

COMPORTAMENTO DINÂMICO DE GERADOR DE INDUÇÃO
COM DUPLA ALIMENTAÇÃO EM SISTEMA DE GERAÇÃO EÓLICA

Marcello Soares Rocha

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DA
COORDENAÇÃO DOS PROGRAMAS DE PÓS-GRADUAÇÃO DE
ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO
COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO
DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA ELÉTRICA.

Aprovada por:

Prof. Sebastião Ércules Melo de Oliveira, D. Sc.

Prof. Antônio Carlos Ferreira, Ph. D.

Dr. Antonio Luiz Bergamo do Bomfim, D. Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

AGOSTO DE 2005

ROCHA, MARCELLO SOARES

Comportamento Dinâmico de Gerador de
Indução com Dupla Alimentação em Sistema de
Geração Eólica [Rio de Janeiro] 2005

XII, 108 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ, M.Sc.,
Engenharia Elétrica, 2005)

Dissertação – Universidade Federal do Rio
de Janeiro, COPPE

1. Geradores de Indução
2. Sistemas de Geração Eólica
3. Sistemas Elétricos de Potência

I. COPPE/UFRJ II. Título (série)

Aos meus pais, Francisco e Lourdes, por todo o apoio nos momentos difíceis.

À minha esposa Neide e filha Ana Rosa,
Pela dedicação, incentivo e compreensão.

AGRADECIMENTOS

Aos colegas da ELETROBRÁS, pelo incentivo para a realização deste trabalho.

Ao orientador e amigo Sebastião Ércules Melo de Oliveira, pela colaboração na caminhada até a conclusão deste trabalho e sobretudo, pela participação dedicada durante todo o curso.

Resumo da dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

COMPORTAMENTO DINÂMICO DE GERADOR DE INDUÇÃO COM DUPLA ALIMENTAÇÃO EM SISTEMA DE GERAÇÃO EÓLICA

Marcello Soares Rocha

Agosto/2005

Orientador: Sebastião Ércules Melo de Oliveira

Programa: Engenharia Elétrica

O objetivo deste trabalho é descrever a modelagem dos componentes básicos de um sistema de geração eólica composto pela turbina, gerador de indução duplamente excitado e controladores implementada no programa MATLAB e apresentar resultados de simulações realizadas visando ilustrar o desempenho do sistema global.

O procedimento de modelagem e a especificação dos controladores foram definidos levando em consideração a necessidade de desempenho otimizado do processo de conversão eletromecânica de energia.

O esquema de controle do gerador de indução, com acesso externo a ambos os enrolamentos de estator e de rotor, foi estabelecido de forma a prover regulação da tensão terminal e do conjugado eletromagnético, com a preocupação simultânea de maximização da eficiência do processo de conversão de energia eólica - elétrica.

Os resultados de simulação apresentados permitem caracterizar o desempenho dinâmico do gerador de indução e o efeito de controle da tensão terminal, com redução do consumo de potência reativa.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

DYNAMIC PERFORMANCE OF A DOUBLY FED INDUCTION
GENERATOR IN WIND GENERATION SYSTEM

Marcello Soares Rocha

Agosto/2005

Supervisor: Sebastião Ércules Melo de Oliveira

Department: Electrical Engineering

The objective of this work is to describe modeling of the basic components of a wind generating system comprising the wind turbine, the doubly fed induction generator and the main controllers, as implemented in MATLAB software, and to present results of simulations carried out in order to illustrate the global system behavior.

The modeling procedures and the controllers' specification were defined taking into account the need of a optimized behavior of the eletromechanical energy conversion process.

The control scheme of the induction generator, with access to both stator and rotor machine windings, was established in order to provide terminal voltage and electromagnetic torque regulation, with additional concern for simultaneous optimization of the wind energy conversion process.

The simulation results allow to characterize the induction generator dynamic behavior and the terminal voltage control effect, with reduction of reactive power consumption.

PRINCIPAIS SÍMBOLOS E VARIÁVEIS

– superescrito para denotar valor da grandeza em por unidade

A = área coberta pelas pás da turbina eólica (m²)

C = capacitância do capacitor do link CC

CA = Corrente Alternada

CC = Corrente Contínua

$C_p(\lambda, \theta)$ = coeficiente de potência ou coeficiente de desempenho

E = tensão contínua no link CC

γ = ângulo de fase de V_{TH}

H (s) = constante de inércia gerador + turbina eólica na base do gerador

i_s = corrente instantânea no enrolamento de estator

i_{ds} = componente de eixo direto da corrente de estator

i_{qs} = componente de eixo de quadratura da corrente de estator

i_r = corrente instantânea no enrolamento de rotor

i_{dr} = componente de eixo direto da corrente de rotor

i_{dr_mag} = componente de magnetização da corrente i_{dr}

i_{dr_gen} = componente da corrente i_{dr} responsável pela potência reativa

Q_s

i_{dr_ref} = valor de referência da corrente i_{dr}

i_{or} = corrente no link CC, do lado do conversor do rotor

i_{os} = corrente do link CC, do lado do conversor do estator

i_{qr}	=	componente de eixo de quadratura da corrente de rotor
i_{qrref}	=	corrente i_{qr} de referência
L	=	indutância do reator entre o conversor do estator e a rede
R	=	resistência do reator entre o conversor do estator e a rede
KI1	=	constante integral do regulador de tensão
KI2	=	constante integral do regulador de velocidade
KI3	=	constante integral do regulador de tensão do link CC
KI4	=	constante integral do regulador de tensão do link CC
KI5	=	constante integral do regulador de corrente em quadratura
KI6	=	constante integral do regulador de tensão
KP1	=	constante proporcional do regulador de tensão
KP2	=	constante proporcional do regulador de velocidade
KP3	=	constante proporcional do regulador de tensão do link CC
KP4	=	constante proporcional do regulador de tensão do link CC
KP5	=	constante proporcional do regulador de corrente em quadratura
λ	=	razão de velocidade
λ_s	=	enlace de fluxo próprio do enrolamento de estator
$\lambda_{ds}, \lambda_{dbs}$	=	componente de eixo direto do enlace do estator
$\lambda_{qs}, \lambda_{qbs}$	=	componente de eixo em quadratura do enlace do estator
λ_r	=	enlace de fluxo próprio do enrolamento de rotor
$\lambda_{dr}, \lambda_{dbr}$	=	componente de eixo direto do enlace do rotor

$\lambda_{qr}, \text{ lambqr}$	=	componente de eixo em quadratura do enlace do rotor
L_m	=	indutância de magnetização referida ao estator
L_{rr}	=	indutância própria do enrolamento de rotor
L_r	=	indutância de dispersão do enrolamento de rotor
L_s	=	indutância de dispersão do enrolamento de estator
L_{ss}	=	indutância própria do enrolamento de estator
μ	=	ângulo de orientação do fluxo de entreferro do enrolamento de estator
ρ	=	densidade do ar (kg/m ³)
P_{mec}	=	potência mecânica produzida pelo vento
P_r	=	potência elétrica fornecida ao gerador através do enrolamento de rotor
P_{rs}	=	potência elétrica fornecida pela rede ao conversor do estator
P_s	=	potência elétrica fornecida pelo gerador através do enrolamento de estator
Q_{rs}	=	potência reativa fornecida pela rede ao conversor do estator
Q_s	=	potência reativa fornecida pelo gerador através do enrolamento de estator
R	=	comprimento das pás da turbina eólica
R_r	=	resistência ôhmica do enrolamento de rotor
R_s	=	resistência ôhmica do enrolamento de estator
R_{TH}	=	resistência equivalente de Thevenin
s	=	variável complexa de Laplace

\bar{s} , escor	=	escorregamento do rotor
σ , sig	=	coeficiente de acoplamento estator – rotor
t	=	tempo expresso em segundos
θ	=	ângulo de passo das pás da turbina eólica
θ_v estator	=	ângulo de fase da tensão V_s em relação ao eixo da fase a do estator
T_e	=	torque eletromagnético produzido pelo gerador de indução
T_m, T_{mec}	=	conjugado mecânico produzido pelo vento
T_{ref}	=	conjugado elétrico de referência
v	=	velocidade do vento na altura do rotor (m/s)
V_ϕ	=	tensão induzida pelo fluxo de magnetização
$v_{\phi d}$	=	componente de eixo direto da tensão V_ϕ
$v_{\phi q}$	=	componente de eixo em quadratura da tensão V_ϕ
V_s	=	tensão instantânea aplicada ao enrolamento de estator
v_{ds}	=	componente de eixo direto da tensão V_s
v_{qs}	=	componente de eixo em quadratura da tensão V_s
v_d	=	componente de eixo direto da tensão V_s no referencial da tensão do estator ($v_d=V_s$)
v_q	=	componente de eixo em quadratura da tensão V_s no referencial da tensão do estator ($v_q=0$)
v_{dl}	=	componente de eixo direto da tensão nos terminais do conversor do estator no referencial de V_s
v_{ql}	=	componente de eixo em quadratura da tensão nos terminais do

conversor do estator no referencial de V_s

V_r	=	tensão instantânea aplicada ao enrolamento de rotor
v_{dr}	=	componente de eixo direto da tensão V_r
v_{qr}	=	componente de eixo em quadratura da tensão V_r
V_{TH}	=	tensão equivalente de Thevenin
V_{vento}	=	velocidade do vento na ponta das pás
ω_r	=	velocidade de rotação do rotor
ω_s	=	velocidade síncrona
X_ϕ	=	reatância de magnetização referida ao estator
X_r	=	reatância de dispersão do enrolamento de rotor
X_s	=	reatância de dispersão do enrolamento de estator
X_{TH}	=	reatância equivalente de Thevenin

ÍNDICE

1	Introdução	01
1.1	Histórico	02
1.2	Motivação.....	06
1.3	Objetivo	18
1.4	Estrutura do Texto	19
2	Modelagem dos Elementos Básicos do Sistema de Geração Eólica.....	20
2.1	Introdução.....	20
2.2	Representação da Turbina Eólica.....	24
2.3	Princípios Básicos de Controle Vetorial	27
2.4	Equações para Modelagem do Gerador de Indução.....	28
2.4.1	Implementação Computacional do Gerador de Indução.....	30
3	Representação Computacional do Sistema de Geração Eólica.....	39
3.1	Introdução.....	39
3.2	Modelagem do Conversor Ligado ao Rotor.....	40
3.2.1	Modelagem do Controlador de Tensão.....	42
3.2.2	Sistema de Controle de Tensão.....	46
3.2.3	Modelagem do Controlador de Velocidade.....	47
3.2.4	Sistema de Controle de Velocidade.....	50
3.3	Modelagem do Conversor Ligado à Rede.....	53
3.3.1	Sistema de Controle da Tensão do Link CC.....	56
3.3.2	Sistema de Controle de Potência Reativa.....	59
4	Desempenho do Sistema de Geração Eólica.....	61
4.1	Introdução.....	61
4.2	Inicialização das Variáveis de Estado e Rotinas Computacionais Desenvolvidas.....	61
4.3	Simulações Realizadas.....	64
5	Conclusões e Recomendações.....	101
	Bibliografia	103
	Apêndice A	108
	Dados do Sistema Analisado.....	108

1 INTRODUÇÃO

Sistemas de geração eólica cada vez mais têm sido integrados aos sistemas de transmissão em corrente alternada das empresas de energia elétrica visando reduzir o consumo de energia de origem convencional hidráulica ou térmica ou mesmo visando reduzir a importação de energia elétrica adquirida de outras empresas. Duas características importantes inerentes à geração eólica devem ser consideradas quando esta forma de aproveitamento é inserida na matriz energética associada a um determinado sistema elétrico interligado: a relação entre o total de potência disponível de origem eólica e o total de potência disponível derivada das outras fontes convencionais de energia e a necessidade de utilização imediata da energia eólica em razão da inviabilidade de investimento em grandes capacidades de armazenamento.

