 Justificativa .....	17
1.2 Objetivo geral.....	18
1.3 Objetivos específicos.....	18
1.4 Estrutura do trabalho .....	18
2. Desenvolvimento .....	20
2.1 Comportamento estocástico do vento.....	20
2.1.1 Principais variações causadas pelo vento na dinâmica da turbina eólica .	21
2.1.2 Modelagem do vento utilizado nas simulações .....	22
2.2 O conjunto gerador-turbina .....	24
2.2.1 Sistema mecânico de acionamento.....	24
2.2.2 Gerador de indução duplamente alimentado.....	27
2.2.3 Principais malhas de controle do DFIG .....	29
2.2.3.1 Malhas de controle do conversor do lado do rotor.....	30
2.2.3.2 Malhas de controle do conversor do lado da rede .....	31
2.2.3.3 Malha de controle suplementar proposta.....	31
2.2.4 Modelagem matemática do DFIG.....	33
2.3 Controle $H_{\infty}$ .....	35
2.3.1 A norma $H_{\infty}$ .....	37
2.3.2 Apresentação do sistema original .....	38
2.3.3 Sistema em malha fechada.....	39
2.3.4 Formulação do problema de controle.....	43
3. Resultados e discussões .....	47
3.1 Testes considerando a unidade eólica com malha de controle de velocidade	48
3.1.1 Controle suplementar incluído na referência da malha de controle de velocidade e considerando a velocidade do gerador como variável controlada.	50

3.1.2 Controle suplementar incluído na referência da malha de controle de velocidade e considerando a potência ativa como variável controlada .....	52
3.1.3 Controle suplementar incluído na referência da malha de controle de velocidade e considerando a potência reativa como variável controlada .....	54
3.2 Testes considerando a unidade eólica com malha de controle de potência ativa .....	56
3.2.1 Controle suplementar incluído na referência da malha de controle de potência ativa e considerando a velocidade do gerador como variável controlada .....	58
3.2.2 Controle suplementar incluído na referência da malha de controle de potência ativa e considerando a potência ativa como variável controlada .....	60
3.2.3 Controle suplementar incluído na referência da malha de controle de potência ativa e considerando a potência reativa como variável controlada .....	61
4. Conclusões .....	64
5. Referências.....	66

## 1. INTRODUÇÃO

Na natureza, o aquecimento desigual de diferentes áreas do nosso planeta resulta no movimento das massas de ar. Esse movimento, chamado de vento, possui um grande potencial de energia cinética, possibilitando que seja usado para gerar energia elétrica depois de ter passado por um processo de conversão em equipamentos devidamente projetados para esse fim. Esse potencial, apesar de abundante, ainda não é muito utilizado, mas a tendência é que esse uso aumente bastante nos próximos anos, pois esta é uma energia limpa, renovável e que praticamente não degrada o meio ambiente (SILVA, 2006).

O aumento da demanda por energia elétrica, a busca por estratégias renováveis de geração e o desenvolvimento tecnológico têm contribuído para a rápida expansão da geração eólica. No final de 2010, a potência instalada no planeta, em unidades eólicas, correspondia a 201,66 GW e a previsão para o ano de 2015 é de 533,23 GW, o que corresponde a um aumento de 164,42% na potência instalada durante o período em questão (Global Wind Energy Council, 2012). A geração eólica é uma tendência mundial que pode alterar a estrutura, o planejamento e a dinâmica dos sistemas de potência. Dessa forma, é importante que esta modalidade de geração assuma responsabilidade pela confiabilidade, desempenho e estabilidade dos sistemas de potência.

As unidades eólicas baseadas em gerador de indução duplamente alimentado (GIDA ou DFIG, do inglês, *Doubly-Fed Induction Generator*) são amplamente empregadas devido à sua capacidade de operar com velocidade variável e por outras vantagens associadas às suas características operacionais e construtivas (TAZIL et al., 2010) (POLINDER, 2011). O DFIG, em comparação ao gerador síncrono convencional, é uma tecnologia relativamente recente, portanto, aspectos relacionados às estratégias de controle e fenômenos de estabilidade desse tipo de unidade de geração vêm sendo investigados atualmente em diversas pesquisas (MISHRA, MISHRA e LI, 2012) (MEI e PAL, 2007) (MISHRA et al., 2009a). As características construtivas e operacionais do DFIG utilizado na geração eólica são consideravelmente diferentes das características da máquina síncrona, entretanto, a dinâmica de ambos os geradores é caracterizada por oscilações eletromecânicas (ANAYA-LARA et al., 2009) (GAUTAM et al., 2011).

Em unidades eólicas baseadas em DFIG, as variações estocásticas da velocidade do vento geralmente produzem transitórios eletromecânicos que podem ser prejudiciais para a operação do sistema e para a qualidade da energia elétrica (afundamentos, elevações e flutuações de tensão, por exemplo) (SUN, CHEN e BLAABJERG, 2005).

A resposta transitória dos sistemas de potência dependem fortemente de estratégias de controle adequadas, assim como do projeto adequado dos controladores implementados (estabilizadores, reguladores automáticos de tensão e velocidade, por exemplo).

Em SENJYU et al. (2008), utilizou-se a teoria de controle  $H_\infty$  para minimizar as oscilações da potência ativa em um sistema composto por uma unidade eólica, baseada em gerador de indução com rotor do tipo gaiola de esquilo, associada a um sistema de baterias. O controlador resultante (SENJYU et al., 2008) é adicionado no sistema de baterias e no sistema de controle de ângulo de passo das pás da turbina eólica. Uma estratégia de controle para o rastreamento robusto do sinal de referência das malhas de controle de potência de uma unidade eólica baseada em DFIG é proposta em KONG e MAJUMDER (2008). Esse rastreador robusto de referência, baseado na teoria de controle  $H_\infty$ , é projetado para minimizar o sinal de erro das malhas de controle de potência ativa e reativa da unidade eólica, melhorando assim as características de controle de potência ativa e reativa do gerador. O erro de frequência de um sistema de potência híbrido com uma unidade eólica é minimizado por meio de um controlador também baseado na teoria de controle de controle  $H_\infty$  (RAY et al., 2011).

Neste contexto, esse trabalho propõe um estudo do comportamento estocástico dos ventos, bem como sua influência sobre a dinâmica da unidade eólica baseada em gerador de indução duplamente alimentado. O objetivo principal do trabalho é projetar um controlador para reduzir o impacto que as variações do vento exercem sobre a potência de saída gerada.

## 1.1 JUSTIFICATIVA

Conhecer as características do sistema de potência com o qual se está trabalhando e os principais fatores que podem causar mudanças em seu comportamento é fundamental para garantir uma boa operação do sistema. Muitas vezes, estudos específicos são necessários para que se conheça e entenda todas as possibilidades e os diferentes comportamentos que eles podem ter frente a determinadas situações operacionais. Além disso, a melhoria da qualidade de energia que sai dos geradores e é entregue ao consumidor vem sendo cada dia mais exigida pela agência reguladora do setor elétrico.

O estudo dos ventos é importante para que se conheça pelo menos suas principais características e para determinar qual a influência do vento na dinâmica da unidade eólica.

A máquina de indução duplamente alimentada corresponde hoje a uma grande parcela dos geradores utilizados em geração distribuída, principalmente na Europa e nos países desenvolvidos. É previsível também que não num futuro muito distante esta realidade se estabeleça também no Brasil, pela necessidade cada vez maior de energia elétrica devido ao aumento do consumo da mesma. Principal objeto de estudo deste trabalho, esta máquina deve ser estudada de forma que se conheçam suas características construtivas e operacionais, assim como o comportamento dela frente às perturbações causadas pelo comportamento estocástico do vento.

Como a máquina de indução não tem uma malha de controle específica que controle a influência do comportamento estocástico dos ventos na sua dinâmica, deve ser escolhida a melhor metodologia de controle para o controlador suplementar que será projetado. A técnica de controle  $H_{\infty}$  é proposta para que a dinâmica da máquina seja controlada de forma eficiente, reduzindo assim a influência do comportamento variável do vento e aumentando a qualidade da energia de saída do gerador.

## 1.2 OBJETIVO GERAL

Projetar um controlador suplementar fundamentado na teoria de controle  $H_\infty$  para reduzir a influência do comportamento estocástico do vento na dinâmica de unidades eólicas baseadas em gerador de indução duplamente alimentado.

## 1.3 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

- a. Estudar o comportamento estocástico do vento, os principais tipos de variação do vento nas diferentes escalas de tempo e seus principais efeitos na dinâmica da unidade eólica;
- b. Estudar as características construtivas e operacionais das unidades eólicas baseada em gerador de indução duplamente alimentado;
- c. Estudar a teoria de controle  $H_\infty$  e estrutura uma metodologia de projeto de controladores na forma de desigualdades matriciais lineares;
- d. Analisar a influência das variações do vento sobre a unidade eólica com e sem a malha de controle proposta.

## 1.4 ESTRUTURA DO TRABALHO

Este trabalho está organizado da seguinte maneira. No capítulo 2, a seção 2.1 traz uma análise teórica do comportamento estocástico do vento e da sua influência na dinâmica da máquina eólica, além da modelagem em software computacional do comportamento do vento utilizado nas simulações. A seção 2.2 aborda o conjunto gerador-turbina que é utilizado para análises neste trabalho. Nesta seção são apresentados os aspectos construtivos da turbina eólica e do gerador de indução duplamente alimentado, as principais malhas de controle do DFIG e também a modelagem matemática da máquina. Na seção 2.3 é apresentada a metodologia de controle  $H_\infty$  que é usada no trabalho. Apresenta-se a norma  $H_\infty$ , a

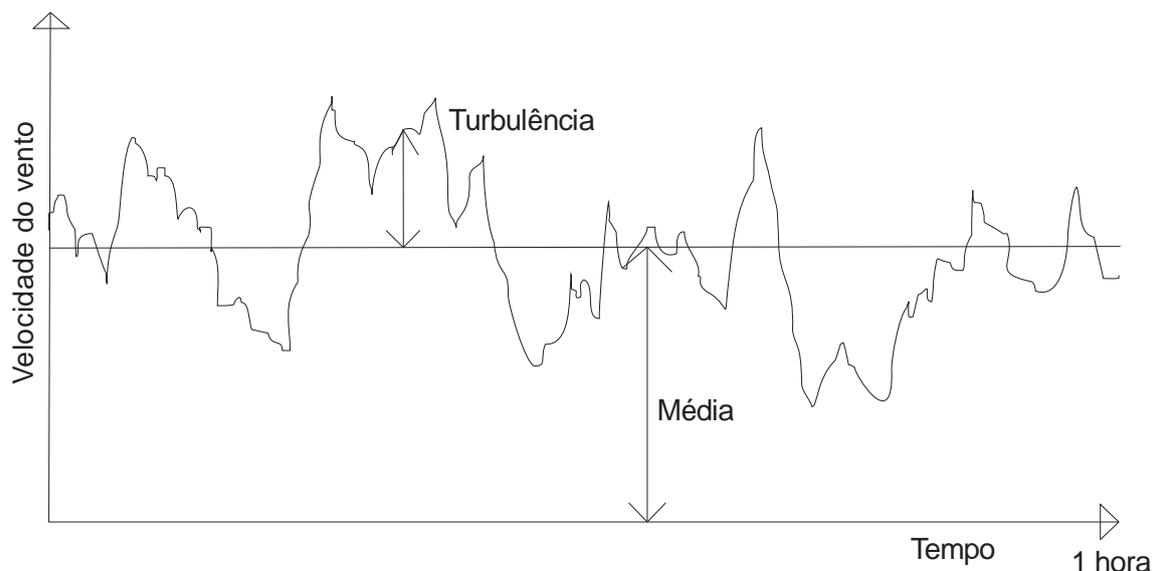
apresentação do sistema em malha fechada e o problema de controle pertinente às análises deste trabalho. No capítulo 3 são apresentados os resultados encontrados com as simulações e as discussões que surgiram com esses resultados. O capítulo 4 aborda as conclusões e os últimos comentários.

## 2. DESENVOLVIMENTO

### 2.1 COMPORTAMENTO ESTOCÁSTICO DO VENTO

A operação das unidades eólicas baseadas em gerador de indução duplamente alimentado é significativamente influenciada pelo comportamento estocástico da velocidade do vento. Esse comportamento é difícil de ser previsto, porém as tipologias de vento podem ser estudadas e conhecidas para que se torne mais fácil o projeto de controladores que diminuam a influência de cada tipo de vento na dinâmica da máquina. O comportamento da velocidade do vento influencia muito na qualidade de energia gerada, pois como as pás da turbina se movimentam no espaço, estas podem encontrar diferentes tipos de vento em um mesmo movimento de rotação.

O vento pode ser dividido em duas partes: a determinística e a estocástica. A porção determinística é uma média do perfil total do vento que é compreendido na área do rotor da máquina, já a porção estocástica é constituída por uma parte turbulenta variável que pode apresentar valores superiores e inferiores ao valor da média da parcela determinística do vento. A porção determinística é assumida como constante em um período de tempo de 10 minutos e porção turbulenta é a parte variante no tempo e tem um comportamento estocástico (ROSAS, 2003). Na Figura 1 pode-se ter uma ideia ilustrativa a respeito da divisão do vento em estocástico (turbulência) e determinístico (média).

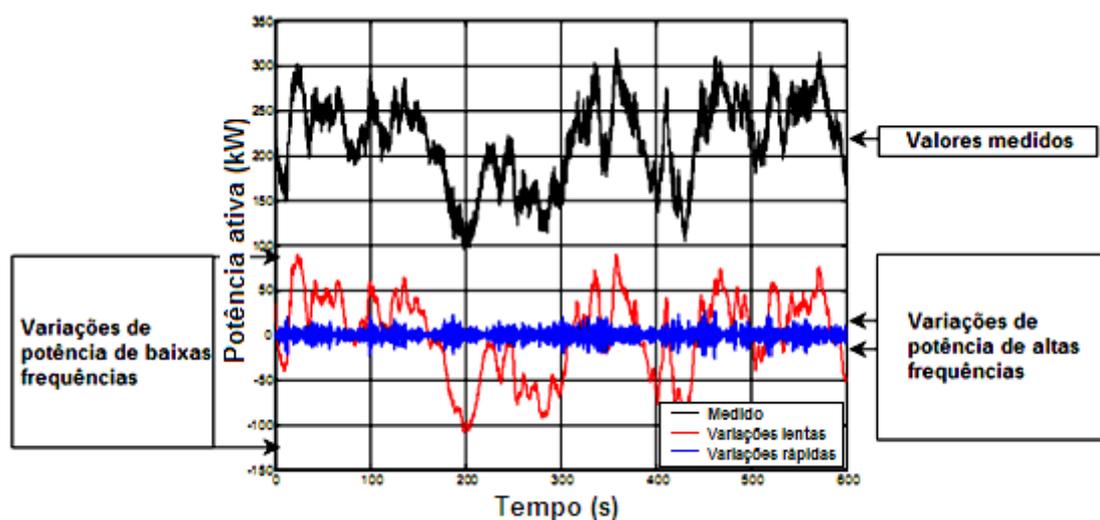


**Figura 1 - Características do vento**  
Adaptado de Klein (2004 p. 10).

### 2.1.1 Principais variações causadas pelo vento na dinâmica da turbina eólica

O comportamento estocástico do vento causa variações nas grandezas elétricas e mecânicas da unidade eólica. As grandezas da unidade eólica que mais sofrem variações devido ao comportamento estocástico do vento são: torque mecânico, velocidade angular do rotor do gerador e potência elétrica ativa e reativa gerada pela unidade eólica. Analisando as variações de potência que ocorrem em uma turbina eólica devido ao comportamento variável do vento que nela incide, pode-se classificá-las em variações lentas de potência (baixa frequência) e variações rápidas de potência (alta frequência). As variações lentas de potência ocorrem em frequências de até 0,5 Hz enquanto as variações rápidas ocorrem em frequências maiores que 0,5 Hz (ROSAS, 2003).

As oscilações de potência de baixa frequência são as mais comuns e estão relacionadas com a turbulência na área do rotor do gerador. As oscilações de alta frequência podem ser relacionadas com a própria dinâmica da turbina e também a rotação das pás no campo de vento. Além disso, as oscilações de baixa frequência ocorrem com picos muito maiores de potência do que as variações de alta frequência. Na Figura 2 é possível ver as variações de potência em altas e em baixas frequências na potência produzida por uma turbina eólica (ROSAS, 2003).



**Figura 2 - Potência produzida por uma turbina eólica**  
 Fonte: Adaptado de Rosas (2003 p. 40).

### 2.1.2 Modelagem do vento utilizado nas simulações

O comportamento estocástico da velocidade do vento exerce grande influência sobre o comportamento transitório das unidades eólicas e afeta de forma direta a potência e a tensão nos terminais do gerador.

A análise do comportamento transitório de unidades eólicas, frente às perturbações advindas da variação estocástica da velocidade do vento, pode ser feita utilizando curvas de vento obtidas por meio de medições ou geradas por meio de modelos matemáticos adequados. Nesse trabalho, o comportamento estocástico da velocidade do vento é obtido por meio de um modelo matemático auto regressivo de média móvel (ARMA, do Inglês, *autoregressive moving average model*). No modelo adotado a velocidade do vento, decomposta em duas partes, é descrita por (MUHANDO et al., 2009) (POKHAREL, 2011)

$$V_{vento}(t) = V_{v\_média} + V_t(t). \quad (1)$$

Em (1), o vento é representado por  $V_{v\_média}$ , que corresponde à velocidade média do vento na turbina eólica, e  $V_t(t)$ , que corresponde à parte turbulenta do vento. O

modelo linear da componente turbulenta do vento é representado por um filtro de primeira ordem, perturbado por um ruído gaussiano, dado por

$$\dot{V}_t(t) = -\frac{1}{T_w}V_t(t) + \alpha_t, \quad (2)$$

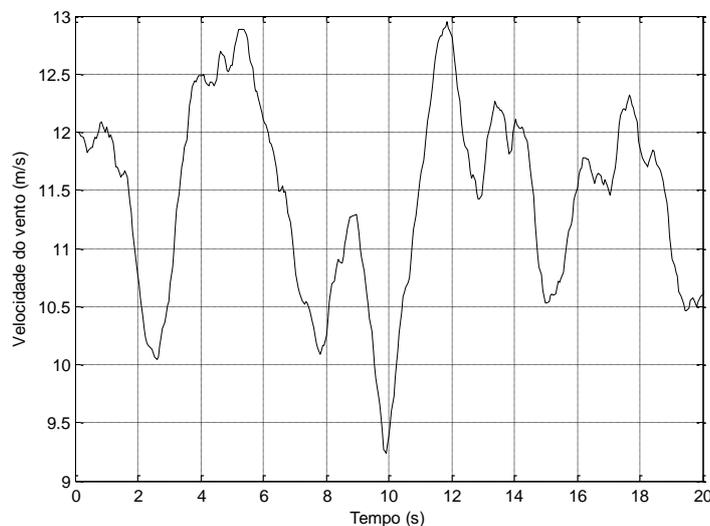
onde  $T_w$  é a constante de tempo do filtro de primeira ordem e  $\alpha_t$  é o ruído branco adicionado ao modelo. A componente instantânea turbulenta do vento é definida como (MUHANDO et al., 2009)

$$V_t(t) = \sigma_t V_t, \quad (3)$$

onde  $\sigma_t$  é o desvio padrão e  $V_t$  é o modelo ARMA descrito por

$$V_t = aV_{t-1} - bV_{t-2} + cV_{t-3} + \alpha_t - d\alpha_{t-1} + e\alpha_{t-2}. \quad (4)$$

Em (4),  $a$ ,  $b$  e  $c$  são os parâmetros auto regressivos e  $d$  e  $e$  são os parâmetros de média móvel. Os valores adotados nesse trabalho para os parâmetros do modelo do vento são:  $a=1,7901$ ,  $b=0,9087$ ,  $c=0,0948$ ,  $d=1,0929$  e  $e=0,2892$  (MUHANDO et al., 2009) (POKHAREL, 2011). A Figura 3 apresenta a curva da velocidade do vento gerada a partir do modelo adotado. Para gerar a curva de vento em questão, considerou-se a velocidade média do vento igual a 12 m/s ( $V_{v\_média} = 12$ ).



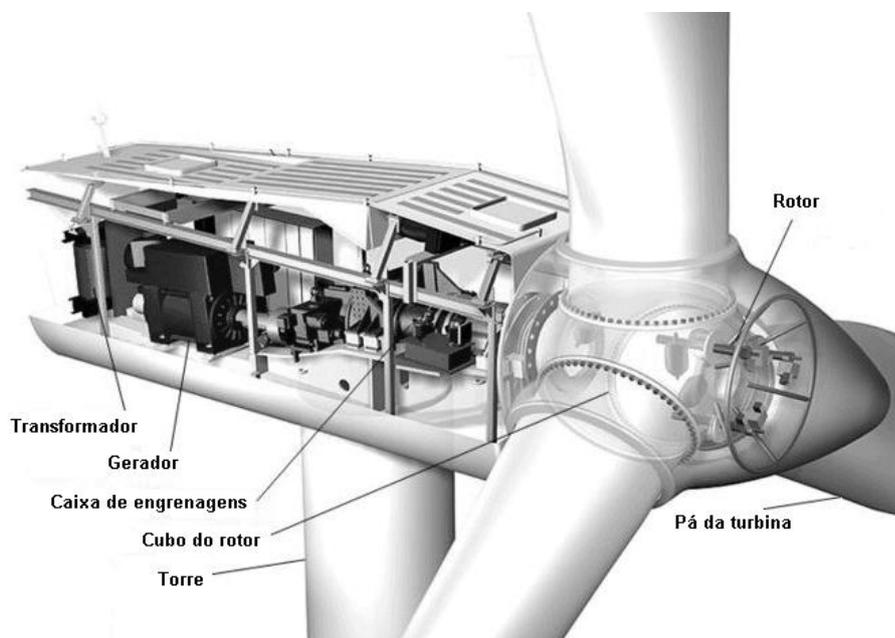
**Figura 3 - Sinal de vento gerado a partir do modelo ARMA**  
**Fonte: Autoria própria.**

## 2.2 O CONJUNTO GERADOR-TURBINA

Nesta seção, são apresentados os aspectos construtivos da turbina eólica e do gerador de indução duplamente alimentado, bem como suas principais malhas de controle e a modelagem matemática que representa a máquina.

### 2.2.1 Sistema mecânico de acionamento

O sistema mecânico de acionamento do DFIG é constituído por vários elementos mecânicos acoplados uns aos outros e pode ser visto na Figura 4. Os principais elementos que constituem o sistema de acionamento mecânico são: turbina eólica, eixo mecânico de baixa velocidade (eixo da turbina), eixo mecânico de alta velocidade (eixo do rotor do gerador), caixa de engrenagens multiplicadora de velocidade que acopla o eixo de baixa velocidade ao de alta velocidade e cubo do rotor, onde as pás da turbina eólica são fixadas (SALLES, 2004).



**Figura 4 - Aspecto construtivo do DFIG**  
Fonte: Adaptado de (Alternators for Wind Power, 2011).

O princípio básico de funcionamento da turbina eólica é relativamente simples, inicialmente o vento incide nas pás da turbina fazendo com que estas girem e transmitam a energia cinética do vento para o gerador, passando pela caixa de

engrenagens que possibilita que as rotações da turbina e do gerador sejam diferentes. O gerador transforma a energia cinética em energia elétrica que é entregue à rede elétrica. Pode-se então expressar a energia cinética em uma massa de ar por (5) (PINHEIRO et al., 2006)

$$E = \frac{1}{2}mv^2, \quad (5)$$

onde  $m$  é a massa do ar e  $v$  é a velocidade do vento.

A potência disponível no vento em  $W$  pode ser descrita por (6) (PINHEIRO et al., 2006)

$$P = \frac{dE}{dt} = \frac{1}{2}\dot{m}v^2, \quad (6)$$

onde  $t$  é o tempo e  $\dot{m}$  é a taxa de variação da massa de ar.

A taxa de variação de uma massa de ar que passa por determinada área em um intervalo de tempo é expressa por (7) (PINHEIRO et al., 2006)

$$\dot{m} = \rho A \frac{dx}{dt} = \rho Av, \quad (7)$$

onde  $\rho$  é a densidade do ar e  $A$  é a área de varredura da pá da turbina eólica.

Substituindo (7) em (6), obtemos a equação da potência disponível no vento em função somente de variáveis algébricas (PINHEIRO et al., 2006).

$$P = \frac{1}{2}\rho Av^3, \quad (8)$$

A turbina eólica não consegue extrair do vento a máxima potência disponível nele, porém existe um ponto ótimo de operação para a turbina, que garante a máxima extração possível de potência disponível no vento. Para encontrar essa potência, basta multiplicar-se (8) pelo coeficiente de potência  $C_p$  (PINHEIRO et al., 2006).

$$P = \frac{1}{2} \rho A v^3 C_p. \quad (9)$$

Em PINHEIRO et al. (2006) é comprovado que  $C_p$  depende apenas da relação entre a velocidade na ponta da pá da turbina  $u$  e da velocidade do vento  $v$  que é chamada de *tip speed ratio* e dada por (10)

$$\lambda = \frac{u}{v} = \frac{\omega R}{v}. \quad (10)$$

Sendo assim, pode-se escrever a potência mecânica da turbina como

$$P_m = \frac{1}{2} \rho A v^3 C_p \left( \frac{u}{v} \right). \quad (11)$$

Segundo PINHEIRO et al. (2006) a relação entre a potência mecânica e o torque mecânico da máquina pode ser expressa como

$$T_m = \frac{P_m}{\omega_m}, \quad (12)$$

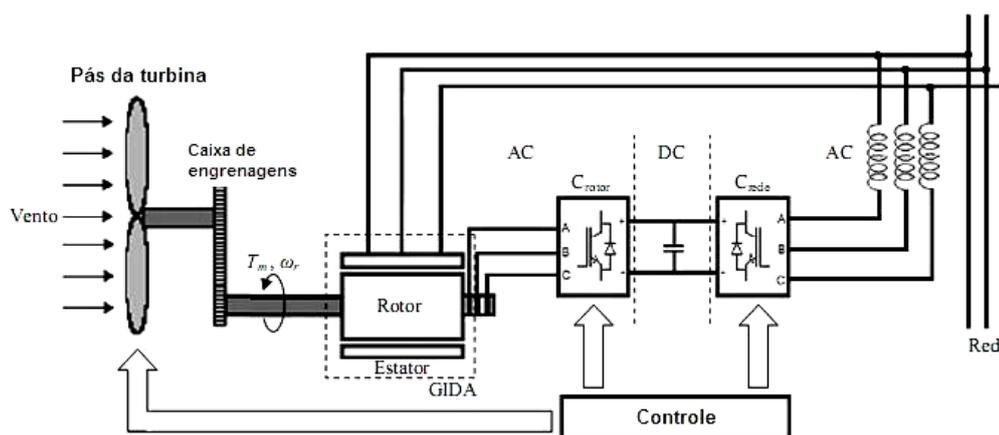
onde  $\omega_m$  é a velocidade angular do eixo da turbina. Para encontrar-se a expressão final do torque mecânico, substitui-se (10) em (12) e considera-se a relação de engrenagens da turbina  $G$ . A partir disso, encontra-se

$$T_m = \frac{1}{2} \frac{\rho \pi R^3}{G} v^2 C_t \lambda, \quad (13)$$

onde  $C_t = C_p / \lambda$  é o coeficiente de torque (PINHEIRO et al., 2006).

## 2.2.2 Gerador de indução duplamente alimentado

Um DFIG é composto basicamente por uma máquina de indução de rotor bobinado e um conversor estático bidirecional do tipo *back-to-back* dimensionado para uma fração da potência nominal da máquina. A potência do conversor estático é geralmente da ordem de 25-30% da potência nominal do gerador de indução (TAZIL et al., 2010) (ANAYA-LARA et al., 2009). O estator da máquina de indução é diretamente conectado ao transformador da rede e o conversor *back-to-back* é utilizado para conectar os enrolamentos do rotor do gerador ao transformador da rede. O conversor é composto por duas fontes de tensão e um barramento CC comum. A Figura 5 apresenta a ilustração dos componentes básicos de uma unidade eólica baseada em DFIG.



**Figura 5 - Turbina e conversores acoplados ao DFIG**  
 Fonte: Adaptado de Ferreira (2009 p. 16).

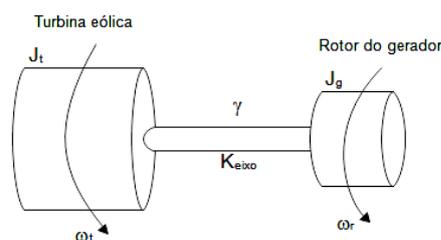
O conversor do lado do rotor aplica uma tensão nos anéis de coletores do rotor, permitindo o controle sobre a potência ativa e reativa na saída do estator do gerador. A estratégia de controle do conversor é baseada na teoria de controle vetorial, permitindo um controle desacoplado entre a potência ativa e reativa. A tensão aplicada pelo conversor nos enrolamentos do rotor permite o controle sobre o escorregamento da máquina e conseqüentemente o controle sobre a velocidade da turbina eólica e do rotor do gerador. A faixa de velocidade típica de operação do DFIG é cerca de 25-30% em torno da velocidade síncrona do gerador, para conversores com cerca de 25-30% da potência nominal do gerador (MACHOWSKI, BIALEK e BUMBY, 2008). O conversor do lado da rede é responsável pelo controle

da tensão do barramento CC e do fluxo de potência reativa no conversor. Devido à estratégia de controle do conversor, tanto o estator quanto o rotor do DFIG podem injetar potência ativa na rede. Durante condições normais de operação, o rotor entrega potência ativa para a rede quando o DFIG opera com velocidade super-síncrona e absorve potência ativa da rede quando o DFIG opera com velocidade sub-síncrona. O estator comumente entrega potência ativa para a rede em ambas as velocidades.

Na estratégia de controle adotada pela maioria dos fabricantes, o conversor do lado do rotor é empregado para extrair a máxima potência possível do vento. A extração ótima de potência é feita através do controle da velocidade do rotor do DFIG. A potência extraída do vento pela turbina eólica também é controlada, em algumas condições de operação (geralmente para velocidades de vento acima do valor nominal), pelo sistema de controle do ângulo de passo das pás da turbina (ANAYA-LARA et al., 2009).

A dinâmica de DFIGs acionados por turbina eólica é caracterizada por oscilações eletromecânicas de baixa frequência causadas principalmente pela dinâmica torcional do eixo de transmissão que conecta a turbina eólica ao rotor do gerador. O sistema mecânico de acionamento do DFIG é basicamente constituído por uma turbina eólica, uma caixa de transmissão mecânica (geralmente, uma caixa multiplicadora de velocidade) e eixos de transmissão, conectando a turbina ao rotor do gerador. A inércia do gerador é tipicamente cerca de um décimo da inércia da turbina eólica, e a rigidez do eixo de transmissão é relativamente baixa (ACKERMAN, 2005). Esta característica do sistema mecânico de acionamento é a principal responsável pelas oscilações eletromecânicas.

A fim de levar em conta as dinâmicas torcionais do eixo, o sistema de acionamento do DFIG é tipicamente modelado como um sistema de duas massas acoplado por um eixo flexível, como apresentado na Figura 6.