Além das características acima referidas, as restrições de origem elétrica impostas pelos sistemas de transmissão em corrente alternada às fontes de geração convencionais e também às fontes de geração eólica, quais sejam, os efeitos de controle de tensão e a possibilidade de instabilidade eletromecânica, devem ser avaliados, especialmente quando geradores de indução são utilizados. A se considerar que estas máquinas, apesar de mais robustas e de manutenção muito mais simples, se caracterizam pela inabilidade no controle de sua tensão terminal sejam elas do tipo gaiola de esquilo ou do tipo rotor bobinado.

Devido à falta de controle sobre a força motriz (vento), o aproveitamento eólico para geração de energia elétrica não resulta em diminuição da capacidade instalada de outras fontes de energia, sendo necessário sempre considerar no planejamento da operação, por razões de confiabilidade, uma reserva girante de usinas hidráulicas ou preparar centrais termelétricas para entrar em operação em caso de perda de geração das centrais eólicas.

Em sistemas elétricos despachados centralmente, como é o caso do Sistema Interligado Brasileiro, as centrais eólicas deverão continuar operando em caso de variações de tensão e outras contingências que não impliquem em instabilidade eletromecânica. As primeiras centrais eólicas de grande porte que entraram em operação no século passado utilizavam primordialmente geradores de indução de rotor de gaiola,

diretamente conectados à rede, sem conversores. Este tipo de gerador opera basicamente em velocidade constante, de forma que, em casos de contingências na rede, seu sistema de proteção promove sua desconexão, o que fatalmente termina por agravar o problema de operação do sistema restante. Atualmente, a imensa maioria das centrais eólicas de grande porte opera com conversores, possibilitando controle de tensão e/ou do fator de potência. Estes conversores, embora não sejam capazes de variar a potência gerada em resposta à uma variação de frequência da rede, são capazes de manter a operação em uma ampla gama de velocidades, permitindo ajuste automático da velocidade do rotor e a exportação contínua de potência ativa para a rede. Isto é feito de forma eficiente, tanto no aspecto da conversão eólica – elétrica quanto no aspecto do desempenho elétrico do próprio gerador e do sistema de potência.

Este trabalho se propõe a analisar o desempenho de uma vertente tecnológica específica de sistema de geração eólica de velocidade variável, através da utilização de geradores de indução duplamente alimentados com conversor back-to-back conectado entre o rotor e o sistema elétrico interligado. Atenção é dada ao controle de tensão e ao suprimento de potência reativa, ao controle do conjugado para aumento da eficiência do processo de conversão eólica – elétrica e à operação mais eficiente da máquina de indução através da aplicação das técnicas de controle orientado de campo magnético .

1.1 HISTÓRICO

Os primeiros registros de utilização da energia eólica remontam ao século XVII AC na Mesopotâmia, para moagem de grãos e bombeamento de água, através de cataventos de eixo vertical. Uma desvantagem verificada durante a operação destes dispositivos era que enquanto a superfície das pás acompanhava o vento durante metade da revolução em torno do eixo vertical, tinham que girar contra o vento durante a meia revolução subsequente.

Aprimoramentos posteriores foram realizados na Pérsia, China e, finalmente na Europa no século XII, resultando na configuração ainda hoje predominante dos cataventos de eixo horizontal. No Ocidente, os primeiros desenvolvimentos foram realizados na Inglaterra em 1191, e na França, espalhando-se, posteriormente, pela Alemanha,

Holanda, Polônia e Rússia.

A partir da utilização inicial em moagem de grãos, outras aplicações como irrigação e drenagem de terras foram implementadas na Holanda, no século XV. Em virtude da intensa utilização destes dispositivos de conversão de energia, acompanhando o desenvolvimento econômico da Holanda neste século, os cataventos se tornaram um símbolo do próprio país.

A partir do século XVII, os aperfeiçoamentos dos cataventos, anteriormente implementados de forma empírica, passaram a sofrer modificações realizadas de forma científica, por pioneiros tais como Leibnitz (1646 – 1716), Bernoulli (1700 – 1782) e Euler (1707 – 1783). Entretanto, um aperfeiçoamento que permanece ainda em uso corrente, foi desenvolvido por Edmund Lee, em 1745, e que consistiu na incorporação de um rotor lateral, cujo plano de rotação se mantinha perpendicular ao plano de rotação das pás principais. A ação deste rotor resultava na incidência do vento perpendicularmente ao plano das pás.

Em razão da característica de falta de constância da força motriz associada aos aproveitamentos eólicos e em razão do desenvolvimento de outras formas de geração de energia advindas da Revolução Industrial na Europa e resultantes da exploração de combustível barato e abundante como o carvão, iniciou-se, então, ao final do século XVIII, um processo de declínio de utilização da energia eólica e das pesquisas para aperfeiçoamento dos cataventos.

A evolução no projeto das primeiras máquinas elétricas que se seguiu ao final do século XIX, resultou, então, no estabelecimento dos primeiros sistemas de transmissão de energia elétrica, em paralelo com o desenvolvimento e fabricação em série dos motores de combustão interna baseados nos ciclos Otto e Diesel. Iniciou-se, então, um ciclo de implantação de projetos de geração com máquinas térmicas e turbinas hidráulicas, estas últimas servindo como máquinas motrizes para os geradores das usinas hidrelétricas que se conectavam aos sistemas receptores urbanos por linhas de transmissão em distâncias cada vez maiores.

Apesar deste contexto mundial de pouco incentivo para a ampla utilização da energia eólica, alguns países, com pequena reserva de petróleo ou mesmo com pequenos potenciais hidráulicos para geração de eletricidade, iniciaram um processo de pesquisa

para incentivo à utilização da energia eólica visando a geração de eletricidade. Isto conduziu à construção do primeiro gerador eólico para produção de energia elétrica na Dinamarca, no ano de 1891, a partir do pioneirismo das pesquisas de Paul La Cour (1846 – 1908). As implementações práticas deste pesquisador até 1908 resultaram em unidades eólicas em corrente contínua entre 10 a 35 KW, diâmetro das pás até 20 metros e eficiência aerodinâmica de 22%.

Alguns anos mais tarde, em 1920, o físico alemão Albert Betz (1885 – 1968) demonstrou que a eficiência teórica máxima de uma instalação eólica sem perdas alcança o nível de 59%.

Nas décadas de 30 e 40 começaram a surgir na Alemanha propostas de centrais eólicas de grande porte, visando à integração com a rede, e não apenas para fornecer energia para redes isoladas. Em 1941, nos EUA, entrou em operação a unidade piloto de Smith-Putnam, com potência de 1,25 MW, torre de 35,6m, duas pás com diâmetro de 53,3m e gerador assíncrono. Esta unidade consistiu na primeira turbina eólica de grande porte a entrar em operação no mundo.

Após o término da Segunda Guerra Mundial, estendendo-se até a década de 60, o desenvolvimento do aproveitamento eólico ficou praticamente restrito aos círculos acadêmicos, pois o petróleo, o carvão e grandes usinas hidrelétricas se tornaram extremamente competitivas do ponto de vista econômico.

A primeira crise do petróleo ocorrida em 1973, entretanto, propiciou uma retomada do interesse em fontes renováveis de energia, dentre as quais, a eólica. Vários países europeus e da América do Norte iniciaram então programas estatais de incentivo à pesquisa de centrais eólicas para operarem integradas ao sistema interligado.

Ao longo das décadas de 60, 70 e 80, várias unidades voltadas à pesquisa, com potências cada vez maiores, da ordem de MW, foram instaladas nos países escandinavos, Alemanha e Estados Unidos, utilizando tanto geradores síncronos quanto assíncronos. Até meados da década de 90, entretanto, ainda não se havia conseguido implementar com sucesso, em escala comercial, os geradores eólicos com potência de MW. Dentre as causas apontadas, destaca-se falhas na concepção e construção, bem como métodos ineficientes para projeto dos componentes.

As primeiras unidades de sucesso comercial foram de média potência, utilizando como linha tecnológica o conceito dinamarquês, que primavam pela robustez e simplicidade. Este conceito utiliza dois geradores assíncronos, de rotor de gaiola, um de pequena potência e outro de maior potência, que se alternavam na conexão à rede conforme a velocidade do vento. Uma vez conectada a rede, a rotação se dá em velocidade constante com limitação de potência através de “stall”, isto é, a geometria da pá é tal que, para velocidades de vento acima de um determinado valor, as perdas aerodinâmicas aumentam implicando em limitação da potência.

A partir do programa para instalação de 100MW em 1989, ampliado para 250MW em 1990 de centrais eólicas na Alemanha, iniciou-se neste país a produção de unidades eólicas de médio porte, de 300kW. No final de 1996, foi lançado no mercado alemão uma turbina eólica de 1,5MW, retomando, desta vez em escala comercial, a classe de geradores de potência de ordem de MW.

No Brasil, os estudos pioneiros foram realizados pelo Centro Técnico Aeroespacial (CTA), em 1976, respondendo à crise do petróleo. Em 1980 foi firmada parceria entre o CTA e o Centro Aeroespacial da Alemanha, visando à construção de um protótipo de 100kW com 25m de diâmetro, em um projeto denominado DEBRA (Deutsche – Brasileiro).

Atualmente, o Ceará tornou-se o maior produtor de energia elétrica através de aproveitamento eólico da América do Sul, com potência instalada de 17,4MW.

Dentre as razões para o sucesso comercial que se verifica nos dias atuais com instalação de geradores eólicos de potência na faixa de MW, destaca-se a utilização intensiva da eletrônica de potência e que possibilita a operação eficiente da máquina de indução em velocidade variável. Outra característica importante dos geradores eólicos modernos consiste na eficiência do processo de conversão de energia eólica – mecânica em razão da realidade da aplicação dos sistemas de controle de conjugado.

1.2 MOTIVAÇÃO

Simultaneamente ao estímulo que se verifica atualmente para inserção da geração eólica na matriz energética nacional, torna-se necessário que sistemas de conversão mais eficientes e de maior probabilidade de utilização prática sejam estudados em detalhe pelas concessionárias e pelas Universidades e centros de pesquisa, para que os resultados da pesquisa sejam incorporadas aos estudos de planejamento e operação dos sistemas elétricos. Considerando que os sistemas com gerador de indução pode operar de forma bastante eficiente em ambiente de ampla variação de velocidade, como as experimentadas pelas turbinas eólicas, quando se permite acesso elétrico à esta máquina simultaneamente através de seus enrolamentos de estator e de rotor, as referências apresentadas a seguir sobre o tema de dissertação estão relacionadas principalmente à discussão dos sistemas de geração eólica com geradores de indução de rotor bobinado duplamente excitados.

A referência [1] aborda alguns aspectos operativos de um sistema elétrico isolado sendo alimentado por um gerador síncrono acionado de forma conjunta por uma turbina eólica e por um motor diesel convencional. O acoplamento entre os eixos da turbina eólica e do gerador diesel é efetuado através de mancal à óleo, a potência transmitida pela turbina eólica sendo função da diferença de velocidade entre os eixos da turbina eólica e do gerador diesel. São analisados a sincronização do gerador eólico junto ao sistema diesel, a operação da turbina eólica com ângulo de pás constante e com ângulo de pás variável e o desligamento da turbina em caso de ventos elevados. A turbina eólica é concebida para, quando em operação normal, reduzir a geração diesel a até 40% de seu valor nominal.

A referência [2] trata da análise das frequências indesejáveis, resultantes da ação de conversor CC/CA, obtidas nas grandezas elétricas do lado da rede em um esquema de geração eólica de velocidade variável, com acesso aos terminais do rotor. O esquema analisado neste artigo consiste em um retificador não controlado acoplado ao enrolamento de rotor de um gerador de indução duplamente alimentado, recuperando potência e injetando na rede através de um inversor operando em comutação natural. Não há menção a qualquer esquema de controle de torque ou potência reativa. O referido sistema também não utiliza qualquer forma de esquema de controle de campo orientado.