**Figura 6 - Trem de acionamento de uma turbina eólica DFIG**  
**Fonte: Autoria própria.**

Na Figura 6,  $J_t$  e  $J_g$  são a inércia da turbina e do gerador respectivamente;  $\omega_t$  e  $\omega_r$  são respectivamente a velocidade da turbina e rotor do DFIG;  $\gamma$  é o ângulo de torção do eixo; e  $K_{eixo}$  é a rigidez do eixo. A frequência natural das oscilações torcionais do eixo pode ser escrita em termos dos parâmetros mecânicos como em (14) (MIAO et al., 2009).

$$f_{osc} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{K_{eixo}}{\left(\frac{1}{J_t} + \frac{1}{J_g}\right)^{-1}}} \quad (14)$$

Desta forma, a frequência das oscilações eletromecânicas em unidades eólicas baseadas em DFIG depende principalmente da rigidez do eixo e das inércias da turbina e do gerador. As frequências típicas das oscilações torcionais nessas máquinas são geralmente mais baixas quando comparadas a grandes unidades térmicas conectadas ao sistema de transmissão.

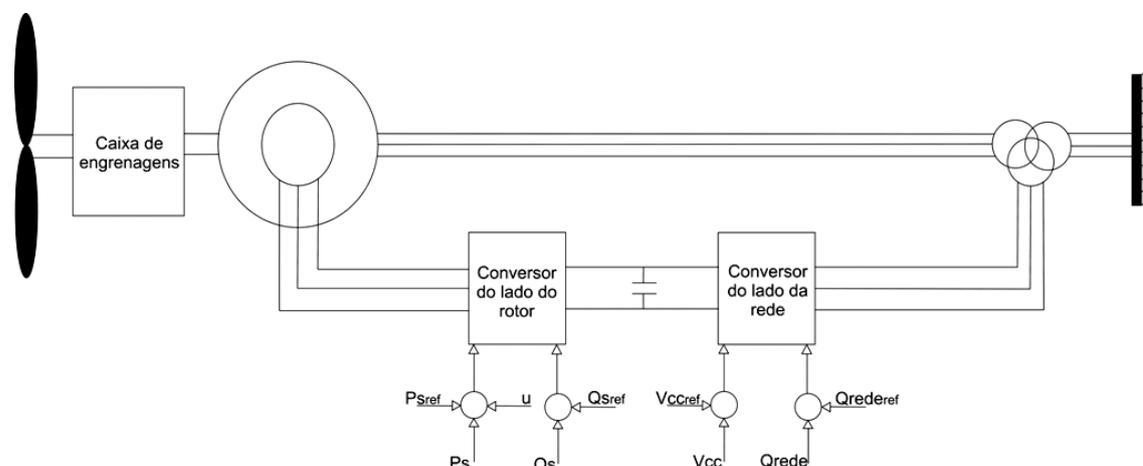
A rápida atuação do conversor do lado do rotor e a operação assíncrona do gerador proporcionam um acoplamento elétrico suave entre o DFIG e a rede. Porém, apesar do acoplamento suave, as oscilações torcionais são transmitidas para a rede na forma de oscilações de tensão e potência (GAUTAM et al., 2011).

### 2.2.3 Principais malhas de controle do DFIG

Como já foi citado na seção anterior, o gerador de indução duplamente alimentado possui um conversor *back-to-back* que é utilizado para permitir que a unidade eólica opere com velocidade variável.

O conversor do DFIG é bi direcional, ou seja, permite que a potência flua nos dois sentidos do circuito. Este conversor é constituído por dois conversores trifásicos, que são conectados por um barramento CC. Um dos conversores fica localizado do lado da rede, ou seja, interliga o barramento CC com a rede elétrica. O outro conversor se localiza do lado do rotor e conecta o barramento CC com o rotor do gerador. Na sequência será feita uma explanação a respeito da função de cada conversor no DFIG. A Figura 7 mostra um diagrama ilustrativo dos conversores do

DFIG, bem como as malhas de controle típicas desse tipo de gerador e a entrada de controle  $u$ , onde será inserido o sinal de controle do controlador proposto.



**Figura 7 - Diagrama ilustrativo dos dois conversores do DFIG com suas malhas de controle e a entrada "u" do controle suplementar**  
**Fonte: Autoria própria.**

### 2.2.3.1 Malhas de controle do conversor do lado do rotor

O conversor do lado do rotor abriga as principais malhas de controle do DFIG e é responsável pelo controle efetivo do gerador. Esse conversor controla a potência ativa e reativa que é fornecida pelo estator do gerador através de sinais de tensão que são aplicadas nos anéis coletores do rotor. Além de controlar as potências, esse conversor pode também controlar a velocidade da máquina e a tensão no estator da mesma.

Para controlar a velocidade da máquina, deve-se calcular uma velocidade de referência através da velocidade do vento. Assim, o controle da velocidade da máquina atuará de forma a manter a turbina no que pode-se chamar de ponto ótimo de velocidade, fazendo assim com que se consiga extrair a máxima potência do vento. Essa velocidade está diretamente relacionada com a potência ativa gerada pela máquina. A utilização dessa estratégia de controle resulta em flutuações de potência ativa e reativa causando flutuações também na tensão terminal da máquina, o que prejudica a qualidade da energia gerada. Além de controlar a velocidade, essa malha de controle pode também ser ajustada para controlar a potência ativa do estator da máquina. Dessa forma, mesmo com a variação da

velocidade do vento a unidade eólica permanece com a potência ativa gerada fixada no valor de referência da malha de controle.

A outra malha de controle do conversor do lado do rotor é usada para controlar a potência reativa no estator da máquina e atua de forma desacoplada com relação à malha de controle de potência ativa e velocidade. Esse controle desacoplado pode ser feito devido ao controle vetorial implementado no conversor. Essa malha de controle também pode ser usada para regular a tensão terminal do gerador. Entretanto, esse tipo de controle é feito apenas em fazendas eólicas de médio e grande porte, devido à boa capacidade de regulação de tensão da fazenda eólica.

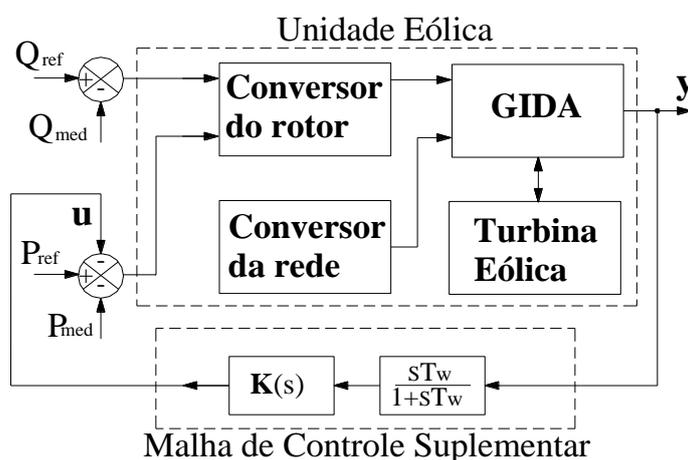
#### 2.2.3.2 Malhas de controle do conversor do lado da rede

Do mesmo modo que o conversor do lado do rotor, o conversor do lado da rede também tem duas malhas de controle que também são desacopladas uma em relação à outra. Uma das malhas de controle tem a função de manter a tensão no barramento CC constante independente do sentido do fluxo de potência que flui no rotor. A outra malha de controle pode controlar a potência reativa entre o conversor e a rede ou controlar a tensão no ponto em que o conversor e a rede se interconectam. Normalmente essa malha é utilizada para controlar a potência reativa que flui pelo conversor, porque geralmente se deseja um fluxo praticamente nulo de reativo entre o conversor e a rede para que assim apenas potência ativa flua entre o rotor e a rede.

#### 2.2.3.3 Malha de controle suplementar proposta

A malha de controle proposta é adicionada à malha de controle do conversor do lado do rotor. Esta malha foi escolhida para a inclusão da malha de controle proposta devido a sua forte influência na estabilidade a pequenas perturbações do DFIG (PAL e MEI, 2008). A referência da malha de controle de potência ativa, disponível em unidades eólicas comerciais, é considerada como entrada de controle para a malha de controle suplementar. A velocidade do rotor do gerador ou a potência ativa da máquina, que possuem forte influência na dinâmica

eletromecânica do sistema, e são disponíveis para medições, são prováveis candidatos a serem empregado como sinal de entrada do controlador da malha de controle suplementar. O diagrama da Figura 8 ilustra a unidade eólica com a malha de controle suplementar proposta.



**Figura 8 - Diagrama ilustrativo da unidade eólica com a malha de controle suplementar proposta**  
**Fonte: Autoria própria.**

Na Figura 8,  $u$  e  $y$  são, respectivamente, o sinal de controle e o sinal de saída do sistema a ser adotado como entrada da malha de controle suplementar. A entrada de controle onde o sinal  $u$  está adicionado é comumente disponível em unidades eólicas comerciais. Deste modo, a implementação da malha de controle proposta não requer alterações na estrutura das malhas de controle já existentes na unidade eólica. A malha de controle suplementar, caracterizada pelo controlador  $K(s)$ , baseia-se na estrutura de realimentação dinâmica de saída. Um filtro do tipo *washout*, para garantir ganho nulo em regime permanente (ou seja, garantir a atuação do controlador apenas em condições transitórias), é utilizado na malha de controle proposta. Na Figura 8, o filtro do tipo *washout* é caracterizado pela constante de tempo  $T_w$ .

### 2.2.4 Modelagem matemática do DFIG

Esta subseção apresenta o modelo da unidade eólica utilizada no estudo proposto. A unidade de geração é basicamente composta por um gerador de indução, um sistema mecânico de acionamento (turbina eólica, caixa e eixos de transmissão), um conversor estático e malhas de controle. A fim de facilitar a compreensão da modelagem do sistema, os sub-sistemas que compõem a unidade eólica são modelados em etapas. O gerador de indução é representado por um modelo clássico de quarta ordem dado por (YANG et al., 2010) (MISHRA et al., 2009b)

$$\frac{1}{\omega_b} \frac{di_{ds}}{dt} = -\frac{\omega_s}{X'_s} \left( R_s + \frac{X_s - X'_s}{\omega_s T_0} \right) i_{ds} + \omega_s i_{qs} + \frac{\omega_g}{X'_s} e'_{ds} - \frac{1}{X'_s T_0} e'_{qs} + \frac{\omega_s L_m}{X'_s L_r} v_{dr} - \frac{\omega_s}{X'_s} v_{ds}, \quad (15)$$

$$\frac{1}{\omega_b} \frac{di_{qs}}{dt} = -\frac{\omega_s}{X'_s} \left( R_s + \frac{X_s - X'_s}{\omega_s T_0} \right) i_{qs} - \omega_s i_{ds} + \frac{\omega_g}{X'_s} e'_{qs} + \frac{1}{X'_s T_0} e'_{ds} + \frac{\omega_s L_m}{X'_s L_r} v_{qr} - \frac{\omega_s}{X'_s} v_{qs}, \quad (16)$$

$$\frac{1}{\omega_b} \frac{de'_{ds}}{dt} = -\frac{1}{T_0} [e'_{ds} - (X_s - X'_s) i_{qs}] + (\omega_s - \omega_g) e'_{qs} - \frac{\omega_s L_m}{L_r} v_{qr}, \quad (17)$$

$$\frac{1}{\omega_b} \frac{de'_{qs}}{dt} = -\frac{1}{T_0} [e'_{qs} + (X_s - X'_s) i_{ds}] - (\omega_s - \omega_g) e'_{ds} + \frac{\omega_s L_m}{L_r} v_{dr}, \quad (18)$$

onde  $\mathbf{i}_s = i_{ds} + j i_{qs}$  é a corrente do estator e  $\mathbf{e}'_s = e'_{ds} + j e'_{qs}$  é a tensão equivalente atrás da impedância transitória (veja (YANG et al., 2010) para maiores detalhes). Para considerar a dinâmica torcional da unidade eólica, o conjunto turbina-rotor do gerador é modelado como um sistema rotacional de duas massas acopladas por um eixo flexível. As equações referentes à dinâmica do sistema rotacional são dadas por (MISHRA et al., 2009b) (PAL e MEI, 2008)

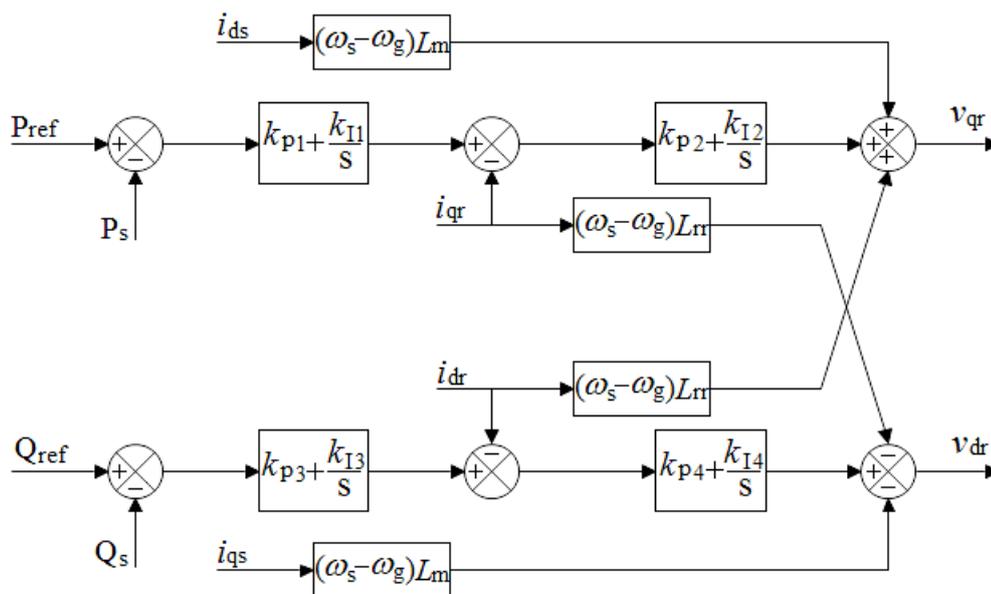
$$2H_t \frac{d\omega_t}{dt} = T_m - K\theta - D\omega_b (\omega_t - \omega_g), \quad (19)$$

$$-2H_g \frac{d\omega_g}{dt} = K\theta + D\omega_b (\omega_t - \omega_g) - T_e, \quad (20)$$

$$\frac{d\theta}{dt} = (\omega_t - \omega_g)\omega_b, \quad (21)$$

onde  $T_m$  e  $T_e$  são, respectivamente, os torques mecânico e elétrico;  $H_t$  e  $H_g$  são, respectivamente, as constantes de inércia da turbina eólica e do rotor do gerador;  $\omega_b$  é a frequência de base,  $D$  e  $K$  são o coeficiente de amortecimento e o coeficiente de rigidez do eixo de transmissão, respectivamente,  $\omega_t$  e  $\omega_g$  são respectivamente as velocidades angulares da turbina eólica e do rotor do gerador.

Os conversores do lado do rotor e da rede são representados por fontes de tensão controladas. Apenas as malhas de controle do conversor do lado do rotor são consideradas, pois possuem uma influência mais significativa na estabilidade a pequenas perturbações do DFIG, quando comparadas às malhas de controle do conversor do lado da rede (PAL e MEI, 2008). A malha de controle do conversor do lado do rotor é responsável pelo controle da potência ativa (ou velocidade do rotor) e reativa (ou tensão) de saída do estator do gerador. Esta malha de controle é representada pelo modelo padrão de quarta ordem apresentado no diagrama de blocos da Figura 9 (mais detalhes podem ser encontrados em (WU et al., 2007)).



**Figura 9 - Malha de controle do conversor do lado do rotor do DFIG**  
 Fonte: Autoria própria.

Na Figura 9,  $k_{p1}$ ,  $k_{I1}$ ,  $k_{p2}$ ,  $k_{I2}$ ,  $k_{p3}$ ,  $k_{I3}$ ,  $k_{p4}$  e  $k_{I4}$  são os ganhos proporcionais e integrais das malhas de controle correspondentes ao conversor do lado do rotor. Estes ganhos têm forte influência nos modos de resposta oscilatórios do DFIG (modos eletromecânicos, elétricos e de controle). A tensão  $\mathbf{v}_{qdr} = v_{dr} + jv_{qr}$  é a tensão de saída do conversor aplicada aos enrolamentos do rotor do gerador por meio dos anéis coletores. A magnitude e a frequência dessa tensão controlam a potência ativa e reativa gerada no estator do gerador.

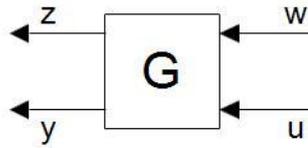
Grande parte das ferramentas disponíveis para análise de estabilidade a pequenas perturbações e projeto de controladores é baseada na teoria de sistemas lineares. Neste sentido, o modelo apresentado é linearizado nas vizinhanças de um ponto de equilíbrio de interesse para permitir a utilização da teoria de sistemas lineares. O modelo linearizado resultante da unidade eólica é representado por

$$\dot{\mathbf{x}}(t) = \mathbf{A}\mathbf{x}(t) + \mathbf{B}\mathbf{u}(t), \quad \mathbf{y}(t) = \mathbf{C}\mathbf{x}(t). \quad (22)$$

Em (22),  $\mathbf{x}(t) \in R^n$  corresponde ao desvio das variáveis de estado em torno do ponto de equilíbrio  $\tilde{\mathbf{x}}_e$ . De forma similar,  $\mathbf{u}(t) \in R^p$  e  $\mathbf{y}(t) \in R^q$  representam os desvios em relação à  $\tilde{\mathbf{u}}_e$  e  $\tilde{\mathbf{y}}_e$ , respectivamente.

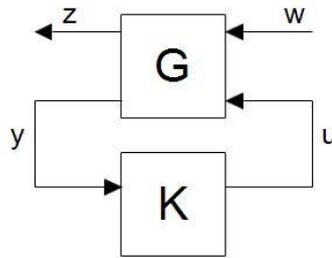
### 2.3 CONTROLE $H_\infty$

O controle  $H_\infty$  é bastante utilizado em sistemas de controle que objetivam atenuar os efeitos indesejados de distúrbios externos ao sistema. O controlador  $H_\infty$  é projetado de forma a impor um limite superior para o ganho da função de transferência entre a entrada do sinal de distúrbio externo e a saída de interesse do sistema. Algumas considerações e definições são apresentadas na sequência para permitir uma compreensão geral da técnica de controle em questão. Primeiramente, considera-se uma planta qualquer  $G(s)$  que possui duas entradas e duas saídas, conforme apresentado na Figura 10.



**Figura 10 - Planta G com duas entradas e duas saídas**  
**Fonte: Adaptado de Keulen (1993 p. 2).**

Na Figura 10,  $w(t)$  é o vetor com os distúrbios externos,  $z(t)$  é o vetor com as saídas em que se deseja atenuar os efeitos do distúrbio (saída controlada),  $u(t)$  é o vetor com os sinais de controle,  $y(t)$  é o vetor com os sinais de saídas medidos. Considerando o controlador  $K(s)$ , a ser projetado pela metodologia proposta, o sistema em malha fechada pode ser ilustrado pelo diagrama da Figura 11.



**Figura 11 - Sistema em malha fechada**  
**Fonte: Adaptado de Keulen (1993 p. 2).**

O problema de controle em questão consiste em encontrar um controlador  $K(s)$  que estabilize a planta  $G(s)$  que está sob a influência do distúrbio ou da perturbação  $w$  que altera o comportamento da saída  $z$ .

O modelo linear da unidade eólica, na forma de espaço de estados, a ser utilizado na formulação de controle referente ao projeto do controlador proposto é dado por (GAHINET e APKARIAN, 1994)

$$\dot{\mathbf{x}}(t) = \mathbf{A}\mathbf{x}(t) + \mathbf{B}_1\mathbf{w}(t) + \mathbf{B}_2\mathbf{u}(t), \quad (23)$$

$$z(t) = \mathbf{C}_1\mathbf{x}(t) + \mathbf{D}_{11}\mathbf{w}(t) + \mathbf{D}_{12}\mathbf{u}(t), \quad (24)$$

$$\mathbf{y}(t) = \mathbf{C}_2\mathbf{x}(t) + \mathbf{D}_{21}\mathbf{w}(t) + \mathbf{D}_{22}\mathbf{u}(t), \quad (25)$$

onde  $x(t)$  representa o vetor com as variáveis de estado do sistema. Maiores detalhes sobre o modelo (23)-(25) podem ser obtidos em GAHINET e APKARIAN (1994) e CABELLO (2009). O controlador suplementar  $K(s)$  descrito anteriormente é representado na forma de espaço de estado por

$$\dot{\mathbf{x}}_c(t) = \mathbf{A}_c \mathbf{x}_c(t) + \mathbf{B}_c y(t), \quad (26)$$

$$u(t) = \mathbf{C}_c \mathbf{x}_c(t) + \mathbf{D}_c y(t). \quad (27)$$

onde  $x_c(t)$  representa o vetor com as variáveis de estado do controlador.

No caso deste trabalho, como se deseja minimizar o efeito do comportamento estocástico do vento nas variáveis dinâmicas da máquina eólica, a saída a ser controlada será a velocidade do rotor do gerador, a potência ativa ou a potência reativa da máquina, ou seja, em cada teste uma dessas saídas será considerada. A perturbação/distúrbio  $w$  será a componente do vento na forma de ruído de baixa frequência.

### 2.3.1 A norma $H_\infty$

A metodologia de controle  $H_\infty$  consiste em reduzir a norma infinito correspondente à função ou matriz de transferência da saída que se deseja controlar em relação às entradas de distúrbio, ou seja, reduz o pico de resposta em frequência do sistema controlado (malha fechada).

Para casos onde o sistema possui apenas uma entrada e uma saída, ou seja, sistema SISO (Single-Input Single-Output), a resposta em frequência do sistema é analisada através do diagrama de Bode referente ao sistema. Já no caso em que há múltiplas entradas e saídas, ou seja, sistema MIMO (Multiple-Input Multiple-Output), o diagrama de frequências que deve ser observado é o diagrama de valores singulares. Tanto o diagrama de Bode, quanto o diagrama de valores singulares, permite determinar o ganho do sistema para um dado par de entrada-saída de interesse.

A norma  $H_\infty$  para sistemas SISO é dada por

$$\|G(s)\|_{\infty} = \sup_{\omega} |G(j\omega)|. \quad (28)$$

Em (28),  $\|G(s)\|_{\infty}$  corresponde ao maior valor de ganho observado no diagrama de Bode referente ao par de entrada-saída de interesse. A norma  $H_{\infty}$  para sistemas MIMO é dada por

$$\|G(s)\|_{\infty} = \sup_{\omega} \sigma_{\max}(G(j\omega)), \quad (29)$$

onde  $\sigma(G(j\omega))$  é a representação dos valores singulares da matriz de transferência  $G(s)$  dado por

$$\sigma_{\max}(G(j\omega)) = \sqrt{\lambda_{\max}(G^*(j\omega)G(j\omega))}, \quad (30)$$

sendo  $\lambda_{\max}()$  o maior autovalor relacionado ao sistema (CABELLO, 2009).

### 2.3.2 Apresentação do sistema original

O modelo linear (23)-(25) pode ser representado na forma de matriz de transferência como:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{z} \\ \mathbf{y} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{P}_{zw}(s) & \mathbf{P}_{zu}(s) \\ \mathbf{P}_{yw}(s) & \mathbf{P}_{yu}(s) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{w} \\ \mathbf{u} \end{bmatrix}, \quad (31)$$

onde  $P_{zw}(s)$  representa a função de transferência entre saída  $z$  e entrada  $w$ ,  $P_{zu}(s)$  representa a função de transferência entre saída  $z$  e entrada  $u$ ,  $P_{yw}(s)$  representa a função de transferência entre saída  $y$  e entrada  $w$ ,  $P_{yu}(s)$  representa a função de transferência entre saída  $y$  e entrada  $u$ .

A função de transferência entre saída a ser controlada e a entrada de distúrbio é descrita por

$$\mathbf{P}_{zw}(s) = \mathbf{C}_1(s\mathbf{I} - \mathbf{A})^{-1}\mathbf{B}_1 + \mathbf{D}_{11}. \quad (32)$$

### 2.3.3 Sistema em malha fechada

Para determinar a função de transferência do sistema em malha fechada (sistema com o controlador a ser projetado), é necessário reescrever algumas equações considerando agora o controlador a ser projetado. As saídas do sistema apresentado na Figura 10 podem ser escritas como:

$$\mathbf{z} = \mathbf{P}_{zw} \mathbf{w} + \mathbf{P}_{zu} \mathbf{u}, \quad (33)$$

$$\mathbf{y} = \mathbf{P}_{yw} \mathbf{w} + \mathbf{P}_{yu} \mathbf{u}. \quad (34)$$

Considerando o controlador incluído no sistema, o sinal de controle  $\mathbf{u}$  é dado por

$$\mathbf{u} = \mathbf{K}\mathbf{y}. \quad (35)$$

Substituindo (35) em(34), temos:

$$\mathbf{y} = \mathbf{P}_{yw} \mathbf{w} + \mathbf{P}_{yu} \mathbf{K}\mathbf{y}. \quad (36)$$

Colocando  $\mathbf{y}$  em evidência em (36), obtém-se

$$\mathbf{P}_{yw} \mathbf{w} = (\mathbf{I} - \mathbf{P}_{yu} \mathbf{K})\mathbf{y}. \quad (37)$$

Finalmente, isola-se a variável  $\mathbf{y}$  em (37), o que resulta em:

$$\mathbf{y} = (\mathbf{I} - \mathbf{P}_{yu} \mathbf{K})^{-1} \mathbf{P}_{yw} \mathbf{w}. \quad (38)$$

Substituindo (38) em (35), obtém-se:

$$\mathbf{u} = \mathbf{K}(\mathbf{I} - \mathbf{P}_{yu} \mathbf{K})^{-1} \mathbf{P}_{yw} \mathbf{w}. \quad (39)$$

Usando (39) em (33), obtém-se:

$$\mathbf{z} = \mathbf{P}_{zw} \mathbf{w} + \mathbf{P}_{zu} K (\mathbf{I} - \mathbf{P}_{yu} K)^{-1} \mathbf{P}_{yw} \mathbf{w}. \quad (40)$$

Colocando a entrada  $w$  em evidência, a equação (40) se torna

$$\mathbf{z} = (\mathbf{P}_{zw} + \mathbf{P}_{zu} K (\mathbf{I} - \mathbf{P}_{yu} K)^{-1} \mathbf{P}_{yw}) \mathbf{w}. \quad (41)$$

A função de transferência entre a entrada de distúrbio  $\mathbf{w}$  e a saída, obtida a partir de (41), é dada por:

$$\mathbf{T}_{zw} = \mathbf{P}_{zw} + \mathbf{P}_{zu} K (\mathbf{I} - \mathbf{P}_{yu} K)^{-1} \mathbf{P}_{yw}. \quad (42)$$

O modelo do sistema em malha fechada, na forma de espaço de estados, é obtido a partir de algumas manipulações matemáticas que serão mostradas a seguir. Substituindo-se (25) em (27), temos:

$$\mathbf{u} = \mathbf{C}_c \mathbf{x}_c + \mathbf{D}_c (\mathbf{C}_2 \mathbf{x} + \mathbf{D}_{21} \mathbf{w} + \mathbf{D}_{22} \mathbf{u}). \quad (43)$$

Utilizando a propriedade distributiva e colocando  $u$  em evidência, temos

$$(\mathbf{I} - \mathbf{D}_c \mathbf{D}_{22}) \mathbf{u} = \mathbf{C}_c \mathbf{x}_c + \mathbf{D}_c \mathbf{C}_2 \mathbf{x} + \mathbf{D}_c \mathbf{D}_{21} \mathbf{w}. \quad (44)$$

Isolando a variável  $u$  em (44), obtém-se

$$\mathbf{u} = (\mathbf{I} - \mathbf{D}_c \mathbf{D}_{22})^{-1} \mathbf{C}_c \mathbf{x}_c + (\mathbf{I} - \mathbf{D}_c \mathbf{D}_{22})^{-1} \mathbf{D}_c \mathbf{C}_2 \mathbf{x} + (\mathbf{I} - \mathbf{D}_c \mathbf{D}_{22})^{-1} \mathbf{D}_c \mathbf{D}_{21} \mathbf{w}. \quad (45)$$

Considerando  $\mathbf{P} = (\mathbf{I} - \mathbf{D}_c \mathbf{D}_{22})^{-1}$ , obtém-se:

$$\mathbf{u} = \mathbf{P} \mathbf{C}_c \mathbf{x}_c + \mathbf{P} \mathbf{D}_c \mathbf{C}_2 \mathbf{x} + \mathbf{P} \mathbf{D}_c \mathbf{D}_{21} \mathbf{w}. \quad (46)$$

Substituindo (46) em (23), tem-se:

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}\mathbf{x} + \mathbf{B}_1\mathbf{w} + \mathbf{B}_2(\mathbf{P}\mathbf{C}_c\mathbf{x}_c + \mathbf{P}\mathbf{D}_c\mathbf{C}_2\mathbf{x} + \mathbf{P}\mathbf{D}_c\mathbf{D}_{21}\mathbf{w}). \quad (47)$$

Colocando em evidência alguns termos de (47), obtém-se

$$\dot{\mathbf{x}} = (\mathbf{A} + \mathbf{B}_2\mathbf{P}\mathbf{D}_c\mathbf{C}_2)\mathbf{x} + (\mathbf{B}_1 + \mathbf{B}_2\mathbf{P}\mathbf{D}_c\mathbf{D}_{21})\mathbf{w} + \mathbf{B}_2\mathbf{P}\mathbf{C}_c\mathbf{x}_c. \quad (48)$$

A partir da substituição de (46), a equação (24) pode ser representada da seguinte maneira:

$$\mathbf{z} = \mathbf{C}_1\mathbf{x} + \mathbf{D}_{11}\mathbf{w} + \mathbf{D}_{12}(\mathbf{P}\mathbf{C}_c\mathbf{x}_c + \mathbf{P}\mathbf{D}_c\mathbf{C}_2\mathbf{x} + \mathbf{P}\mathbf{D}_c\mathbf{D}_{21}\mathbf{w}). \quad (49)$$

Aplicando a propriedade distributiva e colocando  $x$ ,  $w$  e  $x_c$  em evidência, temos

$$\mathbf{z} = (\mathbf{C}_1 + \mathbf{D}_{12}\mathbf{P}\mathbf{D}_c\mathbf{C}_2)\mathbf{x} + (\mathbf{D}_{11} + \mathbf{D}_{12}\mathbf{P}\mathbf{D}_c\mathbf{D}_{21})\mathbf{w} + \mathbf{D}_{12}\mathbf{P}\mathbf{C}_c\mathbf{x}_c. \quad (50)$$

O modelo do controlador, considerando o acoplamento com o sistema controlado, é obtido substituindo (25) em (26) e é dado por

$$\dot{\mathbf{x}}_c = \mathbf{A}_c\mathbf{x}_c + \mathbf{B}_c(\mathbf{C}_2\mathbf{x} + \mathbf{D}_{21}\mathbf{w} + \mathbf{D}_{22}\mathbf{u}). \quad (51)$$

Substituindo (46) em (51), obtém-se

$$\dot{\mathbf{x}}_c = \mathbf{A}_c\mathbf{x}_c + \mathbf{B}_c(\mathbf{C}_2\mathbf{x} + \mathbf{D}_{21}\mathbf{w} + \mathbf{D}_{22}(\mathbf{P}\mathbf{C}_c\mathbf{x}_c + \mathbf{P}\mathbf{D}_c\mathbf{C}_2\mathbf{x} + \mathbf{P}\mathbf{D}_c\mathbf{D}_{21}\mathbf{w})). \quad (52)$$