Shibata e Taka [3] apresentam, inicialmente, três diferentes esquemas para conversão de energia eólica a partir da utilização de um gerador de indução bobinado duplamente excitado, não para conexão a uma rede trifásica existente, mas sim para alimentação de carga trifásica isolada. No primeiro esquema, a frequência da tensão aplicada ao estator da máquina é obtida da saída de um conversor de frequências ligada ao rotor, com a frequência ajustada de forma a se adaptar à rotação definida pela turbina eólica. A dificuldade para operação deste sistema de conversão eletromecânica reside na necessidade de potência reativa para suprir ambas a carga trifásica e o conversor controlado ligado a esta carga. Como solução para esta restrição, os autores apresentam uma primeira modificação no esquema inicial de forma que o conversor de frequências é substituído por um retificador não controlado e por um grupo motor CC – gerador síncrono. O controle da corrente de campo deste gerador permite a disponibilização de potência reativa para suprir ambos, a carga e o enrolamento de estator da máquina de indução. No terceiro esquema, o grupo motor – gerador referido é substituído, em relação ao segundo esquema, por um inversor controlado alimentando um compensador síncrono. Este compensador agora supre a potência reativa exigida pela carga e pelo estator da máquina de indução de rotor bobinado.

Finalmente, os autores propõem um esquema especial e que consistem em modificações efetuadas sobre o terceiro esquema, de forma que a máquina de indução apresenta dois enrolamentos de estator e dois enrolamentos de rotor, estes últimos interligados entre si, mas com inversão de fases. Um dos enrolamentos de estator aparece ligado à carga trifásica a ser alimentada e ao compensador síncrono referido acima, enquanto o outro estator é ligado a retificador não controlado do conversor de frequências.

A referência [4] trata da modelagem matemática para simulações dinâmicas de turbinas eólicas de velocidade variável. O esquema analisado é o do gerador de indução de rotor de gaiola ligado indiretamente à rede através de um conversor back-to-back. O artigo aborda com mais ênfase a operação em altas velocidades de vento, através do controle do torque de referência e do controle do ângulo de passo das pás da turbina. Os modelos apresentados não são detalhados. Ações de controle de conjugado e de velocidade do rotor são mencionadas.

A referência [5] analisa um sistema de geração com turbina eólica utilizando a máquina de indução de rotor bobinado de forma a se obter a máxima potência gerada para cada velocidade do vento e empregando o princípio de recuperação de energia rotórica. É sugerido um procedimento matemático de regime permanente para obtenção do ponto de operação que maximize a potência gerada. As equações para representação do gerador de indução duplamente alimentado e dos conversores de 6 pulsos ligados ao circuito de rotor são derivadas. O trabalho apresenta ainda uma parte experimental, com um motor CC representando a turbina eólica e os resultados obtidos são confrontados com os calculados obtidos a partir da modelagem implementada. O conversor de frequências localizado no circuito de rotor apresenta suas pontes conversoras trabalhando ambas no modo de controle de corrente. O sistema mecânico admite caixa de engrenagens.

A referência [6] apresenta análise dos efeitos de modelagem matemática do esquema de geração eólica em simulações de estabilidade eletromecânica. O artigo defende que os modelos de análise dinâmica para representação de diversas fontes de geração eólica em sistema de potência fracos devem considerar separadamente a inércia da turbina e a inércia do gerador, em um modelo multi-massa, e, também, os efeitos das componentes unidirecionais das correntes do estator. Como a inércia do gerador é bem menor que a da turbina eólica, a oscilação torsional associada produz efeito evidente sobre as tensões geradas.

A referência [7] mostra que o gerador de indução de quatro pólos e de rotor bobinado duplamente excitado pode operar efetivamente em faixa contínua e ampla de velocidade de 500 a 2000 rpm, de forma que se adapta bem para aplicações de geração eólica e apresenta vantagem, especialmente quando a conversão mecânica de velocidade se apresenta com custo muito elevado. É enfatizado que a análise de desempenho desta máquina pode ser realizada de forma satisfatória e relativamente precisa pela utilização do circuito equivalente tradicional na frequência fundamental.

A referência [8] analisa um esquema de recuperação de energia do rotor de um gerador de indução duplamente alimentado (variante do esquema Scherbius) através de um retificador, um *chopper*, uma bateria e um inversor conectados entre o rotor do gerador e a rede. O esquema proposto não permite o controle de velocidade para conjugado ótimo, mas a máquina pode definir a frequência da tensão de estator para escore-

gamento negativo visando operar como gerador. A potência reativa da carga é controlada diretamente pelo inversor através do controle e da amplitude da tensão CA gerada. A tecnologia de sua operação se baseia na modulação de largura de pulso PWM.

A referência [9], que se constitui em dos trabalhos de base para a presente dissertação de mestrado, trata da aplicação de geradores de indução duplamente excitados em sistemas de geração eólica, com utilização de conversores modulados por largura de pulso ligados em back-to-back entre o enrolamento de rotor e a rede trifásica. Este conversor pode operar nos quatro quadrantes, com garantia de bidirecionalidade da potência ativa e de ampla faixa de variação de velocidade. A partir das ações independentes de controle de tensão e de conjugado pode-se garantir grande eficiência global obtida pela técnica de controle de campo orientado.

Na referência [10], os mesmos autores da referência anterior, Pena, Clare e Asher, apresentam, considerando o mesmo sistema de geração de energia, análise adaptada para investigação dos efeitos da operação isolada. São detalhados os princípios de operação dos controladores tanto do conversor ligado à rede quanto do conversor ligado ao rotor, de forma que, enfatizando o controle vetorial, as atribuições do sistema de geração e a especificação de seus parâmetros são enfatizadas. Por fim, são apresentadas simulações e é feita uma validação experimental do esquema proposto. Na parte experimental é utilizado um motor DC para emular a ação do vento sobre o rotor do gerador. São apresentados ainda o modelo matemático do gerador, enfatizando-se algumas especificidades pelo fato de se alimentar uma carga isolada, e o diagrama esquemático do controle vetorial utilizado nos dois conversores. Para que o gerador opere no ponto de máximo aproveitamento da energia mecânica do vento, é proposto o uso de uma carga auxiliar, que aumenta ou diminui a carga total alimentada pelo gerador e de forma que a velocidade do rotor possa excursionar para o ponto ótimo. A curva de potência mecânica ótima proposta é dada por $P_{oti} = K_{oti} \cdot \omega_r^3$, o que implica em curva de torque ótimo definida por $T_{oti} = K_{oti} \cdot \omega_r^2$. É mencionado, sem maiores detalhes, o uso de um algoritmo de rastreamento de ponto ótimo de velocidade / potência ativa.

A referência [11] apresenta um esquema de geração eólica em que o controle do gerador de indução duplamente alimentado é feito através de um conversor CA-CA

ligado ao rotor, ao invés de um conversor composto por retificador e inversor de tensão, do tipo CA-CC-CA. As vantagens advogadas pelos autores para o esquema são que o conversor de potência CA-CA não necessita de elementos de armazenagem de energia, necessário no caso da operação com retificação e inversão da tensão. O controle é naturalmente mais simples e é implementado através da regulação da corrente do rotor, com grande eficiência. Para isto, é empregado um esquema de campo orientado pelo fluxo do estator caracterizado por um conversor matricial com modulação vetorial. São apresentados os princípios básicos do controle de potência ativa e de potência reativa e resultados de simulações. Não são apresentados detalhes do controle do conversor CA-CA.

A referência [12] apresenta uma modelagem linear de um sistema híbrido diesel-eólico para alimentar cargas isoladas. Os controladores utilizados são do tipo proporcional – integral e são apresentadas técnicas para ajuste dos parâmetros. Os modelos dos geradores e turbinas são de inércia concentrada, e bastante simplificados. O enfoque do artigo é no ajuste dos parâmetros e na modelagem do controlador do ângulo de passo das pás do gerador eólico. A otimização dos parâmetros é obtida a partir de resultados de simulação no tempo e utilização de técnica baseada em minimização da integral de uma função de erro quadrático.

A referência [13] objetiva comparar esquemas de geração eólica de velocidade fixa e variável, de forma que entre as configurações examinadas, a mais efetiva é a que utiliza o princípio de controle vetorial com conversores fonte de tensão. Resultados muito bons são também obtidos no esquema de controle escalar e no esquema empregando conversores fonte de corrente, isto se aplicado em conjunto com controle de escorregamento. É enfatizado que o esquema com conversores fonte de tensão apresenta também vantagens operativas evidentes sobre as demais configurações analisadas, entre elas a menor taxa de distorção harmônica e a possibilidade de fator de potência ajustável. A viabilidade de aplicação do esquema com conversores fontes de tensão aumenta conforme se verifica uma redução progressiva no custo dos conversores de potência e a tecnologia se mostra mais madura e confiável.

A referência [14] defende a conversão em energia elétrica cada vez maior a partir de fontes renováveis. É mencionado que dentre estas fontes, uma das mais importantes é a energia eólica, que a conversão da energia dos ventos é feita normal-

mente com emprego das turbinas eólicas e que se observa a tendência de se montar mais e mais turbinas eólicas em todos os continentes.

Desta forma, como resultado desta utilização cada vez maior de turbinas eólicas nos sistemas de potência, o artigo defende a necessidade de utilização de modelos adequados para se avaliar o impacto destas turbinas e geradores elétricos associados sobre o desempenho estático e dinâmico dos sistemas de potência. Um modelo dinâmico de um sistema de geração eólica é apresentado utilizando geradores de indução com conversor fonte de tensão alimentando o circuito de rotor. Um controlador de tensão terminal da máquina e um outro controlador de ângulo das pás da turbina são também representados por seus diagramas de blocos. A resposta do sistema de geração referido é simulada para duas diferentes seqüências medidas de aplicação de potência eólica.

A referência [15] defende também que a energia eólica é fonte de geração cada vez mais importante para alguns países, mas alerta que, considerando a natureza aleatória da potência eólica disponível, a operação dos sistemas de potência sob carga reduzida e condições de índice elevado de participação em geração eólica se reveste de muita dificuldade, com necessidade de realização de estudos de simulação para assegurar nível adequado de segurança dinâmica operativa.

Dentre os dispositivos que parecem permitir facilidade de controle nestes casos, em razão da possibilidade que as novas tecnologias oferecem para utilização das técnicas de velocidade variável, estão os geradores de indução de rotor bobinado com dupla alimentação. O artigo apresenta uma revisão das necessidades de modelagem destes sistemas de geração em paralelo com informações sobre a influência de parâmetros da rede elétrica e da turbina eólica sobre a estabilidade transitória. A comparação realizada entre o sistema eólico empregando geradores de velocidade fixa e o sistema de geração com geradores de velocidade variável e dupla alimentação permite mostrar o superior desempenho deste último no que diz respeito ao aumento dos limites de estabilidade.

A referência [16] ressalta que a eficiência de uma turbina pode ser caracterizada pelo coeficiente de potência e que depende, fundamentalmente, do ângulo das pás e da relação de velocidade na ponta da pá. É enfatizado que, se esta relação é mantida constante, para cada valor de velocidade do vento, a eficiência do processo de

conversão de energia realizado pela turbina eólica pode ser maximizada. Os autores defendem que um sistema de operação em velocidade variável para conseguir este objetivo pode utilizar um gerador de indução de rotor bobinado operando com dupla alimentação.

Os autores do trabalho focalizam principalmente a questão da dinâmica do conjugado transmitido ao gerador através do acoplamento do eixo turbina – gerador, para diferentes velocidades de operação. As simulações apresentadas indicam que quando um controlador proporcional – integrador é utilizado na malha de controle de velocidade, ganho elevado e constante de tempo reduzida resultam em rapidez de controle mas podem produzir oscilações do conjugado transmitido. Para reduzir a amplitude de tais oscilações ou mesmo evitá-las, pode-se recorrer ao aumento da constante de tempo do controlador. Uma maneira eficiente para se evitar oscilações desnecessárias é reduzir o ganho do controlador na frequência de ressonância do eixo do conjunto turbina-gerador.

A partir de alguns princípios básicos, são apresentados os circuitos equivalentes de eixos direto e quadratura de um gerador de indução e as equações associadas para modelagem da máquina operando sob controle vetorial. Por fim são apresentadas simulações e análise do efeito da variação dos ajustes dos controladores PI sobre as grandezas eletromecânicas. As simulações foram realizadas com o apoio do programa EMTDC/PSCAD.

A referência [17] discute a modelagem de turbinas eólicas em simulações da dinâmica dos sistemas de potência. Os três conceitos de geração eólicas mais importantes da atualidade (rotor de gaiola, gerador síncrono com conversor de potência e gerador de indução duplamente alimentado) são descritos e, em adição, apresentados as classes de modelos das turbinas eólicas e o modelo que melhor se adequa aos programas de simulação dinâmica. Por fim, os autores afirmam que é possível representar vários tipos de geradores eólicos de velocidade variável com apenas um modelo de simulação dinâmica de sistema de potência.

O artigo discute as características de cada esquema de geração eólica, apresentando as particularidades de cada um. Em seguida, são discutidos os três modelos referidos para o conjunto turbina-gerador eólico: o modelo baseado na curva de potência da turbina eólica, o modelo que leva em consideração os aspectos subtransitório-

rios e, por fim, o modelo para representação dos efeitos transitórios ou dinâmicos. De forma qualitativa, o artigo discute o que pode ser obtido de cada modelo em termos de resultados de simulações, as dificuldades computacionais, o número de parâmetros necessários para representação e as simplificações matemáticas aplicadas.

A referência [18] se constitui, de uma certa maneira, em uma continuação da referência [17], porém agora com enfoque na inicialização das grandezas do modelo de representação dinâmica, a partir das condições de regime permanente. O artigo aborda o problema de desempenho dinâmico dos sistemas de geração eólica para simulações com geradores síncronos, geradores assíncronos de rotor gaiola e geradores assíncronos duplamente alimentados, apresentando um algoritmo computacional para calcular os valores iniciais para cada esquema. É dada ênfase às simulações não se utilizando modelos subtransitórios mas sim modelos transitórios. São apresentadas as equações de regime necessárias para o cálculo dos valores de inicialização das variáveis de estado.

Na referência [19], dentro do contexto de estudos de qualidade de energia, são discutidas as necessidades de modelagem das turbinas eólicas em paralelo com medições realizadas em uma turbina de 180 MW de velocidade fixa. Para o objetivo de previsão do conjugado transmitido pelo eixo ao gerador associado na faixa de frequências até 2 Hz, verificou-se que a metodologia do filtro aerodinâmico pode ser utilizada para simplificação na determinação, no domínio da frequência, do conjugado motriz determinado pelo vento. Verificou-se ainda que, conforme a velocidade de rotação é reduzida com o aumento da capacidade de potência nominal, a faixa de frequências acima referida é reduzida.

Neste contexto de representação dinâmica do sistema de geração eólica, uma representação de segunda ordem para o eixo é a mínima admissível e utiliza, como dados de entrada, sua constante de elasticidade e as constantes de inércia da turbina e do gerador elétrico. Formas de representação de ordem mais elevada são viáveis, mas dependem de dados de obtenção difícil e que não são normalmente disponíveis.

Do lado da representação do gerador elétrico de indução, os autores mencionam a necessidade de modelos de quinta ordem quando o objetivo é implementar simulações mais precisas dos surtos de corrente que se seguem a ocorrência de perturbações na rede. Em geral, entretanto, modelos de terceira ordem são suficientes para a maioria das

simulações realizadas nos estudos de sistema de potência. Em resumo, este grau de modelagem dos geradores de indução, junto com o modelo massa-mola de segunda ordem para o eixo e a determinação dos sinais filtrados de conjugado transmitido pelo vento, são em geral suficientes para os estudos de simulação de desempenho do sistema de geração eólica como visto pelo sistema elétrico de potência.

A referência **Erro! A origem da referência não foi encontrada.**, devido à crescente participação de usinas eólicas no parque gerador mundial, indica a necessidade de estudos dinâmicos para identificar a interação entre o sistema de potência e os sistemas eólicos de geração. São então apresentados o modelo de turbinas eólicas com gerador de indução duplamente alimentado e os controles e circuitos de proteção associados. O modelo dinâmico específico para representação do gerador de indução incorpora os efeitos de gaiola simples ou de gaiola dupla e é adequado para utilização em programas de transitórios eletromecânicos de sistemas de potência. O artigo defende ainda que, para uma maior representatividade das simulações dinâmicas, principalmente em faltas, é necessário usar o modelo de gaiola dupla. É feita uma análise do comportamento do gerador eólico e das grandezas elétricas do sistema sob várias contingências utilizando o modelo proposto. A influência do sistema de controle na estabilidade da usina eólica foi investigada no trabalho considerando diferentes ganhos da malha de controle e aplicando controle de tensão tanto no conversor conectado ao rotor quanto no conversor conectado ao sistema elétrico. São apresentados os diagramas de bloco dos sistemas de controle de velocidade e de tensão, a configuração da rede elétrica utilizada e os resultados das simulações. As inércias do rotor do gerador, da caixa de engrenagens e da turbina eólica são consideradas concentradas em uma inércia equivalente. O artigo faz a ressalva que, para determinados estudos em que os efeitos torsionais modificam sobremaneira o conjugado transmitido ao eixo do gerador, um modelo multi-massa se faz necessário, com a inclusão dos coeficientes de amortecimento e de elasticidade e das constantes de inércia específicas do gerador e da turbina. É analisado o efeito da variação dos ganhos dos controladores PI sobre o comportamento do gerador no seguimento à ocorrência de curto-circuitos na rede elétrica, sob a restrição que a tensão do link CC nos conversores back-to-back permanece constante. É importante observar a possibilidade de representação da variação desta tensão em função da energia armazenada no capacitor situado entre os conversores e em função das correntes destes conversores do lado de corrente contínua,

o que não é considerado neste artigo.

Na referência [21], os autores indicam que geradores trabalhando em regime de velocidade ajustável são necessários quando a potência do aproveitamento eólico ultrapassa 1 MW e mostram que, neste contexto, os sistemas eólicos utilizando geradores de indução duplamente excitados oferecem diversas vantagens, com potencial de construção econômica em níveis de potência acima de 1,5 MW. O artigo apresenta um modelo dinâmico do gerador de indução de dupla alimentação trabalhando com um esquema de controle vetorial que conduz a um desacoplamento dinâmico dos despachos de potência ativa e de potência reativa. Resultados de medições implementadas em algumas unidades eólicas de 1,5 MW em operação confirmaram as avaliações computacionais realizadas a partir dos modelos teóricos estabelecidos.

A referência [22] enfatiza a vantagem da utilização dos esquemas de geração eólica com geradores de indução de dupla alimentação para operação acoplada à turbina eólica trabalhando em regime de velocidade ajustável na faixa de $\pm 30\%$ em torno da rotação síncrona. Os autores mencionam que, para operação no regime de controle com campo orientado, a necessidade de alocação de potência nos conversores ligados ao rotor é da ordem de 30 % da potência nominal estatórica do gerador. Indicam ainda a possibilidade de operação com fator de potência controlado, tanto na faixa capacitiva quanto indutiva e que apenas para níveis de potência abaixo de 800 kW, a utilização de geradores de indução gaiola se mostra tecnicamente e economicamente viável.

A referência [23] aborda a possibilidade de operação do inversor ligado à rede, para um sistema eólico com gerador de indução duplamente alimentado, como um STATCOM para compensar desbalanços de tensão. É desenvolvido um método para detecção de desbalanços de tensão e são feitas simulações com um programa implementado no ambiente PSCAD/EMTDC.

Os autores enfatizam que as correntes que circulam pelo estator do gerador podem ser relativamente elevadas mesmo para pequenos graus de desbalanço de tensão e geram aquecimento desigual nos enrolamentos e conjugados pulsantes no eixo do gerador. Uma inspeção realizada nas usinas eólicas de Buffalo Ridge, em Minnesota, Estados Unidos, mostrou a existência de problemas operativos e a necessidade de desligamento das turbinas eólicas nestes casos de desbalanço.

O presente artigo apresenta um esquema que pode ser usado conjugado ao esquema de geração eólica com geradores de indução com dupla alimentação para correção do desbalanço da tensão imposta pela rede trifásica, evitando assim a necessidade de desligamento do sistema de geração eólica. No esquema proposto, um STATCOM realiza a função do conversor ligado à rede no esquema convencional e, simultaneamente, a ação de correção do desbalanço de tensão .

A referência [24] aborda o problema da representação em programas de simulação dinâmica de parques eólicos e de como é possível desenvolver um modelo matemático que represente, de forma o mais fidedigna possível, o comportamento dinâmico equivalente do conjunto de unidades geradoras. São descritos os três tipos mais importantes de esquemas de geração eólica (velocidade fixa e variável) e abordada a forma de interação entre os tipos de geradores eólicos e a rede, enfatizando as características específicas de cada esquema. É apresentada uma modelagem de vento de forma qualitativa e, por fim, o chamado modelo agregado do parque eólico com muitos geradores. Para o esquema de velocidade variável, são mostrados um diagrama de blocos do controlador de velocidade e os parâmetros necessários ao modelo, bem como sua estrutura, considerando a modelagem do vento e o layout do parque com a disposição espacial dos geradores eólicos e de seus modelos individuais.

Os autores da referência [25] discutem o problema da operação dos sistemas de potência e de como as usinas eólicas, em razão do aumento de sua participação na matriz energética, devem assumir atribuições destinadas inicialmente à geração convencional através de usinas térmicas e hidrelétricas. Estas atribuições são a geração de potência, o controle de frequência, o controle de tensão e a capacidade de fornecer a corrente de curto, para auxiliar na detecção de faltas no sistema. São apresentados os conceitos mais modernos aplicados aos sistemas de geração eólica utilizados no mundo e, para cada um deles, expostas as deficiências e vantagens em sua participação efetiva na operação dos sistemas de potência. O artigo se constitui em discussão qualitativa do problema de geração eólica, não sendo apresentados, portanto, resultados de simulações ou modelos matemáticos.

A referência [26] discute as diretrizes que devem nortear o desenvolvimento de modelos matemáticos para esquemas de geração eólica com velocidade variável a serem incluídos em programas de simulação dinâmica. As principais são a redução no tempo

de computação, a definição do modelo dos conversores de modo a incluir apenas o efeito da componente fundamental das grandezas elétricas, a definição do modelo de representação do sistema mecânico apenas incorporando os efeitos essenciais e a inclusão da representação de qualquer outro sub-sistema de relevância na faixa de frequência de interesse. São descritos os modelos dos componentes do sistema de geração eólica, exceto o modelo de representação do gerador. O trabalho apresenta expressões analíticas para modelagem da potência extraída da turbina, incluindo os efeitos da velocidade do vento em condições de turbulência e expressão para o coeficiente de potência em função da velocidade específica e do ângulo de passo das pás. Também são apresentados a curva característica de controle de velocidade do rotor, o modelo do controlador do ângulo das pás (controle proporcional) e o modelo do controlador de tensão e descritas características do sistema de proteção do gerador eólico. Os autores reportam ainda as principais características físicas de algumas turbinas e também descrevem as simulações computacionais realizadas, comparando-as com medições de campo. As simulações foram implementadas com o programa PSS\E, considerando séries reais de vento.

A referência [27] apresenta informações relativas à modelagem dinâmica do gerador de indução duplamente alimentado e das malhas de controle de conjugado (potência elétrica ativa) e tensão (potência elétrica reativa). Os autores informam que na Europa os operadores estão estabelecendo novos critérios operativos para as usinas eólicas, entre os quais que estas devem continuar a exportar potência elétrica dentro de determinados limites, que devem operar mantendo o fator de potência dentro de uma determinada faixa e que devem continuar conectadas ao sistema em caso de contingências na rede que levem a um determinado patamar de subtensão. Eles indicam que, principalmente na Inglaterra, a maioria dos geradores eólicos da época eram de rotor de gaiola e que estes são desconectados em caso de contingências na rede. Porém, em razão da tendência mundial de aumento do percentual de geração eólica na matriz energética, o artigo recomenda a participação deste tipo de usina no controle de frequência da rede e no controle de tensão. Estes dois objetivos são alcançados com o emprego dos geradores de indução com dupla alimentação, com seus conversores operando no modo de tensão constante. Além disto, a operação otimizada dos conversores permite minimização dos esforços mecânicos no eixo do gerador e a operação eficiente em uma faixa variável de velocidade. O objetivo principal do artigo é apresentar uma solução de controle para simulação dinâmica dos sistemas de geração eólica com gera-

dores de indução com dupla alimentação e de forma a emular um efeito inercial, equiparando o gerador de indução ao gerador síncrono. O artigo aborda alguns aspectos simples do controle de velocidade da turbina para conversão eficiente da potência eólica.