Usando a propriedade distributiva em (52) e colocando  $x_c$ ,  $x$  e  $w$  em evidência, encontra-se

$$\dot{\mathbf{x}}_c = (\mathbf{A}_c + \mathbf{B}_c\mathbf{D}_{22}\mathbf{P}\mathbf{C}_c)\mathbf{x}_c + (\mathbf{B}_c\mathbf{C}_2 + \mathbf{B}_c\mathbf{D}_{22}\mathbf{P}\mathbf{D}_c\mathbf{C}_2)\mathbf{x} + (\mathbf{B}_c\mathbf{D}_{21} + \mathbf{B}_c\mathbf{D}_{22}\mathbf{P}\mathbf{D}_c\mathbf{D}_{21})\mathbf{w}. \quad (53)$$

Agrupando-se (48), (50) e (53) na forma matricial, obtém-se o modelo do sistema em malha fechada dado por

$$\begin{bmatrix} \dot{\mathbf{x}} \\ \dot{\mathbf{x}}_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{A} + \mathbf{B}_2 \mathbf{P} \mathbf{D}_c \mathbf{C}_2 & \mathbf{B}_2 \mathbf{P} \mathbf{C}_c \\ \mathbf{B}_c \mathbf{C}_2 + \mathbf{B}_c \mathbf{D}_{22} \mathbf{P} \mathbf{D}_c \mathbf{C}_2 & \mathbf{A}_c + \mathbf{B}_c \mathbf{D}_{22} \mathbf{P} \mathbf{C}_c \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{x} \\ \mathbf{x}_c \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{B}_1 + \mathbf{B}_2 \mathbf{P} \mathbf{D}_c \mathbf{D}_{21} \\ \mathbf{B}_c \mathbf{D}_{21} + \mathbf{B}_c \mathbf{D}_{22} \mathbf{P} \mathbf{D}_c \mathbf{D}_{21} \end{bmatrix} \mathbf{w}, \quad (54)$$

$$\mathbf{z} = \mathbf{C}_1 + \mathbf{D}_{12} \mathbf{P} \mathbf{D}_c \mathbf{C}_2 \quad \mathbf{D}_{12} \mathbf{P} \mathbf{C}_c \begin{bmatrix} \mathbf{x} \\ \mathbf{x}_c \end{bmatrix} + \mathbf{D}_{11} + \mathbf{D}_{12} \mathbf{P} \mathbf{D}_c \mathbf{D}_{21} \mathbf{w}. \quad (55)$$

As matrizes do modelo do sistema em malha fechada são dadas por

$$\tilde{\mathbf{A}} = \begin{bmatrix} \mathbf{A} + \mathbf{B}_2 \mathbf{P} \mathbf{D}_c \mathbf{C}_2 & \mathbf{B}_2 \mathbf{P} \mathbf{C}_c \\ \mathbf{B}_c \mathbf{C}_2 + \mathbf{B}_c \mathbf{D}_{22} \mathbf{P} \mathbf{D}_c \mathbf{C}_2 & \mathbf{A}_c + \mathbf{B}_c \mathbf{D}_{22} \mathbf{P} \mathbf{C}_c \end{bmatrix}, \quad (56)$$

$$\tilde{\mathbf{B}} = \begin{bmatrix} \mathbf{B}_1 + \mathbf{B}_2 \mathbf{P} \mathbf{D}_c \mathbf{D}_{21} \\ \mathbf{B}_c \mathbf{D}_{21} + \mathbf{B}_c \mathbf{D}_{22} \mathbf{P} \mathbf{D}_c \mathbf{D}_{21} \end{bmatrix}, \quad (57)$$

$$\tilde{\mathbf{C}} = \mathbf{C}_1 + \mathbf{D}_{12} \mathbf{P} \mathbf{D}_c \mathbf{C}_2 \quad \mathbf{D}_{12} \mathbf{P} \mathbf{C}_c, \quad (58)$$

$$\tilde{\mathbf{D}} = \mathbf{D}_{11} + \mathbf{D}_{12} \mathbf{P} \mathbf{D}_c \mathbf{D}_{21}. \quad (59)$$

Para o modelo da unidade eólica considerada no estudo tem-se que  $\mathbf{D}_{11} = \mathbf{D}_{12} = \mathbf{D}_{21} = \mathbf{D}_{22} = \mathbf{0}$  e  $\mathbf{D}_c = \mathbf{0}$ . Dessa forma, as matrizes do sistema em malha fechada se tornam:

$$\tilde{\mathbf{A}} = \begin{bmatrix} \mathbf{A} & \mathbf{0} \\ \mathbf{B}_c \mathbf{C}_2 & \mathbf{A}_c \end{bmatrix}, \quad (60)$$

$$\tilde{\mathbf{B}} = \begin{bmatrix} \mathbf{B}_1 \\ \mathbf{0} \end{bmatrix}, \quad (61)$$

$$\tilde{\mathbf{C}} = \mathbf{C}_1 \quad \mathbf{0}, \quad (62)$$

$$\tilde{\mathbf{D}} = \mathbf{0}. \quad (63)$$

### 2.3.4 Formulação do problema de controle

Nessa subseção apresenta-se a formulação do problema de controle referente ao projeto do controlador proposto. A formulação em questão é estruturada na forma de desigualdades matriciais lineares (LMIs, do inglês, Linear Matrix Inequalities). O projeto de controle  $H_\infty$  ótimo busca reduzir a norma infinito de  $T_{zw}$  para que o pico da resposta em frequência entre a entrada de distúrbio e a saída a ser controlada seja o menor possível.

Para uma melhor compreensão da formulação, considere o modelo do sistema em malha fechada dado por:

$$\begin{aligned}\dot{\tilde{\mathbf{x}}} &= \tilde{\mathbf{A}}\tilde{\mathbf{x}} + \tilde{\mathbf{B}}\mathbf{w}, \\ \mathbf{z} &= \tilde{\mathbf{C}}\tilde{\mathbf{x}} + \tilde{\mathbf{D}}\mathbf{w}.\end{aligned}\tag{64}$$

O objetivo da formulação de controle adotada consiste em encontrar um controlador  $K(s)$  que seja capaz de minimizar a influência de um distúrbio externo inserido no sistema (ou seja, minimizar a norma  $H_\infty$  do sistema em malha fechada). O problema de controle referente ao projeto do controlador proposto basicamente consiste em minimizar  $\mu$  sujeito a (GAHINET e APKARIAN, 1994) (CABELLO, 2009)

$$\tilde{\mathbf{S}} \succ \mathbf{0},\tag{65}$$

$$\begin{bmatrix} \tilde{\mathbf{A}}^T\tilde{\mathbf{S}} + \tilde{\mathbf{S}}\tilde{\mathbf{A}} & \tilde{\mathbf{S}}\tilde{\mathbf{B}} & \tilde{\mathbf{C}}^T \\ \tilde{\mathbf{B}}^T\tilde{\mathbf{S}} & -\mathbf{I} & 0 \\ \tilde{\mathbf{C}} & 0 & -\mu\mathbf{I} \end{bmatrix} \prec \mathbf{0}.\tag{66}$$

Em (66),  $\mu$  corresponde ao limite superior para a norma  $H_\infty$  da função de transferência do sistema em malha fechada ( $\|T(s)\|_\infty < \sqrt{\mu} = \gamma$ , sendo  $T(s) = z(s)/w(s)$ ).

O problema de otimização apresentado em (59)-(60) possui termos não lineares que impossibilitam o uso de algoritmos convencionais para a resolução de LMIs. Entretanto, é possível linearizar esse problema usando manipulações baseadas na álgebra matricial (CABELLO, 2009).

Algumas considerações são apresentadas para uma melhor compreensão da transformação feita na formulação (65)-(66). Considere que a matriz  $\tilde{S}$  e sua inversa são dadas por.

$$\tilde{S} = \begin{bmatrix} \mathbf{X} & \mathbf{U}^T \\ \mathbf{U} & \hat{\mathbf{X}} \end{bmatrix}, \quad \tilde{S}^{-1} = \begin{bmatrix} \mathbf{Y} & \mathbf{V}^T \\ \mathbf{V} & \hat{\mathbf{Y}} \end{bmatrix}. \quad (67)$$

As matrizes  $\mathbf{X}, \mathbf{Y}, \hat{\mathbf{X}}$  e  $\hat{\mathbf{Y}}$  são simétricas. Considere também que a matriz  $\tilde{S}$  apresenta as seguintes propriedades

$$\tilde{S}\tilde{S}^{-1} = \begin{bmatrix} \mathbf{X} & \mathbf{U}^T \\ \mathbf{U} & \hat{\mathbf{X}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{Y} & \mathbf{V}^T \\ \mathbf{V} & \hat{\mathbf{Y}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{X}\mathbf{Y} + \mathbf{U}^T\mathbf{V} & \mathbf{X}\mathbf{V}^T + \mathbf{U}^T\hat{\mathbf{Y}} \\ \mathbf{U}\mathbf{Y} + \hat{\mathbf{X}}\mathbf{V} & \mathbf{U}\mathbf{V}^T + \hat{\mathbf{X}}\hat{\mathbf{Y}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{I} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{I} \end{bmatrix}, \quad (68)$$

$$\tilde{S}^{-1}\tilde{S} = \begin{bmatrix} \mathbf{Y} & \mathbf{V}^T \\ \mathbf{V} & \hat{\mathbf{Y}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{X} & \mathbf{U}^T \\ \mathbf{U} & \hat{\mathbf{X}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{Y}\mathbf{X} + \mathbf{V}^T\mathbf{U} & \mathbf{Y}\mathbf{U}^T + \mathbf{V}^T\hat{\mathbf{X}} \\ \mathbf{V}\mathbf{X} + \hat{\mathbf{Y}}\mathbf{U} & \mathbf{V}\mathbf{U}^T + \hat{\mathbf{Y}}\hat{\mathbf{X}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{I} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{I} \end{bmatrix}. \quad (69)$$

A formulação linear do problema de controle é obtida a partir de uma transformação de congruência. A matriz de transformação utilizada na transformação em questão é definida como:

$$\Xi = \begin{bmatrix} \mathbf{Y} & \mathbf{I} \\ \mathbf{V} & \mathbf{0} \end{bmatrix}. \quad (70)$$

Após a transformação de congruência (ou seja, efetuação do produto  $\Xi^T \tilde{S} \Xi$ ) (CABELLO, 2009) as desigualdades (65)-(66) passam a ser descritas por

$$\begin{bmatrix} \mathbf{Y} & \mathbf{V}^T \\ \mathbf{I} & \mathbf{0} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{X} & \mathbf{U}^T \\ \mathbf{U} & \hat{\mathbf{X}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{Y} & \mathbf{I} \\ \mathbf{V} & \mathbf{0} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{Y} & \mathbf{I} \\ \mathbf{I} & \mathbf{X} \end{bmatrix} > \mathbf{0}, \quad (71)$$

$$\begin{bmatrix} \Xi^T & \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{I} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{I} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \tilde{\mathbf{A}}^T \tilde{\mathbf{S}} + \tilde{\mathbf{S}} \tilde{\mathbf{A}} & \tilde{\mathbf{S}} \tilde{\mathbf{B}} & \tilde{\mathbf{C}}^T \\ \tilde{\mathbf{B}}^T \tilde{\mathbf{S}} & -\mathbf{I} & \mathbf{0} \\ \tilde{\mathbf{C}} & \mathbf{0} & -\mu \mathbf{I} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Xi & \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{I} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{I} \end{bmatrix} < \mathbf{0}. \quad (72)$$

Efetuada a multiplicação em (72), obtém-se

$$\begin{bmatrix} \Xi^T & \tilde{A}^T \tilde{S} + \tilde{S} \tilde{A} & \Xi & \Xi^T \tilde{S} \tilde{B} & \Xi^T \tilde{C}^T \\ & \tilde{B}^T \tilde{S} \Xi & & -\mathbf{I} & 0 \\ & \tilde{C} \Xi & & 0 & -\mu \mathbf{I} \end{bmatrix} < 0. \quad (73)$$

Após mais algumas transformações e manipulações que podem ser vistas em CABELLO (2009), obtém-se o problema de otimização linearizado dado por:

min  $\mu$

sujeito as seguintes LMIs:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{Y} & \mathbf{I} \\ \mathbf{I} & \mathbf{X} \end{bmatrix} > 0, \quad (74)$$

$$\begin{bmatrix} & & \mathbf{Y} \mathbf{C}_1^T \\ & \mathbf{H}_2 & \mathbf{C}_1^T \\ & & 0 \\ \mathbf{C}_1 \mathbf{Y} & \mathbf{C}_1 & 0 & -\mu \mathbf{I} \end{bmatrix} < 0, \quad (75)$$

onde

$$\mathbf{H}_2 = \begin{bmatrix} \mathbf{A} \mathbf{Y} + \mathbf{B}_2 \mathbf{F} + \mathbf{Y} \mathbf{A}^T + \mathbf{F}^T \mathbf{B}_2^T & \mathbf{A} + \mathbf{M}^T & \mathbf{B}_1 \\ \mathbf{M} + \mathbf{A}^T & \mathbf{X} \mathbf{A} + \mathbf{L} \mathbf{C}_2 + \mathbf{A}^T \mathbf{X} + \mathbf{C}_2^T \mathbf{L}^T & \mathbf{X} \mathbf{B}_1 \\ \mathbf{B}_1^T & \mathbf{B}_1^T \mathbf{X} & -\mathbf{I} \end{bmatrix} \quad (76)$$

e

$$\mathbf{M} = \mathbf{X} \mathbf{A} \mathbf{Y} + \mathbf{X} \mathbf{B}_2 \mathbf{F} + \mathbf{U}^T \mathbf{B}_c \mathbf{C}_2 \mathbf{Y} + \mathbf{U}^T \mathbf{A}_c \mathbf{V}. \quad (77)$$

Após a resolução das LMIs (74)-(77) nas variáveis  $\mu$ ,  $\mathbf{X}$ ,  $\mathbf{Y}$ ,  $\mathbf{F}$ ,  $\mathbf{L}$  e  $\mathbf{V}$ , as matrizes do controlador podem ser obtidas a partir de:

$$\mathbf{A}_c = (\mathbf{U}^T)^{-1} (\mathbf{M} - \mathbf{X} \mathbf{A} \mathbf{Y} - \mathbf{X} \mathbf{B}_2 \mathbf{F} - \mathbf{U}^T \mathbf{B}_c \mathbf{C}_2 \mathbf{Y}) \mathbf{V}^{-1}, \quad (78)$$

$$\mathbf{B}_c = (\mathbf{U}^T)^{-1} \mathbf{L}, \quad (79)$$

$$\mathbf{C}_c = \mathbf{FV}^{-1}. \quad (80)$$

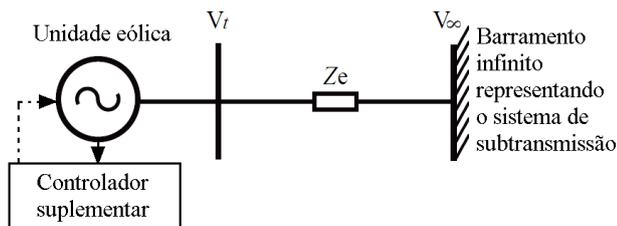
Detalhes adicionais sobre a formulação de controle referente ao projeto do controlador  $H_\infty$  podem ser obtidos em GAHINET e APKARIAN (1994).

### 3. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Primeiramente foram realizados testes para avaliar e validar a malha de controle suplementar proposta. Uma análise modal do sistema em malha aberta foi realizada para identificar os modos de resposta que exercem maior influência sobre o sistema. A partir dessas análises, projetou-se o controlador para a malha de controle suplementar proposta.