A referência [28] apresenta, de forma relativamente detalhada, algumas questões básicas para o entendimento do processo de geração eólica e conversão em energia elétrica utilizando geradores de indução duplamente alimentados e apresenta alguns aspectos aerodinâmicos importantes, explicando o processo de “stall”, embandeiramento das pás e ângulo de ataque do vento na hélice. O trabalho descreve alguns aspectos da operação de geradores de indução de dupla alimentação, como a operação em velocidades subsíncronas e super síncronas, a filosofia de operação e controle dos conversores e os princípios de controle vetorial e suas características. Algumas diferenças entre a operação com o gerador ligado ao sistema interligado e operando isolado são ressaltadas.

A referência [29] descreve uma estratégia de controle utilizada em um sistema de geração eólica com conversores PWM operando no modo fonte de tensão no circuito de rotor do gerador de indução com dupla alimentação. As vantagens do esquema de geração são ressaltadas e o desacoplamento entre os controles de potência ativa e reativa é atribuído ao esquema de controle de corrente característico do processo de controle de campo orientado. A adoção do controle de potência reativa pode resultar na minimização das perdas cobre no gerador de indução.

1.3 OBJETIVO

O objetivo deste trabalho é analisar o comportamento dinâmico de um sistema de geração eólica, considerando a conversão em energia elétrica realizada por um gerador de indução duplamente alimentado e o efeito dos controladores associados.

A modelagem dos componentes básicos do sistema composto pela turbina, pelo gerador de indução e pelos controladores referidos é implementada no programa MATLAB e os resultados das simulações realizadas permitem ilustrar o desempenho dinâmico do sistema global.

O procedimento de modelagem e a especificação dos controladores foram definidos levando em consideração a necessidade de desempenho otimizado do

processo de conversão eletromecânica de energia.

O esquema de controle do gerador de indução, com acesso externo a ambos os enrolamentos de estator e de rotor, foi estabelecido de forma a prover regulação da tensão terminal e do conjugado eletromagnético, com a preocupação simultânea de maximização da eficiência do processo de conversão de energia eólica - elétrica.

1.4 ESTRUTURA DO TEXTO

Para cobrir todos os tópicos apresentados, o relatório do trabalho de dissertação foi dividido em cinco capítulos e um apêndice.

O capítulo 1 apresenta um breve histórico do desenvolvimento da tecnologia de aproveitamento da energia eólica. É feita uma análise da bibliografia referente aos sistemas de geração eólica de velocidade variável, com ênfase na utilização de geradores de indução duplamente alimentados.

No capítulo 2 faz-se uma descrição dos conceitos básicos referentes à representação da turbina eólica e da implementação computacional da modelagem dos geradores de indução com acesso aos terminais do rotor.

No capítulo 3 é apresentada a modelagem matemática do conversor back-to-back PWM que interliga o rotor do gerador de indução duplamente alimentado à rede, detalhando-se as características dos controladores de tensão, velocidade e potência reativa aplicados aos conversores ligados ao rotor e estator.

No capítulo 4 são apresentados os resultados das simulações realizadas e da análise de desempenho dinâmico do sistema de geração eólica.

O capítulo 5 contém as conclusões do trabalho. Também são apresentadas sugestões para futuros desenvolvimentos.

Finalmente, as referências bibliográficas utilizadas são apresentadas.

O apêndice A apresenta os dados utilizados no sistema analisado.

2 MODELAGEM DOS ELEMENTOS BÁSICOS DO SISTEMA DE GERAÇÃO EÓLICA

2.1 INTRODUÇÃO

Neste capítulo são apresentados os conceitos básicos sobre sistemas de geração eólica utilizando geradores de indução duplamente alimentados, a modelagem de rotor de gaiola simples associada ao gerador referido, a representação adotada para a turbina eólica e as respectivas implementações computacionais desenvolvidas para o programa MATLAB. Os conceitos básicos de controle vetorial aplicados à máquinas de indução são apresentados no capítulo 3.

Segundo Kling e Sloopweg [25], os três tipos mais importantes de esquemas de geração eólica são:

Turbina eólica de velocidade constante – consiste em uma turbina eólica acoplada à um gerador de indução de rotor de gaiola, através de uma caixa de engrenagens, que faz com que o rotor do gerador gire à uma velocidade maior. Este equipamento é necessário, pois a velocidade com que a turbina gira acionada pelo fluxo de vento não é suficiente para fazer o gerador de indução atingir a velocidade supersíncrona, requisito para a efetivação do processo de geração da potência ativa a ser transferida para alimentação das cargas. O esquema é dito de velocidade fixa, pois o estator do gerador de indução fica ligado diretamente à rede, o que faz com que sua velocidade oscile muito pouco em torno de um ponto de operação.

Turbina eólica de velocidade variável acoplada a um gerador síncrono – consiste em uma turbina eólica acoplada à um gerador síncrono ligado à rede através de um conversor de potência CA/CC/CA. Este conversor pode ser um conversor de tensão back-to-back ou consistir em um conjunto contendo um retificador a diodo ligado ao estator do gerador síncrono e um inversor ligado à rede elétrica. Este esquema permite a excursão da velocidade do gerador vinculada ao caráter aleatório do vento, pois o conversor que opera no modo retificador pode retificar a tensão alternada gerada pela máquina em qualquer velocidade. O gerador síncrono pode até compensar o efeito de variação de velocidade através de variações da corrente de campo para efetivo controle do nível da tensão CC retificada. O conversor ligado à fonte trifásica realiza a inversão

na frequência da rede. Os conversores referidos existentes neste esquema de geração eólica elevam o custo inicial em relação ao esquema de velocidade constante que utiliza engrenagens. Este custo inicial maior pode ser plenamente compensado pela eficiência muito maior do processo de conversão de velocidade variável.

Turbina eólica de velocidade variável acoplada à um gerador de indução - consiste em uma turbina eólica acoplada à um gerador assíncrono duplamente alimentado. Este esquema é objeto de estudo deste trabalho e será apresentado em mais detalhes. A Figura 2.1 a seguir ilustra o esquema.

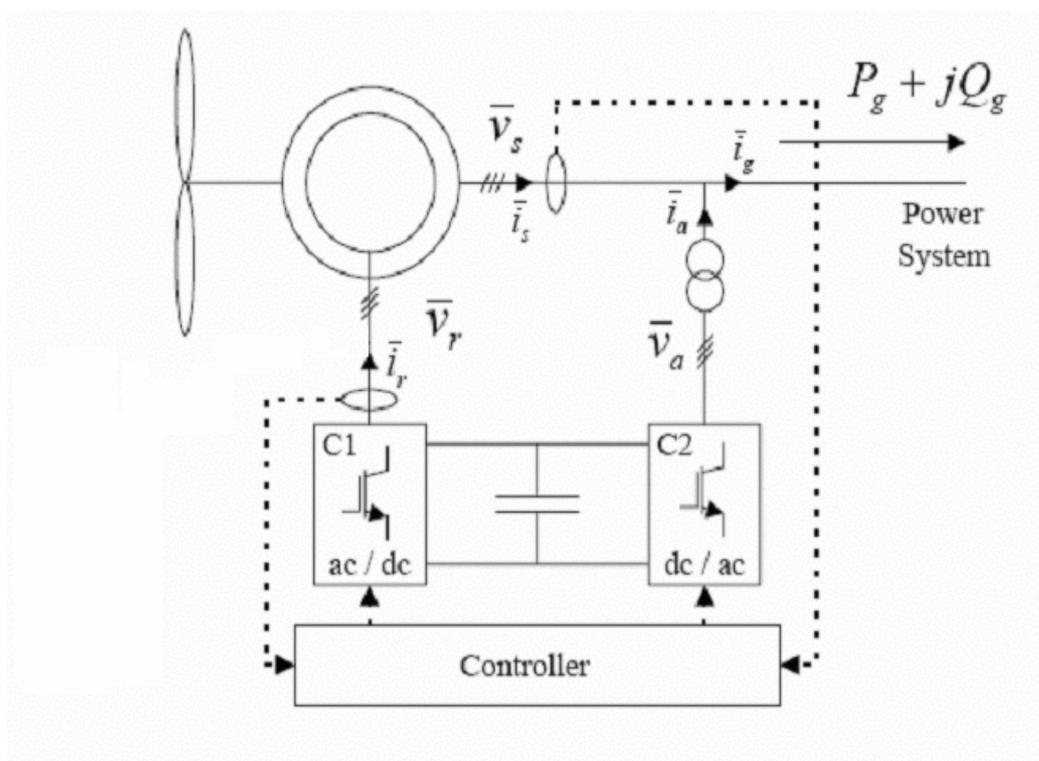


Figura 2.1 - Configuração de Turbina Eólica com Gerador de Indução
Duplamente Alimentado

O gerador de indução duplamente alimentado consiste em uma máquina de indução com um enrolamento trifásico no rotor. A turbina eólica é acoplada ao eixo do gerador através de uma caixa de engrenagens, pois aqui também precisa haver uma compatibilização entre a faixa de velocidades do eixo da turbina determinada pelas

diferentes potências do vento e a velocidade do gerador.

Neste esquema, o estator é conectado diretamente à rede e o rotor é ligado a um conversor de tensão back-to-back que, por sua vez, também está conectado à rede elétrica. Este esquema apresenta algumas características que o diferenciam bastante do esquema de velocidade constante [14], pois é permitido tanto o controle de tensão quanto o de velocidade.

As implementações práticas dos conversores back-to-back referidos neste trabalho apresentam normalmente a tecnologia PWM-VSI, com cada conversor constituído por uma ponte de seis pulsos, alta frequência de chaveamento e um capacitor no link CC. Este esquema permite que o fluxo de potência seja tanto no sentido rotor => rede (operação em velocidade supersíncrona) quanto no sentido rede => rotor (operação em velocidade sub-síncrona). Cada conversor do esquema back-to-back possui objetivos distintos. O conversor ligado ao rotor tem como funções o controle do conjugado elétrico, variável em princípio devido à aleatoriedade intrínseca da força motriz atuante que é o vento, e o controle da potência reativa gerada pela rede ou absorvida da rede através do estator, o que implica, portanto, no controle indireto das quedas ou elevações na tensão terminal da máquina. O conversor ligado à rede tem por funções controlar o fluxo de potência ativa entre o rotor do gerador e a rede, manter a tensão do link CC constante e controlar a potência reativa gerada no rotor, embora neste trabalho seja adotada a filosofia de que toda a troca de potência reativa entre o gerador e o sistema elétrico seja feita através do estator.

Os sistemas de geração eólica de velocidade variável utilizando geradores de indução duplamente alimentados apresentam, de uma forma geral, os seguintes controladores [14]:

- Controlador de velocidade;
- Controlador de tensão;
- Controlador de passo das pás da turbina.

O controlador de velocidade consegue, através do ajuste das tensões e das correntes do rotor, ajustar a velocidade do rotor dentro de uma certa faixa, de forma que

a conversão eletromecânica da potência do vento seja próxima da ótima. Este controle é feito através da fixação instantânea do conjugado elétrico de referência para a velocidade corrente, segundo uma característica pré-estabelecida de conjugado elétrico versus velocidade do rotor. A velocidade do rotor é medida, e de acordo com a característica, o ajuste de conjugado do gerador é alterado.

O controlador de tensão ajusta as grandezas elétricas do rotor do gerador de modo a ajustar a potência reativa gerada, podendo controlar tanto a tensão quanto o fator de potência. Para a operação dos sistemas de potência é reconhecido que o controle de tensão pode ser mais útil quando necessária ajuda para aumento dos limites de estabilidade da rede.