O sistema teste utilizado nas simulações foi um sistema composto de uma unidade eólica de 2 MW conectada a um sistema de subtransmissão. O sistema foi modelado como uma única máquina conectada a um barramento infinito, como é mostrado no diagrama da Figura 12. A potência ativa gerada é controlada com base na estratégia de máxima extração da potência do vento (extração ótima da potência). O modo de controle de fator de potência, com  $Q = 0$  MVar (fator de potência unitário), foi adotado para o DFIG nos testes realizados.

A análise da estabilidade do sistema em malha aberta (sem o controle suplementar) foi inicialmente realizada com base na análise dos modos inerentes ao sistema. Os autovalores do modelo linear do sistema foram empregados para determinar os modos de resposta do sistema. Estas análises mostraram que o sistema teste exibe 2 modos oscilatórios: um modo eletromecânico e um modo elétrico. O modo eletromecânico está associado principalmente à velocidade do rotor e às variáveis elétricas do estator do gerador. O modo elétrico afeta principalmente as variáveis elétricas do estator do gerador. A Tabela 1 mostra os autovalores relacionados aos modos oscilatórios do sistema em malha aberta operando na condição do caso base (velocidade do vento igual a 12 m/s). Ambos os modos oscilatórios apresentam um fator de amortecimento superior a 5%, valor que é considerado aceitável como uma boa margem de estabilidade a pequenas perturbações para sistemas elétricos de potência (GOMES, MARTINS e PORTELA, 2003).



**Figura 12 - Diagrama unifilar do sistema teste**  
**Fonte: Autoria própria.**

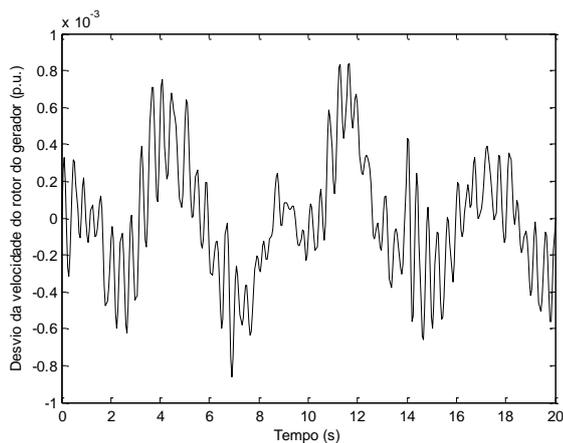
**Tabela 1 - Autovalores correspondentes aos modos oscilatórios do sistema teste considerando a unidade eólica com malha de controle de velocidade antes da inclusão da malha de controle suplementar.**

Modos oscilatórios	Autovalores (1/s)	Fator de Amortecimento (%)
Eletromecânico	$-0,99 \pm j15,55$	6,34
Elétrico	$-16,42 \pm j291,38$	5,63

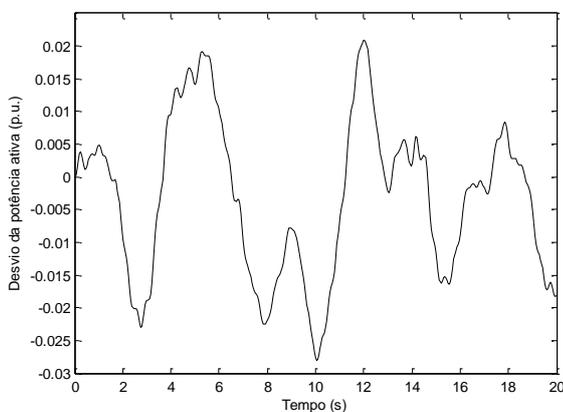
### 3.1 TESTES CONSIDERANDO A UNIDADE EÓLICA COM MALHA DE CONTROLE DE VELOCIDADE

Após a análise dos modos do sistema, foram realizadas simulações no domínio do tempo envolvendo o modelo linear do sistema em malha aberta. Inicialmente, considerou-se a unidade eólica em malha aberta (sem o controlador proposto) submetida à curva de vento apresentada na Figura 3. As respostas obtidas no domínio do tempo referentes aos desvios da velocidade do rotor e da potência ativa e reativa do DFIG, para o sistema em malha aberta, são apresentadas nas Figuras 13, 14 e 15, respectivamente.

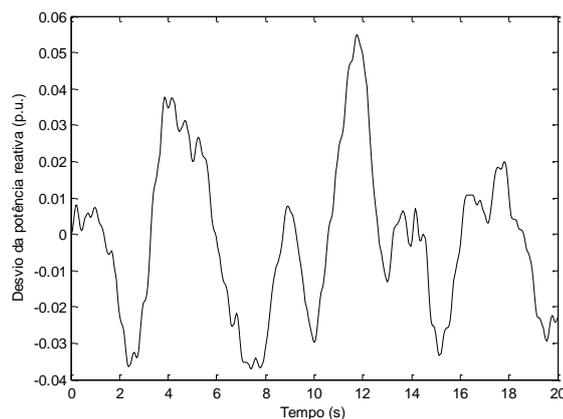
Analisando os resultados das simulações apresentados nas Figuras 13, 14 e 15, é possível observar que as variações estocásticas da velocidade do vento foram refletidas de forma direta na velocidade do rotor e na potência ativa e reativa do DFIG. Considerando o sistema operando no caso base (velocidade de vento de 12 m/s), em condições de regime permanente a velocidade do rotor do DFIG é igual a 1,2 p.u., a potência ativa do DFIG é igual a 0,75 p.u. e a potência reativa do DFIG é igual a 0,0 p.u..



**Figura 13 - Resposta da velocidade do rotor do DFIG considerando o sistema em malha aberta submetido à curva de vento.**



**Figura 14 - Resposta da potência ativa do DFIG considerando o sistema em malha aberta submetido à curva de vento.**



**Figura 15 - Resposta da potência reativa do DFIG considerando o sistema em malha aberta submetido à curva de vento.**

### 3.1.1 Controle suplementar incluído na referência da malha de controle de velocidade e considerando a velocidade do gerador como variável controlada

Após as análises do sistema em malha aberta o controlador suplementar foi projetado para atenuar as perturbações causadas pelas variações da velocidade do vento. Vale lembrar que para todos os modelos que serão apresentados no capítulo 3, os controladores projetados são sub-ótimos, ou seja, devem obedecer à norma  $H_\infty$  com  $\gamma = 0,6$ . Para as primeiras análises, a velocidade do rotor do DFIG foi escolhida como a saída do sistema e entrada do controlador suplementar (ou seja,  $y(t) = C_2 \mathbf{x}(t) = \omega_r(t)$ ), pois é uma variável que pode ser facilmente medida e exerce grande influência na dinâmica eletromecânica da unidade eólica. A velocidade do rotor do DFIG também foi escolhida como saída do sistema em malha fechada (ou seja,  $z(t) = C_1 \mathbf{x}(t) = \omega_r(t)$ ), pois variações nessa variável podem afetar diretamente a qualidade da energia do sistema.

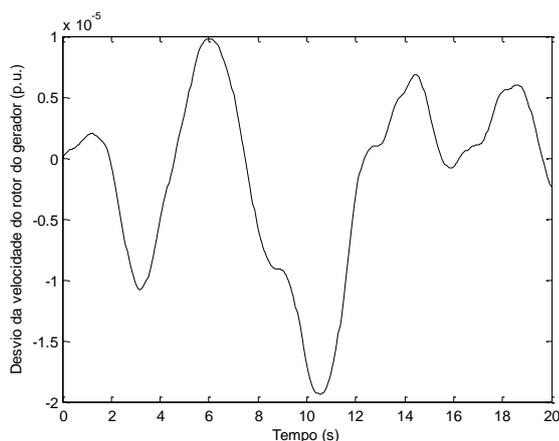
A solução para a formulação de controle foi obtida utilizando-se o *solver* 'hinflmi', disponível no *LMI Toolbox* do MATLAB®, e o cálculo do controlador levou cerca de 10 segundos em um computador equipado com um processador Core 2 Duo 2,2 GHz e 4 GB de memória RAM.

Após o projeto do controlador suplementar, realizou-se uma nova sequência de testes, primeiramente para calcular os autovalores e os fatores de amortecimento correspondentes ao modo elétrico e ao modo eletromecânico do sistema em malha fechada. Os valores encontrados são apresentados na Tabela 2. Analisando-se os dados apresentados, pode-se perceber que os fatores de amortecimento permaneceram praticamente com os mesmos valores. Entretanto, deve-se ter em mente que o foco desse controlador não é o amortecimento de oscilações, mas sim a redução das variações causadas pelo vento na energia gerada pela máquina.

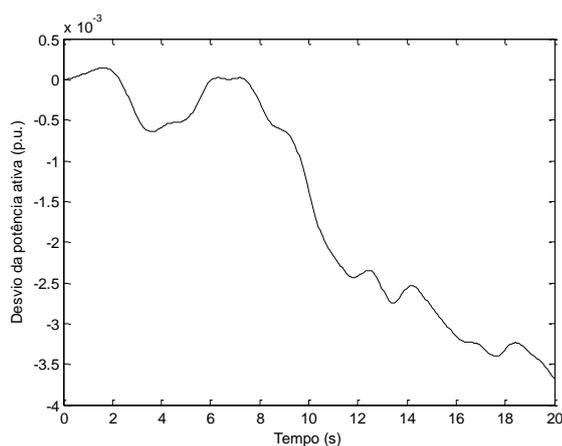
**Tabela 2 - Autovalores correspondentes aos modos oscilatórios do sistema teste considerando a unidade eólica com malha de controle de velocidade após a inclusão da malha de controle suplementar.**

Modos oscilatórios	Autovalores (1/s)	Fator de Amortecimento (%)
Eletromecânico	$-0,27 \pm j3,95$	6,7
Elétrico	$-16,28 \pm j291,42$	5,6

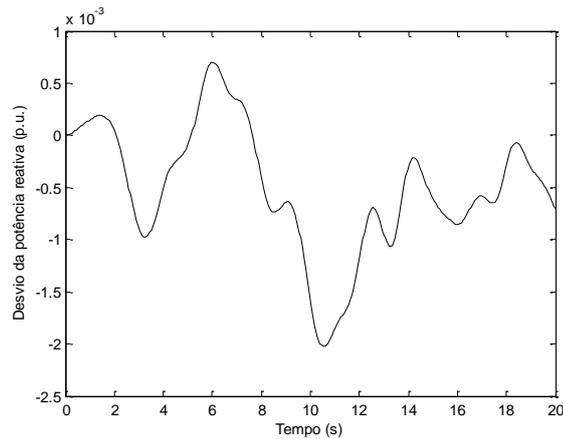
Uma nova sequência de simulações no domínio do tempo foi realizada considerando a malha de controle suplementar incluída na referência da malha de controle de velocidade da unidade eólica. Nessas simulações considerou-se o sistema submetido à mesma curva de vento considerada nas simulações referentes ao sistema em malha aberta. As respostas no domínio do tempo referentes aos desvios da velocidade do rotor e da potência ativa e reativa do DFIG, para o sistema em malha fechada, são apresentadas nas Figuras 16, 17 e 18, respectivamente.



**Figura 16 - Resposta da velocidade do rotor do DFIG considerando a velocidade controlada e a malha de controle adicionada na referência de velocidade.**



**Figura 17 - Resposta da potência ativa do DFIG considerando a velocidade controlada e a malha de controle adicionada na referência de velocidade.**



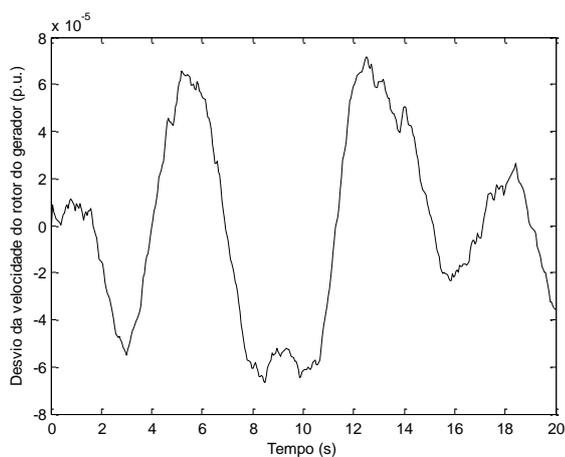
**Figura 18 - Resposta da potência reativa do DFIG considerando a velocidade controlada e a malha de controle adicionada na referência de velocidade.**

Analisando-se as respostas obtidas para as três variáveis, verifica-se que o controlador suplementar proposto reduziu significativamente as oscilações causadas pela curva de vento nas variáveis elétricas e eletromecânicas da máquina. As oscilações na velocidade foram reduzidas na ordem de 50 vezes aproximadamente. Já analisando a potência ativa, enquanto no sistema em malha aberta as oscilações alcançaram picos de quase 3% a partir do ponto de equilíbrio, no sistema em malha fechada essas oscilações não passaram de 0,4%. Na potência reativa os resultados foram mais significativos ainda, pois no sistema em malha aberta aconteceram picos de quase 6% além do ponto de equilíbrio e após a inclusão do controlador suplementar, as oscilações não passaram de 0,2%.

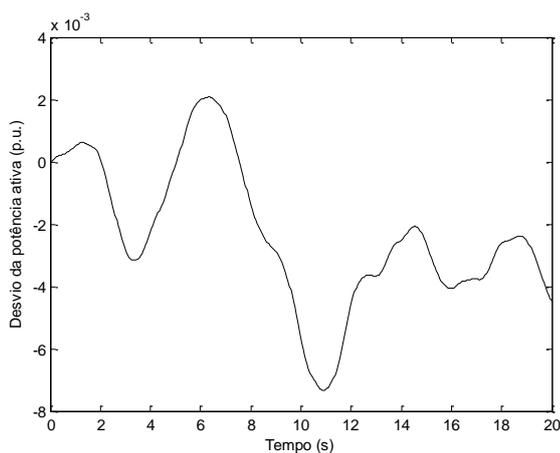
### 3.1.2 Controle suplementar incluído na referência da malha de controle de velocidade e considerando a potência ativa como variável controlada

Após os testes utilizando a velocidade do rotor do DFIG como variável controlada, novos testes foram realizados com a potência ativa do gerador sendo utilizada como variável a ser controlada, ou seja,  $z(t) = C_1 x(t) = P(t)$ , pois esta é uma variável que tem influência nas variáveis elétricas e mecânicas do DFIG. Os autovalores dos modos elétrico e eletromecânico bem como seus fatores de amortecimento não sofreram alterações significativas quando comparados aos valores encontrados na seção 3.1.1. Os mesmos testes no domínio do tempo foram

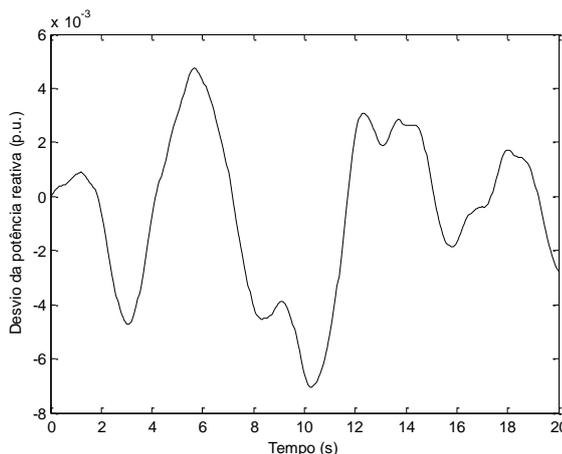
realizados nessa sequência de testes e os resultados são mostrados nas Figuras 19, 20 e 21.