O controlador de passo das pás é um recurso que geralmente as turbinas eólicas de velocidade variável possuem. Consiste [26] em um equipamento que tem como função limitar a potência mecânica da turbina durante a variação da velocidade do vento atuando sobre o ângulo de passo das pás. Este controlador também bloqueia a operação da turbina eólica quando a velocidade do vento se encontrar fora da faixa especificada para operação. Neste trabalho será considerado que o ângulo de passo das pás é o ângulo ótimo para máxima extração da potência do vento.

Como será visto em itens subseqüentes, o controle da velocidade e da tensão é feito de forma independente, através da ação sobre o conversor ligado ao rotor e agindo de forma a minimizar os erros de determinadas grandezas elétricas vinculadas ao enrolamento de rotor.

No presente trabalho, além dos controles citados acima, os seguintes controles foram implementados:

- Controlador da tensão do link CC.
- Controlador do fluxo de reativo gerado/consumido pelo conversor ligado ao rotor.

2.2 REPRESENTAÇÃO DA TURBINA EÓLICA

O rotor da turbina eólica, que promove a conversão da energia cinética do vento em energia mecânica, é um sistema aerodinâmico extremamente complexo [26]. Para uma representação precisa das interações mecânicas entre o vento e as pás da turbina eólica em simulações computacionais, seriam necessárias algumas informações muito detalhadas, tais como:

- representação do vento não mais como um sinal único de velocidade, mas como um vetor de velocidades;

- a geometria das pás da turbina. Para um projeto mais eficiente do sistema de controle e que melhor incorpore as características do vento, pode-se recorrer a um levantamento de campo da velocidade do vento durante um período de, por exemplo, 1 ano (pás estreitas para velocidades médias altas e pás longas para velocidades médias baixas);

- o tempo de processamento torna-se muito elevado.

Quando o foco das simulações está concentrado no comportamento das grandezas elétricas dos geradores eólicos, é usual representar-se a turbina eólica através da seguinte equação:

$$P_{mec} = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot A \cdot C_p(\lambda, \theta) \cdot v^3 \quad (2.1)$$

onde,

P_{mec} – potência mecânica extraída do vento (W);

ρ – densidade do ar (kg/m^3)

$C_p(\lambda, \theta)$ – coeficiente de potência ou coeficiente de desempenho;

A – área coberta pelas pás da turbina eólica (m^2);

v – velocidade do vento na altura do rotor (m/s).

Toda turbina eólica consegue extrair apenas um percentual de toda energia cinética contida no fluxo de vento englobada pelas pás. Este percentual é denominado Coeficiente de Potência. O máximo que uma turbina eólica ideal, sem perdas, consegue extrair foi determinado por Betz, e corresponde a aproximadamente 59%.

O coeficiente de potência é função de dois parâmetros:

λ - razão de velocidade, que é a razão entre a velocidade linear na extremidade da pá da turbina e a velocidade do vento $\lambda = \frac{\omega_r \cdot R}{v}$, onde ω_r é a velocidade do rotor e

R é o comprimento das pás;

θ - ângulo de passo das pás.

Não há uma fórmula algébrica bem definida para a fixação da curva de C_p em função de λ . O que se pode utilizar são aproximações numéricas, advindas de dados de fabricantes ou fruto de medições. Há algumas variações nas fórmulas existentes, embora em [26] seja dito que as diferenças nos coeficientes para os tipos de geradores eólicos existentes de mesmo porte são pequenas e podem ser desprezadas em simulações dinâmicas.

Em [26], é usada a seguinte fórmula para o cálculo do coeficiente de potência, que doravante será utilizada neste trabalho:

$$C_p(\lambda, \theta) = 0,73 \cdot \left(\frac{151}{\lambda_i} - 0,58 \cdot \theta - 0,002 \cdot \theta^{2,14} - 13,2 \right) \cdot e^{\frac{-18,4}{\lambda_i}} \quad (2.2)$$

$$\lambda_i = \frac{1}{\frac{1}{\lambda - 0,02 \cdot \theta} - \frac{0,003}{\theta^3 + 1}} \quad (2.3)$$

Neste trabalho será considerado que o ângulo de passo das pás é o que otimiza o processo de conversão de energia eólica. O ângulo de passo das pás é suposto constante e só é variado para velocidades de vento muito elevadas que poderiam causar danos à

turbina eólica. A ação deste controle limita a velocidade do rotor da turbina.

A **Figura 2.2** apresenta a variação do coeficiente de potência em função da razão de velocidade (λ), para ângulo de passo nulo, definida pela Equação (2.1). Pela análise do gráfico, podemos inferir que a máxima extração de potência pela turbina se dá quando $\lambda=7$, pois neste ponto o valor de C_p é máximo, igual a 0,441. Esta informação já nos permite definir a estratégia de operação de sistemas eólicos de velocidade variável operando de forma eficiente: como resposta à uma variação da velocidade do vento, a velocidade do rotor deve ser tal que λ fique sempre no valor relativo ao máximo coeficiente de potência. No esquema analisado neste trabalho, isto é conseguido através do controle do conjugado eletromagnético desenvolvido pela máquina.

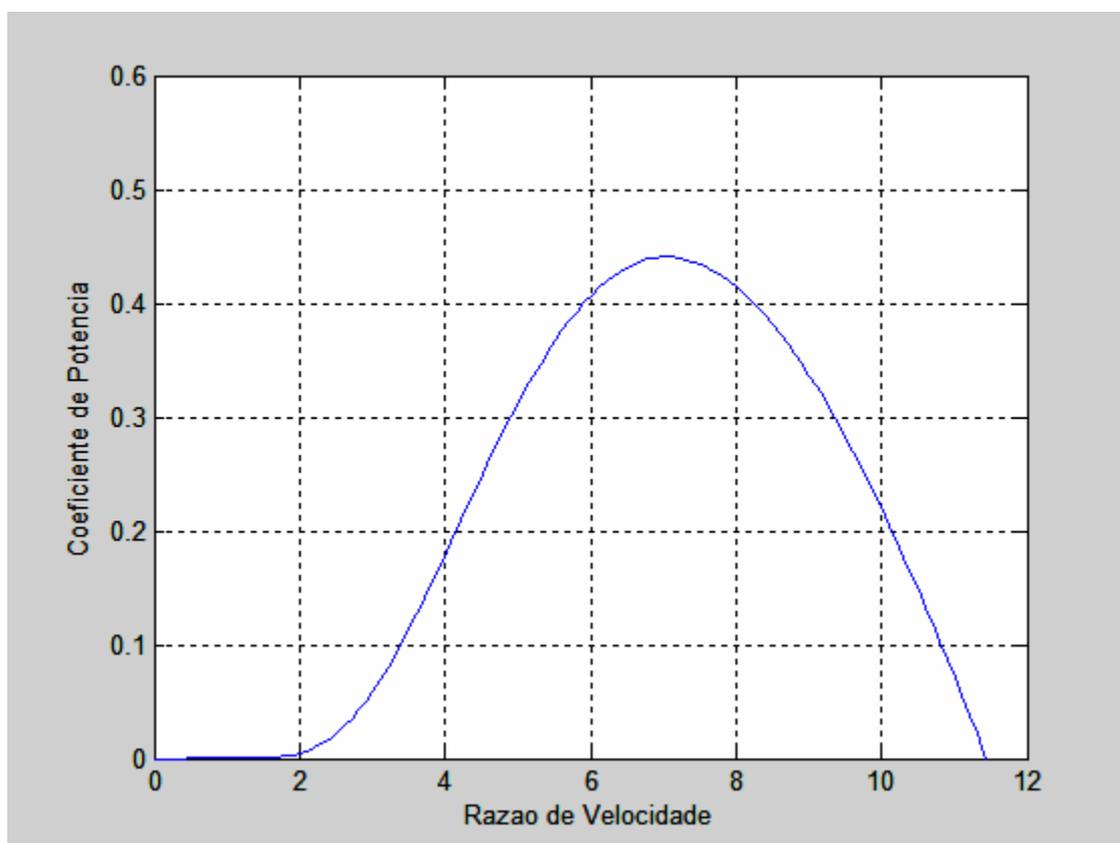


Figura 2.2 – Variação do coeficiente de potência em função da razão de velocidade, para ângulo de passo nulo.

A **Figura 2.3** a seguir apresenta o diagrama de blocos esquemático para implementação computacional da turbina eólica. Observamos a composição do valor

médio do vento, com as componentes transitórias referidas como rampa, rajada e turbulência, determinando a velocidade total do vento. As componentes transitórias referidas são importantes para definição do desempenho transitório da turbina eólica em avaliações que envolvam altas frequências, como em estudos de harmônicos e transitórios relativamente rápidos. Estes estudos podem exigir representação torsional do eixo e modelagem de ordem elevada para os geradores elétricos.

Com os valores correntes da velocidade do vento e da velocidade de rotor e , ainda, o valor do ângulo de pá θ , podemos determinar o coeficiente λ e, a seguir, o coeficiente C_p , como também é indicado na Figura 2.3. A potência mecânica e o conjugado elétrico são então determinados.

2.3 PRINCÍPIOS BÁSICOS DE CONTROLE VETORIAL

A técnica conhecida como controle vetorial [28] é a forma utilizada para se conseguir que um acionamento de máquina de corrente alternada se comporte como se fosse um acionamento de corrente contínua. Nas máquinas CA, o fasor fluxo magnético próprio do enrolamento de estator pode ser considerado rotativo e dependente dos fasores tensão e corrente do estator, sendo determinado ao longo do tempo, portanto, a partir dos valores instantâneos destas grandezas. Entretanto, a adoção de um referencial conveniente permite simplificações nas expressões a serem utilizadas e de forma que a ação de controle possa levar a uma anulação precisa em regime permanente, e a uma tentativa de anulação em regime transitório, de determinados componentes de enlace de fluxo, como na máquina CC. À esta ação de controle denominamos controle vetorial.

Assim, partindo das equações dinâmicas clássicas da máquina assíncrona, basta alinhar o eixo direto do referencial d-q rotativo e ortogonal com a posição instantânea do vetor associado a um determinado enlace de fluxo da máquina, determinando as correntes de estator e rotor neste referencial. Conforme será mostrado ao longo do texto, com esta técnica, escolhendo como referencial o fluxo magnético de estator, é possível controlar, simultaneamente e eficientemente, a tensão terminal e o conjugado eletromagnético atuando sobre as componentes de corrente do rotor.

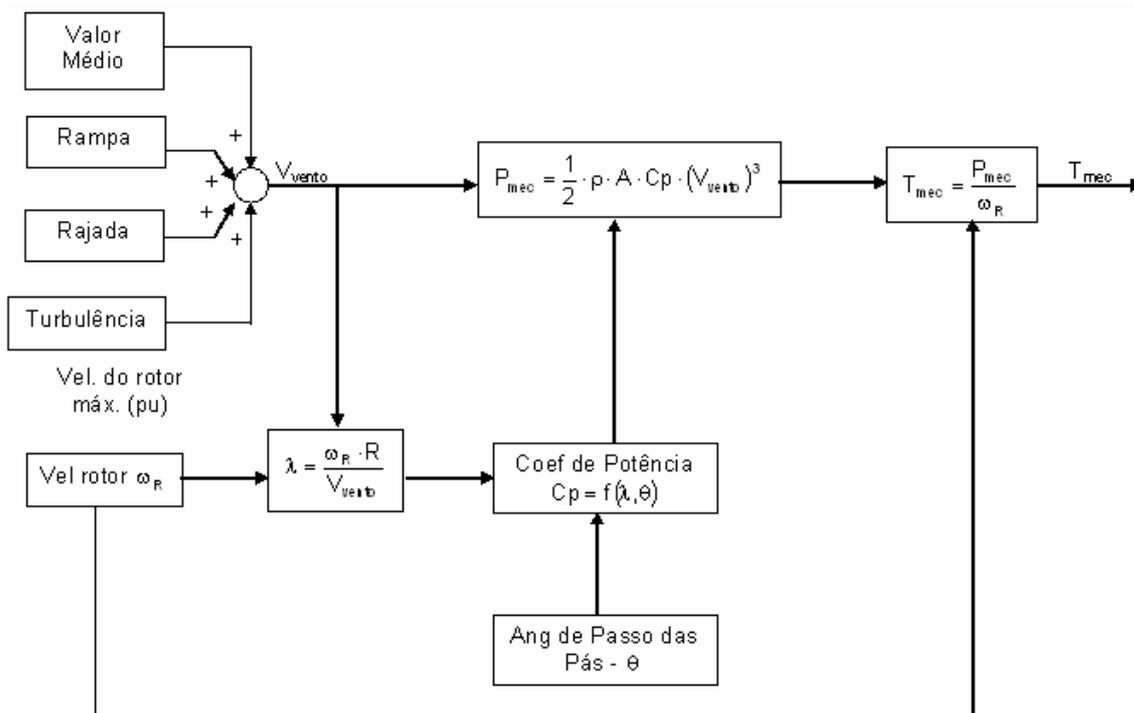


Figura 2.3 – Diagrama de blocos para cálculo do torque mecânico

2.4 EQUAÇÕES PARA MODELAGEM DO GERADOR DE INDUÇÃO

Neste trabalho, as equações da máquina assíncrona abaixo indicadas foram utilizadas com as grandezas pertinentes expressas em pu por suas componentes de eixos direto (d) e em quadratura (q) no referencial girante à velocidade síncrona **Erro! A origem da referência não foi encontrada.** em relação ao estator, como descrito a seguir. A representação da saturação magnética não foi incorporada.

Tensões do estator

$$\bar{v}_{ds} = \bar{R}_s \times \bar{i}_{ds} - \bar{\lambda}_{qs} + \frac{1}{\omega_s} \times \frac{d}{dt} \bar{\lambda}_{ds} \quad (2.4)$$

$$\bar{v}_{qs} = \bar{R}_s \times \bar{i}_{qs} + \bar{\lambda}_{ds} + \frac{1}{\omega_s} \times \frac{d}{dt} \bar{\lambda}_{qs} \quad (2.5)$$

Tensões do rotor

$$\bar{v}_{dr} = \bar{R}_r \times \bar{i}_{dr} - \bar{s} \times \bar{\lambda}_{qr} + \frac{1}{\omega_s} \times \frac{d}{dt} \bar{\lambda}_{dr} \quad (2.6)$$

$$\bar{v}_{qr} = \bar{R}_r \times \bar{i}_{qr} + \bar{s} \times \bar{\lambda}_{dr} + \frac{1}{\omega_s} \times \frac{d}{dt} \bar{\lambda}_{qr} \quad (2.7)$$

Enlaces de fluxo do estator

$$\bar{\lambda}_{ds} = \bar{L}_{ss} \times \bar{i}_{ds} + \bar{L}_m \times \bar{i}_{dr} \quad (2.8)$$

$$\bar{\lambda}_{qs} = \bar{L}_{ss} \times \bar{i}_{qs} + \bar{L}_m \times \bar{i}_{qr} \quad (2.9)$$

Enlaces de fluxo do rotor

$$\bar{\lambda}_{dr} = \bar{L}_{rr} \times \bar{i}_{dr} + \bar{L}_m \times \bar{i}_{ds} \quad (2.10)$$

$$\bar{\lambda}_{qr} = \bar{L}_{rr} \times \bar{i}_{qr} + \bar{L}_m \times \bar{i}_{qs} \quad (2.11)$$

onde $\bar{L}_{ss} = \bar{L}_s + \bar{L}_m$ e $\bar{L}_{rr} = \bar{L}_r + \bar{L}_m$

$\bar{L}_s \rightarrow$ indutância de dispersão do estator (pu)

$\bar{L}_r \rightarrow$ indutância de dispersão do rotor (pu)

$\bar{L}_m \rightarrow$ indutância de magnetização (pu)

Torque elétrico (pu)

$$\bar{T}_e = \bar{\lambda}_{qr} \times \bar{i}_{dr} - \bar{\lambda}_{dr} \times \bar{i}_{qr} \quad (2.12)$$

Potência ativa do estator (pu)

$$P_s = \bar{v}_{ds} \times \bar{i}_{ds} + \bar{v}_{qs} \times \bar{i}_{qs} \quad (2.13)$$

Potência ativa do rotor (pu)

$$P_r = \bar{v}_{dr} \times \bar{i}_{dr} + \bar{v}_{qr} \times \bar{i}_{qr} \quad (2.14)$$

Potência reativa do estator (pu)

$$Q_s = \bar{v}_{qs} \times \bar{i}_{ds} - \bar{v}_{ds} \times \bar{i}_{qs} \quad (2.15)$$

Potência reativa do rotor (pu)

$$Q_r = \bar{v}_{dr} \times \bar{i}_{qr} - \bar{v}_{qr} \times \bar{i}_{dr} \quad (2.16)$$

A fórmula da velocidade angular do rotor

$$\frac{d\omega_r}{dt} = \omega_s \left[\frac{1}{2 \cdot H} \cdot (\bar{T}_e - \bar{T}_m) \right] \quad (2.17)$$

Não foi incluído no escopo deste trabalho o estudo dos esforços torsionais ao longo do eixo do sistema mecânico. Por este motivo, a constante de inércia H indicada na expressão (2.17) corresponde à soma das inércias individuais do rotor do gerador, da caixa de engrenagens e do rotor da turbina eólica.

A fórmula do escorregamento

$$\bar{s} = \frac{\omega_s - \omega_r}{\omega_s} \quad (2.18)$$

2.4.1 IMPLEMENTAÇÃO COMPUTACIONAL DO GERADOR DE INDUÇÃO CONSIDERANDO A TÉCNICA DE CAMPO ORIENTADO

Os enlaces de fluxo (Equaqs 2.8 a 2.11) podem ser escolhidos como as variáveis de estado do modelo computacional do gerador de indução. Colocando as correntes em função dos fluxos e reorganizando as equações dos enlaces de fluxo temos:

$$\frac{1}{\omega_s} \cdot \frac{d}{dt} \bar{\lambda}_{ds} = \bar{v}_{ds} - \bar{R}_s \cdot \bar{i}_{ds} + \bar{\lambda}_{qs} \quad (2.19)$$

$$\frac{1}{\omega_s} \cdot \frac{d}{dt} \bar{\lambda}_{qs} = \bar{v}_{qs} - \bar{R}_s \cdot \bar{i}_{qs} - \bar{\lambda}_{ds} \quad (2.20)$$

$$\frac{1}{\omega_s} \cdot \frac{d}{dt} \bar{\lambda}_{dr} = \bar{v}_{dr} - \bar{R}_r \cdot \bar{i}_{dr} + \bar{s} \cdot \bar{\lambda}_{qr} \quad (2.21)$$

$$\frac{1}{\omega_s} \cdot \frac{d}{dt} \bar{\lambda}_{qr} = \bar{v}_{qr} - \bar{R}_r \cdot \bar{i}_{qr} - \bar{s} \times \bar{\lambda}_{dr} \quad (2.22)$$

$$\bar{i}_{ds} = \frac{\bar{\lambda}_{ds}}{\bar{L}_{ss}} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \cdot \bar{i}_{dr} \quad (2.23)$$

$$\bar{i}_{dr} = \frac{\bar{\lambda}_{dr}}{\bar{L}_{rr}} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{rr}} \cdot \bar{i}_{ds} \quad (2.24)$$

$$\bar{i}_{qs} = \frac{\bar{\lambda}_{qs}}{\bar{L}_{ss}} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \cdot \bar{i}_{qr} \quad (2.25)$$

$$\bar{i}_{qr} = \frac{\bar{\lambda}_{qr}}{\bar{L}_{rr}} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{rr}} \cdot \bar{i}_{qs} \quad (2.26)$$

Vamos agora tentar referenciar cada uma das componentes de eixos d e q das correntes dos enrolamentos de estator e rotor exclusivamente em função das componentes de fluxo nestes mesmos enrolamentos. Substituindo a equação (2.24) na equação (2.23), temos:

$$\bar{i}_{ds} = \frac{\bar{\lambda}_{ds}}{\bar{L}_{ss}} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \cdot \left(\frac{\bar{\lambda}_{dr}}{\bar{L}_{rr}} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{rr}} \cdot \bar{i}_{ds} \right)$$

Definindo o coeficiente de acoplamento estator – rotor $\sigma = 1 - \frac{\bar{L}_m^2}{\bar{L}_{ss} \times \bar{L}_{rr}}$, vem:

$$\bar{i}_{ds} = \frac{1}{\sigma \cdot \bar{L}_{ss}} \cdot \left(\bar{\lambda}_{ds} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{rr}} \cdot \bar{\lambda}_{dr} \right) \quad (2.27)$$

Substituindo a equação (2.26) na equação (2.25), resulta:

$$\bar{i}_{qs} = \frac{\bar{\lambda}_{qs}}{\bar{L}_{ss}} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \cdot \left(\frac{\bar{\lambda}_{qr}}{\bar{L}_{rr}} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{rr}} \cdot \bar{i}_{qs} \right)$$

$$\bar{i}_{qs} = \frac{1}{\sigma \cdot \bar{L}_{ss}} \cdot \left(\bar{\lambda}_{qs} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{rr}} \cdot \bar{\lambda}_{qr} \right) \quad (2.28)$$

Substituindo a equação (2.23) na equação (2.24), vem:

$$\begin{aligned}\bar{i}_{dr} &= \frac{\bar{\lambda}_{dr}}{\bar{L}_{rr}} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{rr}} \cdot \left(\frac{\bar{\lambda}_{ds}}{\bar{L}_{ss}} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \cdot \bar{i}_{dr} \right) \\ \bar{i}_{dr} &= \frac{1}{\sigma \cdot \bar{L}_{rr}} \cdot \left(\bar{\lambda}_{dr} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \cdot \bar{\lambda}_{ds} \right)\end{aligned}\quad (2.29)$$

Substituindo a equação (2.25) na equação (2.26), obtemos também:

$$\begin{aligned}\bar{i}_{qr} &= \frac{\bar{\lambda}_{qr}}{\bar{L}_{rr}} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{rr}} \cdot \left(\frac{\bar{\lambda}_{qs}}{\bar{L}_{ss}} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \cdot \bar{i}_{qr} \right) \\ \bar{i}_{qr} &= \frac{1}{\sigma \cdot \bar{L}_{rr}} \cdot \left(\bar{\lambda}_{qr} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \cdot \bar{\lambda}_{qs} \right)\end{aligned}\quad (2.30)$$

As expressões (2.27) a (2.30) apresentam as equações das correntes em funções dos enlaces de fluxo do estator e do rotor do gerador de indução. De posse destas expressões, podemos eliminar as correntes nas equações de derivada dos enlaces de fluxo:

$$\frac{1}{\omega_s} \cdot \frac{d}{dt} \bar{\lambda}_{ds} = \bar{v}_{ds} - \bar{R}_s \cdot \frac{1}{\sigma \cdot \bar{L}_{ss}} \cdot \left(\bar{\lambda}_{ds} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{rr}} \cdot \bar{\lambda}_{dr} \right) + \bar{\lambda}_{qs} \quad (2.31)$$

$$\frac{1}{\omega_s} \cdot \frac{d}{dt} \bar{\lambda}_{qs} = \bar{v}_{qs} - \bar{R}_s \cdot \frac{1}{\sigma \cdot \bar{L}_{ss}} \cdot \left(\bar{\lambda}_{qs} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{rr}} \cdot \bar{\lambda}_{qr} \right) - \bar{\lambda}_{ds} \quad (2.32)$$

$$\frac{1}{\omega_s} \cdot \frac{d}{dt} \bar{\lambda}_{dr} = \bar{v}_{dr} - \bar{R}_r \cdot \frac{1}{\sigma \cdot \bar{L}_{rr}} \cdot \left(\bar{\lambda}_{dr} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \cdot \bar{\lambda}_{ds} \right) + \bar{s} \cdot \bar{\lambda}_{qr} \quad (2.33)$$

$$\frac{1}{\omega_s} \cdot \frac{d}{dt} \bar{\lambda}_{qr} = \bar{v}_{qr} - \bar{R}_r \cdot \frac{1}{\sigma \cdot \bar{L}_{rr}} \cdot \left(\bar{\lambda}_{qr} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \cdot \bar{\lambda}_{qs} \right) - \bar{s} \times \bar{\lambda}_{dr} \quad (2.34)$$