**Figura 19 - Resposta da velocidade do rotor do DFIG considerando a potência ativa controlada e a malha de controle adicionada na referência de velocidade.**



**Figura 20 - Resposta da potência ativa do DFIG considerando a potência ativa controlada e a malha de controle adicionada na referência de velocidade.**



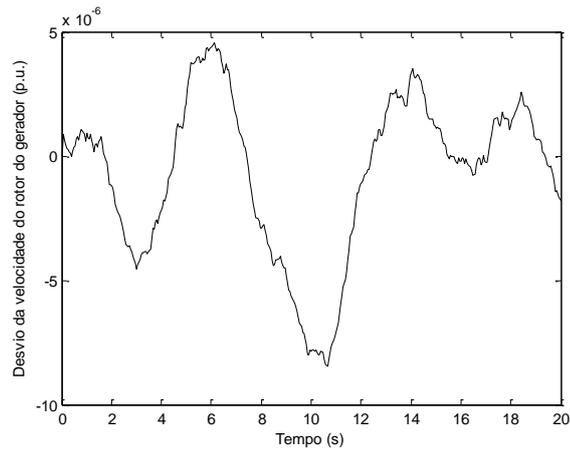
**Figura 21 - Resposta da potência reativa do DFIG considerando a potência ativa controlada e a malha de controle adicionada na referência de velocidade.**

Como no caso anterior, pode-se perceber analisando as Figuras 19, 20 e 21 que o controlador também foi eficiente na mitigação das oscilações causadas pelo vento quando a variável controlada é a potência ativa. No caso da velocidade, a redução foi um pouco menor, na ordem de 10 vezes, porém é um resultado bastante satisfatório. Nas potências ativa e reativa a redução também foi um pouco menor. As oscilações alcançaram picos de aproximadamente 0,7% para as duas variáveis.

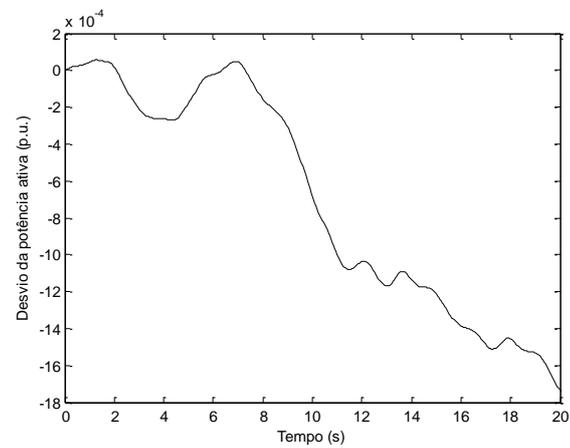
### 3.1.3 Controle suplementar incluído na referência da malha de controle de velocidade e considerando a potência reativa como variável controlada

Uma nova sequência de testes foi proposta, porém novamente alterando somente a variável a ser controlada pelo sistema de controle suplementar. Nesta seção é utilizada a potência reativa como variável controlada, ou seja,  $z(t) = C_1 x(t) = Q(t)$ , pois esta é uma variável que exerce grande influência sobre as variáveis elétricas do DFIG. Os autovalores e fatores de amortecimento novamente não sofreram alterações significativas.

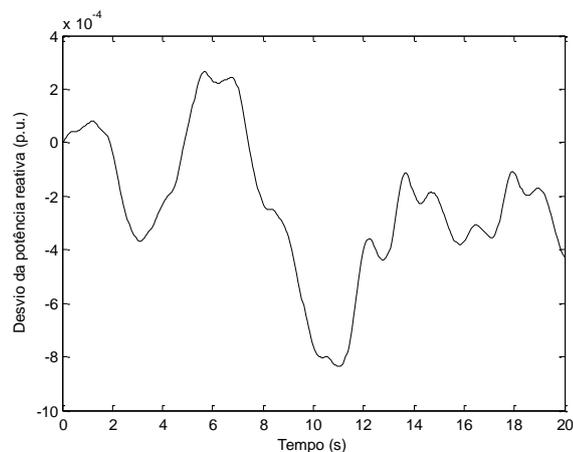
As respostas referentes aos desvios da velocidade do gerador do DFIG, da potência ativa e potência reativa da máquina para esse sistema são apresentadas respectivamente nas Figuras 22, 23 e 24.



**Figura 22 - Resposta da velocidade do rotor do DFIG considerando a potência reativa controlada e a malha de controle adicionada na referência de velocidade.**



**Figura 23 - Resposta da potência ativa do DFIG considerando a potência reativa controlada e a malha de controle adicionada na referência de velocidade.**



**Figura 24 - Resposta da potência reativa do DFIG considerando a potência reativa controlada e a malha de controle adicionada na referência de velocidade.**

Analisando as respostas obtidas para esse sistema teste, verifica-se que as oscilações na velocidade do rotor do gerador tiveram sua magnitude reduzida em mais de 100 vezes pelo controlador suplementar, ou seja, as oscilações praticamente foram extintas. As oscilações de potência ativa e reativa também foram reduzidas significativamente, saindo apenas 0,17% do ponto de equilíbrio no caso da ativa e aproximadamente 0,08% no caso da potência reativa.

### 3.2 TESTES CONSIDERANDO A UNIDADE EÓLICA COM MALHA DE CONTROLE DE POTÊNCIA ATIVA

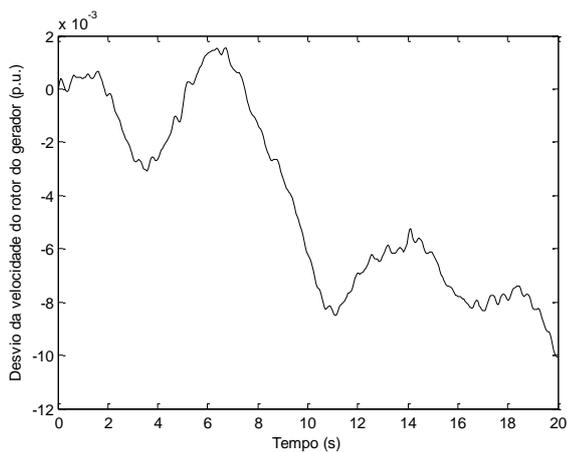
Após os testes realizados na seção 3.1, utilizou-se uma nova estratégia de controle para a unidade eólica. Nessa nova sequência de testes, a malha de controle de velocidade foi substituída por uma malha de controle de potência ativa. Ou seja, ao invés de controlar a velocidade da unidade eólica, controla-se a potência ativa gerada pela unidade eólica.

Primeiramente, foram realizados testes para calcular os autovalores e fatores de amortecimento do sistema em malha aberta. Os dados encontrados são apresentados na Tabela 3.

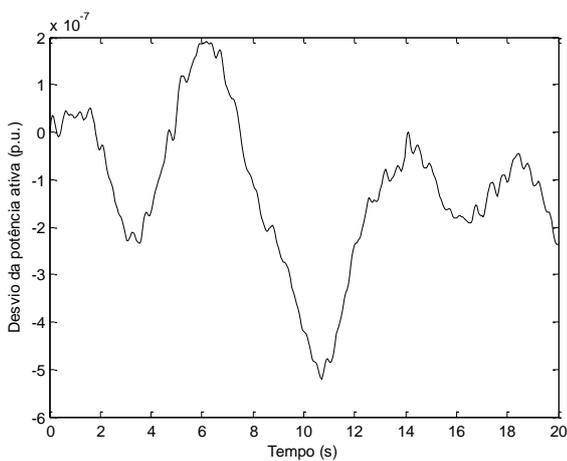
**Tabela 3 - Autovalores correspondentes aos modos oscilatórios do sistema teste considerando a unidade eólica com malha de controle de potência ativa antes da inclusão da malha de controle suplementar.**

Modos oscilatórios	Autovalores (1/s)	Fator de Amortecimento (%)
Eléctromecânico	$-2,88 \pm j12,83$	21,9
Eléctrico	$-80,04 \pm j427,8$	18,4

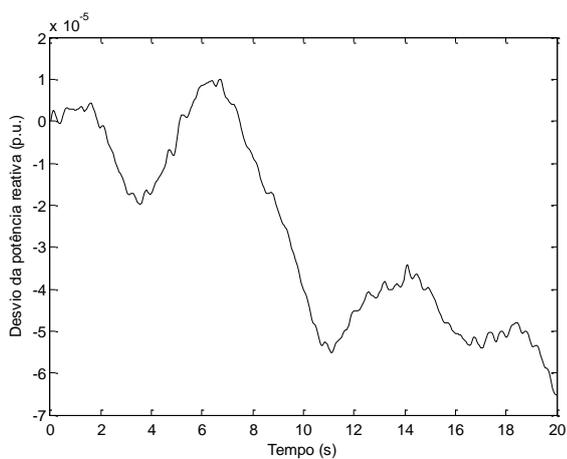
Analisando os números mostrados na Tabela 3, é possível ver que o amortecimento tanto do modo eletromecânico quanto do eléctrico é elevado. Isso deve-se ao fato de que o sistema está operando na referência de potência. Essa malha de controle é uma malha muito rápida e, sendo assim, é capaz de mitigar as oscilações antes mesmo que a qualidade da energia de saída da máquina seja prejudicada. Simulações no domínio do tempo foram realizadas para o sistema em malha aberta e as respostas da velocidade do rotor do DFIG, da potência ativa e da potência reativa são mostradas nas Figuras 25, 26 e 27, respectivamente.



**Figura 25 - Resposta da velocidade do rotor do DFIG considerando o sistema em malha aberta e a malha de controle de potência ativa.**



**Figura 26 - Resposta da potência ativa do DFIG considerando o sistema em malha aberta e a malha de controle de potência ativa.**



**Figura 27 - Resposta da potência reativa do DFIG considerando o sistema em malha aberta e a malha de controle de potência ativa.**

Considerando o controle da potência ativa, os resultados obtidos mostraram que as variações estocásticas do vento não afetaram significativamente as variáveis elétricas e mecânicas da unidade eólica. Na sequência são projetados controladores para mitigar o efeito das variações estocásticas do vento.

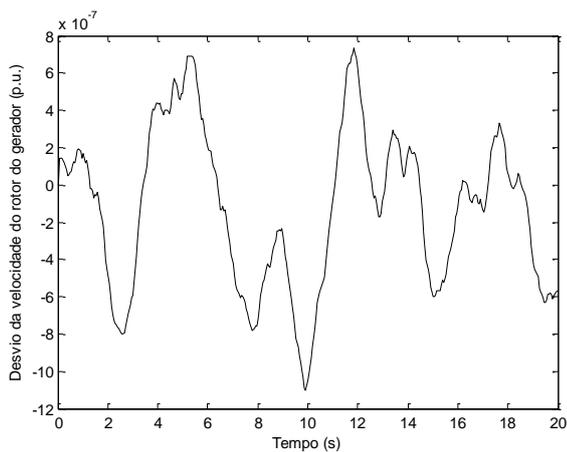
### 3.2.1 Controle suplementar incluído na referência da malha de controle de potência ativa e considerando a velocidade do gerador como variável controlada

Primeiramente vale ressaltar que para todos os modelos da seção 3.2, a variável medida do sistema será a velocidade, ou seja,  $y(t) = \mathbf{C}_2 \mathbf{x}(t) = \omega_r(t)$ . Inicialmente realizou-se uma análise dos autovalores e fatores de amortecimento do sistema em malha fechada com a velocidade usada também como variável controlada ( $z(t) = \mathbf{C}_1 \mathbf{x}(t) = \omega_r(t)$ ). Os autovalores encontrados são apresentados na Tabela 4.

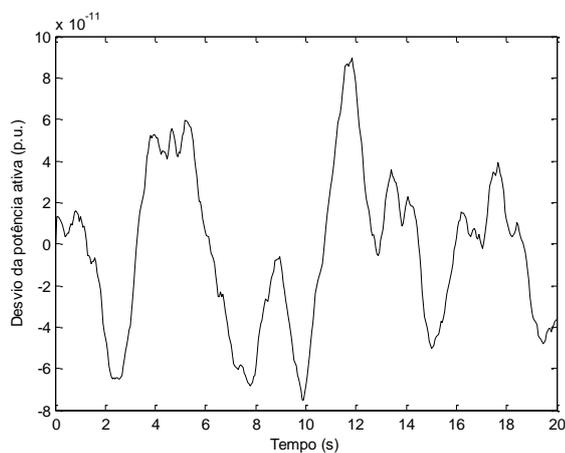
**Tabela 4 - Autovalores correspondentes aos modos oscilatórios do sistema teste considerando a unidade eólica com malha de controle de potência ativa após a inclusão da malha de controle suplementar.**

Modos oscilatórios	Autovalores (1/s)	Fator de Amortecimento (%)
Elétromecânico	$-0,27 \pm j3,95$	6,7
Elétrico	$-80,04 \pm j427,8$	18,4

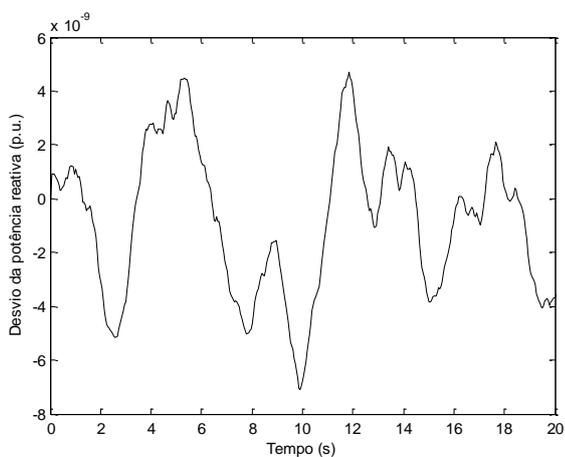
Observa-se que o amortecimento do modo elétrico continuou igual enquanto o do modo eletromecânico foi reduzido. Isso deve-se à inserção do controlador no sistema, mas como o foco do trabalho não é o fator de amortecimento, é necessário analisar a resposta no tempo das variáveis da máquina após a malha ser fechada. As Figuras 28, 29 e 30 apresentam as respostas da velocidade do rotor da máquina, da potência ativa e da potência reativa, respectivamente.



**Figura 28 - Resposta da velocidade do rotor do DFIG considerando a malha de controle adicionada na referência de potência ativa e a velocidade do rotor como saída controlada.**



**Figura 29 - Resposta da potência ativa do DFIG considerando a malha de controle adicionada na referência de potência ativa e a velocidade do rotor como saída controlada.**

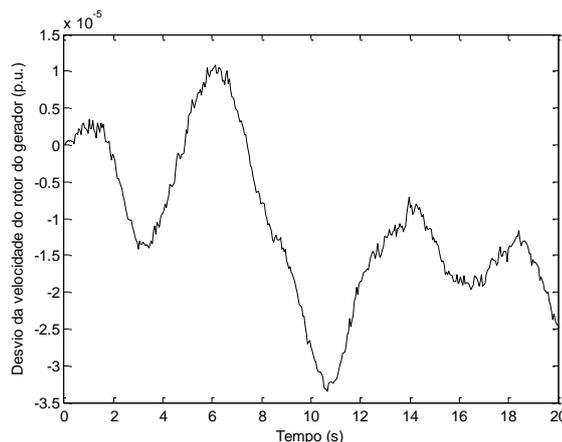


**Figura 30 - Resposta da potência reativa do DFIG considerando a malha de controle adicionada na referência de potência ativa e a velocidade do rotor como saída controlada.**

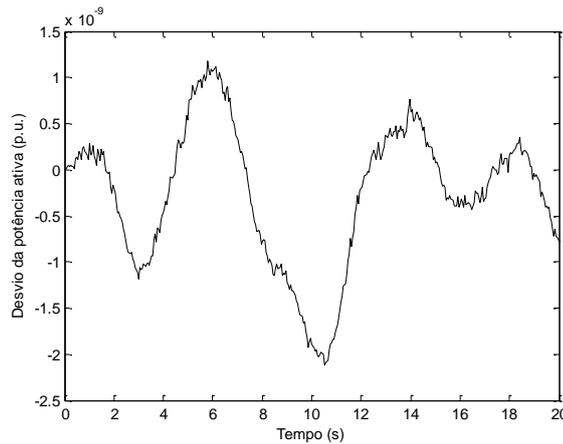
Analisando as respostas obtidas, é possível perceber que o controlador suplementar atuou de forma satisfatória, reduzindo a amplitude das oscilações das grandezas elétricas e mecânicas da unidade eólica. Neste caso, tanto na velocidade do rotor do DFIG quanto nas potências ativa e reativa, as oscilações foram reduzidas na ordem de  $10^4$  vezes, mostrando que o controlador melhorou a qualidade da energia entregue ao sistema.

### 3.2.2 Controle suplementar incluído na referência da malha de controle de potência ativa e considerando a potência ativa como variável controlada

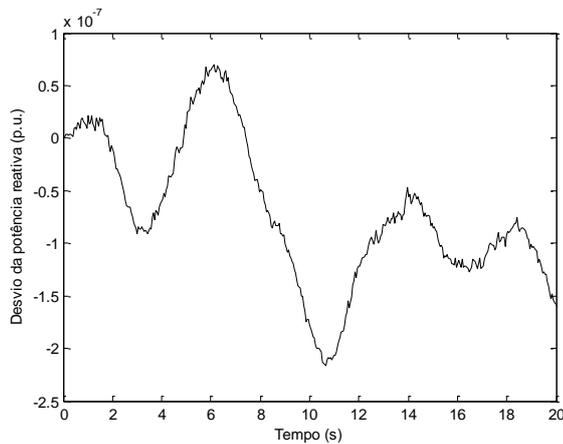
Após os testes com a velocidade do rotor do DFIG como variável controlada, foi realizada uma nova sequência de testes com a potência ativa do gerador sendo utilizada como variável a ser controlada, ou seja,  $z(t) = C_1 x(t) = P(t)$ . Os autovalores dos modos elétrico e eletromecânico e também seus fatores de amortecimento não sofreram alterações significativas quando comparados aos valores encontrados na seção 3.2.1. Os mesmos testes no domínio do tempo foram realizados nessa sequência de testes e os resultados são mostrados nas Figuras 31, 32 e 33.



**Figura 31 - Resposta da velocidade do rotor do DFIG considerando a malha de controle adicionada na referência de potência ativa e adotando a potência ativa como saída controlada.**



**Figura 32 - Resposta da potência ativa do DFIG considerando a malha de controle adicionada na referência de potência ativa e adotando a potência ativa como saída controlada.**



**Figura 33 - Resposta da potência reativa do DFIG considerando a malha de controle adicionada na referência de potência ativa e adotando a potência ativa como saída controlada.**

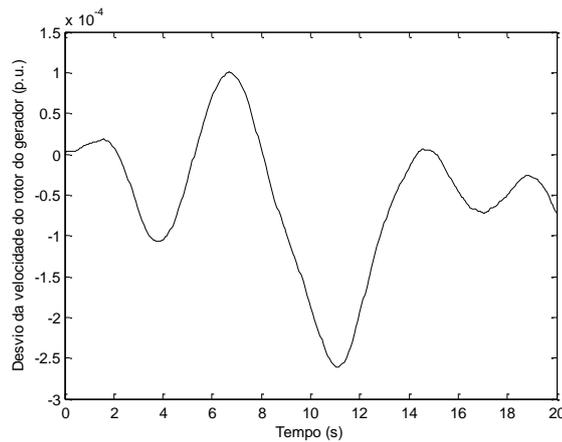
Observando as respostas, percebe-se que novamente o controlador atuou nas três variáveis que estão sendo analisadas. Na velocidade do rotor as oscilações foram reduzidas na ordem de aproximadamente 300 vezes. As oscilações de potência ativa e reativa diminuíram na ordem de 250 e 350 vezes, respectivamente, o que pode ser considerado um desempenho satisfatório.

### 3.2.3 Controle suplementar incluído na referência da malha de controle de potência ativa e considerando a potência reativa como variável controlada

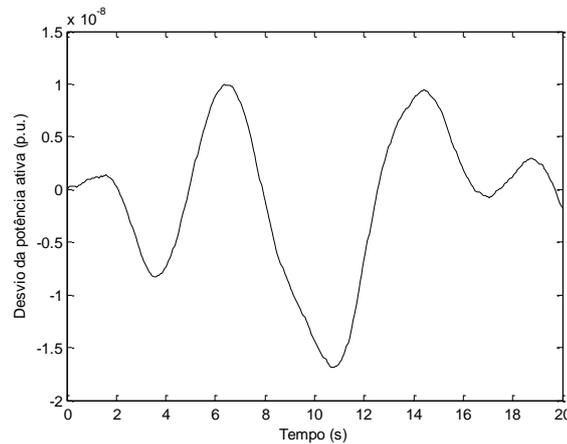
Uma nova sequência de testes foi proposta, novamente alterando somente a variável a ser controlada pelo sistema de controle suplementar. Nesta

seção é utilizada a potência reativa como variável controlada, ou seja,  $z(t) = C_1 x(t) = Q(t)$ . Os autovalores e fatores de amortecimento novamente não sofreram alterações significativas.

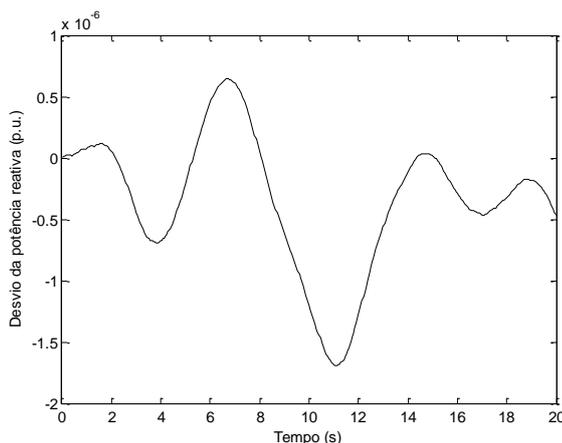
As respostas referentes aos desvios da velocidade do gerador do DFIG, da potência ativa e potência reativa da máquina para esse sistema são apresentadas respectivamente nas Figuras 34, 35 e 36.



**Figura 34 - Resposta da velocidade do rotor do DFIG considerando a malha de controle adicionada na referência de potência ativa e a potência reativa como saída controlada.**



**Figura 35 - Resposta da potência ativa do DFIG considerando a malha de controle adicionada na referência de potência ativa e a potência reativa como saída controlada.**



**Figura 36 - Resposta da potência reativa do DFIG considerando a malha de controle adicionada na referência de potência ativa e a potência reativa como saída controlada.**

Neste último sistema teste, pode-se perceber pela magnitude das oscilações que o controlador também atuou satisfatoriamente no sistema. No caso da velocidade do rotor da máquina, as oscilações foram reduzidas na ordem de aproximadamente 40 vezes. As oscilações de potência ativa e reativa foram reduzidas na ordem de 25 e 35 vezes, respectivamente.

A Tabela 5 apresenta uma síntese dos resultados obtidos para os diferentes controladores projetados.

**Tabela 5 - Síntese das reduções nas oscilações encontradas para cada controlador projetado.**

Variável de Saída Analisada	Controle suplementar inserido na referência de velocidade			Controle suplementar inserido na referência de potência ativa		
	Variável controlada			Variável controlada		
	Velocidade	Potência Ativa	Potência Reativa	Velocidade	Potência Ativa	Potência Reativa
Velocidade	50 vezes	10 vezes	100 vezes	$10^4$ vezes	300 vezes	40 vezes
Potência Ativa	8 vezes	4 vezes	18 vezes	$10^4$ vezes	250 vezes	25 vezes
Potência Reativa	30 vezes	9 vezes	75 vezes	$10^4$ vezes	350 vezes	35 vezes

#### 4. CONCLUSÕES

Considerando que a conexão de unidades eólicas de geração aos sistemas de potência é uma forte tendência mundial, é importante que esse tipo de geração assuma responsabilidade pela confiabilidade e desempenho dos sistemas de potência. A unidade eólica está sujeita ao comportamento estocástico do vento, o que pode resultar na degradação da qualidade da energia gerada. Neste contexto, este trabalho propôs uma malha de controle suplementar para unidades eólicas baseadas em DFIG com o objetivo atenuar os efeitos indesejáveis das variações estocásticas da velocidade do vento.

Um controlador suplementar baseado na realimentação dinâmica de saída foi projetado através de uma formulação de controle na forma de LMIs e fundamentada na teoria de controle  $H^\infty$ . A malha de controle suplementar proposta foi, no primeiro sistema teste, adicionada à referência da malha de controle de velocidade e no segundo sistema teste à referência da malha de controle de potência ativa. Ambas tipicamente disponíveis em unidades eólicas comerciais. A velocidade do rotor do gerador de indução foi utilizada como saída do sistema e entrada do controlador suplementar. Essa variável de saída pode ser facilmente medida, o que contribui para a implementação da malha de controle proposta.

As simulações realizadas mostram e comprovam a eficiência dos controladores projetados em todos os casos. Na primeira sequência de testes (seção 3.1), onde a referência da malha de controle de velocidade foi adotada como entrada para o controle suplementar. Os controladores propostos utilizando as três variáveis como saídas controladas tiveram respostas satisfatórias mitigando as oscilações causadas pelo vento.

Na segunda sequência de testes (seção 3.2), onde a referência da malha de controle de potência ativa foi adotada como entrada para o controle suplementar, o sistema em malha aberta não apresentou oscilações que possam prejudicar a qualidade da energia entregue ao sistema justamente porque a malha de potência ativa atua muito rapidamente extinguindo as oscilações antes que a energia seja degradada. Mesmo com essas características, os controladores foram projetados e atuaram satisfatoriamente reduzindo a ordem das oscilações e novamente

comprovando sua eficiência em reduzir a influência de uma perturbação externa na qualidade da energia que o DFIG produz.

Como se pôde observar na Tabela 5, todos os controladores projetados apresentaram resultados satisfatórios, porém, fazendo uma análise comparativa entre todos, os dois casos que apresentaram as maiores reduções foram os casos em que o controlador suplementar foi inserido na malha de controle de potência ativa com a velocidade ou a potência reativa como variável controlada. Baseado nesses resultados pode-se dizer que a metodologia de controle  $H_\infty$  é eficiente quando se deseja reduzir a influência que uma perturbação externa tem sobre alguma planta, neste caso, o DFIG.

## 5. REFERÊNCIAS

ACKERMAN, T. (Ed.). **Wind Power in Power Systems**. Chichester: John Wiley & Sons, 2005.

ALTERNATORS for Wind Power. **Diamond Industrial Ltd**, 2011. Disponível em: <[http://www.windpoweralternators.co.uk/Alternator\\_Wind\\_Generator.php](http://www.windpoweralternators.co.uk/Alternator_Wind_Generator.php)>. Acesso em: 2 out. 2011.

ANAYA-LARA, O. et al. **Wind energy generation: Modelling and control**. Chichester: John Wiley & Sons, 2009.

CABELLO, Ruth V. C. **Controle H-infinito de Vibrações com Restrições no Esforço de Controle**. Universidade Estadual de Campinas. Campinas, p. 128. 2009.

FERREIRA, Jorge F. D. S. B. **Controlo de Geradores de Indução Duplamente Alimentados em Turbinas Eólicas**. Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa. Lisboa, p. 83. 2009.

GAHINET, P.; APKARIAN, P. A linear matrix inequality approach to H-infinity control. **International Journal of Robust and Nonlinear Control**, 4, 1994. 412–448.

GAUTAM, D. et al. Control Strategy to Mitigate the Impact of Reduced Inertia Due to Doubly Fed Induction Generators on Large Power Systems. **IEEE Transactions on Power Systems**, 26, Fevereiro 2011. 214-224.

GLOBAL Wind Energy Council. **GWEC**, 2012. Disponível em: <<http://www.gwec.net>>. Acesso em: 2012.

GOMES, S.; MARTINS, N.; PORTELA, C. Computing small-signal stability boundaries for large-scale power systems. **IEEE Trans Power Syst**, 18, 2003. 747-752.

KEULEN, Bert V. **H $\infty$ -Control for Distributed Parameter Systems: A State-Space Approach**. 1. ed. Boston: Birkhauser, 1993.

KLEIN, Tanise. **Estudo em túnel de vento das características aerodinâmicas de torres metálicas treliçadas**. Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Porto Alegre, p. 143. 2004.

KONG, S.; MAJUMDER, R. H $\infty$  robust control design for wind driven doubly-fed induction generator. **IEEE Power and Energy Society General Meeting**, Pittsburgh, 2008. 1-6.

MACHOWSKI, J.; BIALEK, J. W.; BUMBY, J. R. **Power System Dynamics - Stability and Control**. Chichester: John Wiley & Sons, 2008.

MEI, F.; PAL, B. Modal analysis of grid-connected doubly fed induction generators. **IEEE Trans. on Energy Conversion**, 22, 2007. 728-736.

MIAO, Z. et al. Control of DFIG-based wind generation to improve interarea oscillation damping. **IEEE Transactions on Energy Conversion**, 24, Junho 2009. 415-422.

MISHRA, Y. et al. Improving stability of a DFIG-based wind power system with tuned damping controller. **IEEE Trans. Energy Conversion**, 24, 2009a. 650-660.

MISHRA, Y. et al. Small-signal stability analysis of a DFIG-based wind power system under different modes of operation. **IEEE Transactions on Energy Conversion**, 24, Dezembro 2009b. 972-982.

MISHRA, Y.; MISHRA, S.; LI, F. Coordinated tuning of DFIG-based wind turbines and batteries using bacteria foraging technique for maintaining constant grid power output. **IEEE systems journal**, 6, 2012. 16-26.

MUHANDO, E. B. et al. LQG Design for Megawatt-Class WECS With DFIG Based on Functional Models' Fidelity Prerequisites. **IEEE Transactions on Energy Conversion**, 24, Dezembro 2009. 893-904.

PAL, B. C.; MEI, F. Modelling adequacy of the doubly fed induction generator for small-signal stability studies in power systems. **IET Renewable Power Generation**, 2, 2008. 181-190.

PINHEIRO, Humberto et al. **Análise das Principais Tecnologias Utilizadas em Geração Eólicas**. UFSM. Santa Maria, p. 66. 2006.

POKHAREL, B. **Modeling, control and analysis of a doubly fed induction generator based wind turbine system with voltage regulation**. Tennessee Technological University. [S.l.], p. 336. 2011.

POLINDER, H. Overview of and trends in wind turbine generator systems. **Proc. of the IEEE Power and Energy Society General Meeting**, Detroit, 2011. 1-8.

RAY, P. K. et al. Frequency control based on  $H^\infty$  controller for small hybrid power system. **5th International Power Engineering and Optimization Conference (PEOCO)**, 2011. 227-232.

ROSAS, Pedro. **Dynamic Influences of Wind Power on The Power System**. Technical University of Denmark. Orsted, p. 153. 2003.

SALLES, Maurício B. D. C. **Análise do Desempenho Dinâmico de Geradores Eólicos Conectados em Redes de Distribuição de Energia Elétrica**. Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação da Universidade Estadual de Campinas. Campinas, p. 109. 2004.

SENJYU, T. et al. Coordinate control of wind turbine and battery in wind power generator system. **Proc. of the IEEE Power and Energy Society General Meeting**, Pittsburgh, 2008. 1-7.

SILVA, Kleber F. D. **Controle e integração de centrais eólicas à rede elétrica com geradores de indução duplamente alimentados**. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo, p. 270. 2006.

SUN, T.; CHEN, Z.; BLAABJERG, F. Flicker study on variable speed wind turbines with doubly fed induction generators. **IEEE Trans. on Energy Conversion**, 20, 2005. 896-905.

TAZIL, M. et al. Three-phase doubly fed induction generators: an overview. **IET Electric Power Applications**, 4, 2010. 75-89.

WU, F. et al. Small signal stability analysis and optimal control of a wind turbine with doubly fed induction generator. **IET Generation, Transmission & Distribution**, 1, Setembro 2007. 751-760.

YANG, L. et al. Optimal controller design of a doubly-fed induction generator wind turbine system for small signal stability enhancement. **IET Generation, Transmission & Distribution**, 4, Maio 2010. 579-597.