Aplicando a Transformada de Laplace nas equações (2.31) a (2.34) e reorganizando os termos, obtemos:

$$\bar{\lambda}_{ds} = \frac{\omega_s}{s} \left[\bar{v}_{ds} + \frac{\bar{R}_s \cdot \bar{L}_m}{\sigma \cdot \bar{L}_{ss} \cdot \bar{L}_{rr}} \cdot \bar{\lambda}_{dr} + \bar{\lambda}_{qs} - \frac{\bar{R}_s}{\sigma \cdot \bar{L}_{ss}} \cdot \bar{\lambda}_{ds} \right] \quad (2.35)$$

$$\bar{\lambda}_{qs} = \frac{\omega_s}{s} \left[\bar{v}_{qs} + \frac{\bar{R}_s \cdot \bar{L}_m}{\sigma \cdot \bar{L}_{ss} \cdot \bar{L}_{rr}} \cdot \bar{\lambda}_{qr} - \bar{\lambda}_{ds} - \frac{\bar{R}_s}{\sigma \cdot \bar{L}_{ss}} \cdot \bar{\lambda}_{qs} \right] \quad (2.36)$$

$$\bar{\lambda}_{dr} = \frac{\omega_s}{s} \left[\bar{v}_{dr} + \frac{\bar{R}_r \cdot \bar{L}_m}{\sigma \cdot \bar{L}_{ss} \cdot \bar{L}_{rr}} \cdot \bar{\lambda}_{ds} + \bar{s} \cdot \bar{\lambda}_{qr} - \frac{\bar{R}_r}{\sigma \cdot \bar{L}_{rr}} \cdot \bar{\lambda}_{dr} \right] \quad (2.37)$$

$$\bar{\lambda}_{qr} = \frac{\omega_s}{s} \left[\bar{v}_{qr} + \frac{\bar{R}_r \cdot \bar{L}_m}{\sigma \cdot \bar{L}_{ss} \cdot \bar{L}_{rr}} \cdot \bar{\lambda}_{qs} - \bar{s} \cdot \bar{\lambda}_{dr} - \frac{\bar{R}_r}{\sigma \cdot \bar{L}_{rr}} \cdot \bar{\lambda}_{qr} \right] \quad (2.38)$$

As figuras 2.4 a 2.13 apresentam a implementação de modelagem do gerador de indução duplamente alimentado no programa MATLAB.

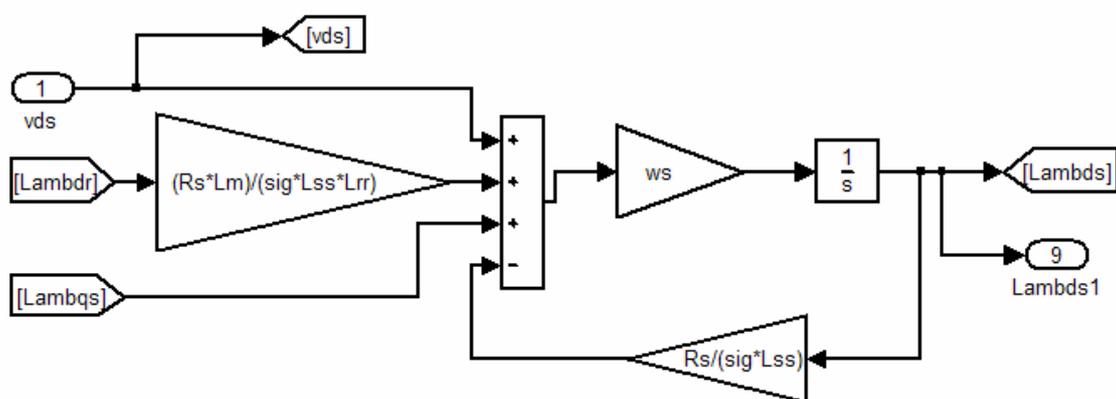


Figura 2.4 – Diagrama de blocos para cálculo da componente de eixo direto do enlace de fluxo do enrolamento de estator do gerador de indução.

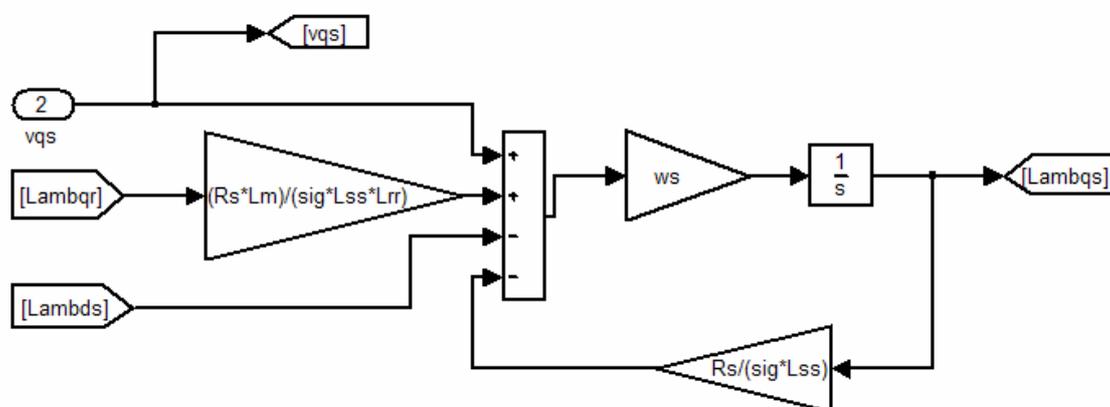


Figura 2.5 – Diagrama de blocos para cálculo da componente de eixo em quadratura do enlace de fluxo do enrolamento de estator do gerador de indução.

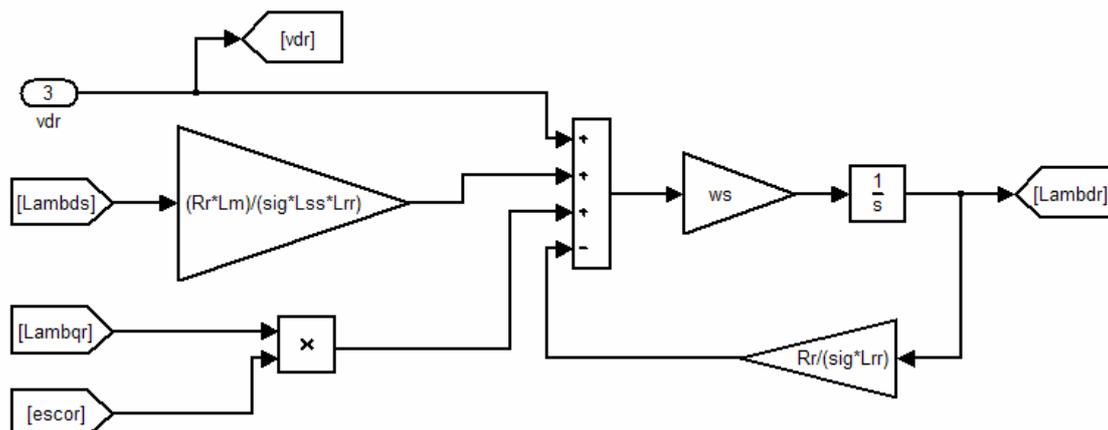


Figura 2.6 – Diagrama de blocos para cálculo da componente de eixo direto do enlace de fluxo do enrolamento de rotor do gerador de indução.

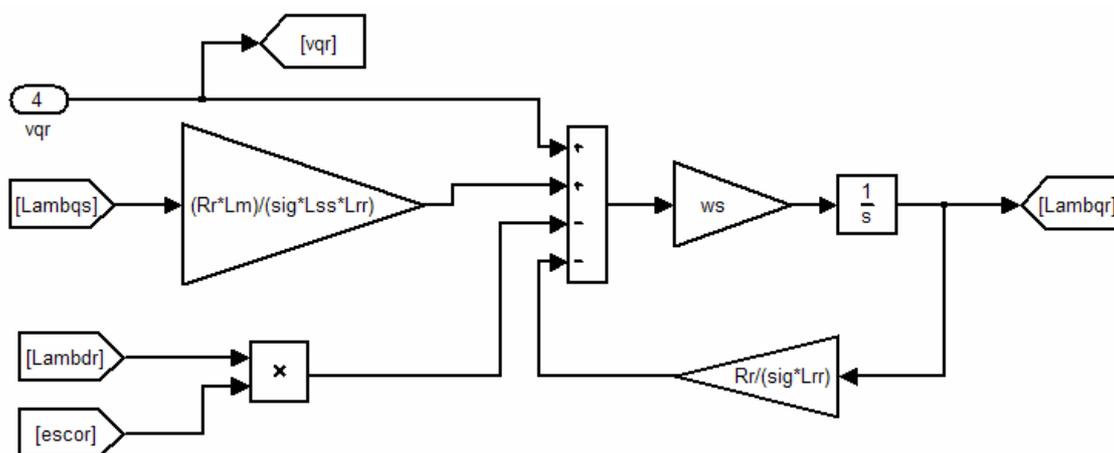


Figura 2.7 – Diagrama de blocos para cálculo da componente de eixo em quadratura do enlace de fluxo do enrolamento de rotor do gerador de indução.

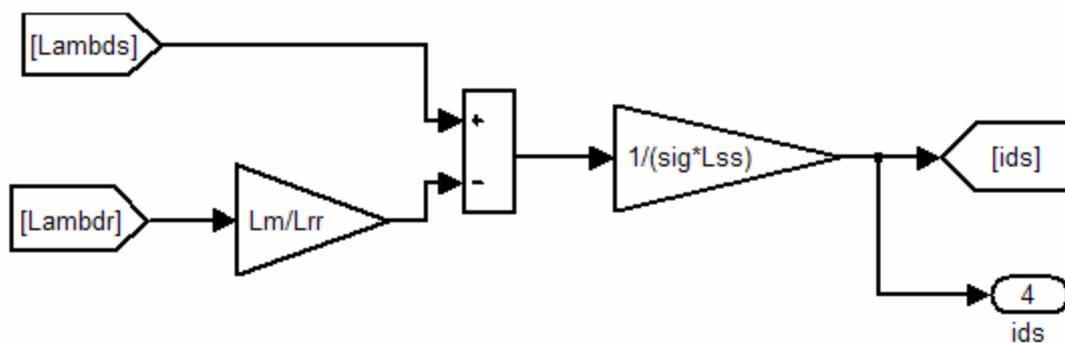


Figura 2.8 – Diagrama de blocos para cálculo da componente de eixo direto da corrente do estator do gerador de indução.

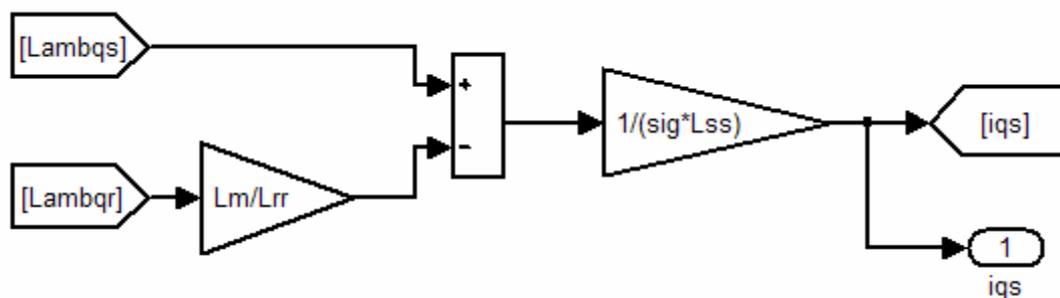


Figura 2.9 – Diagrama de blocos para cálculo da componente de eixo em quadratura da corrente do enrolamento de estator do gerador de indução

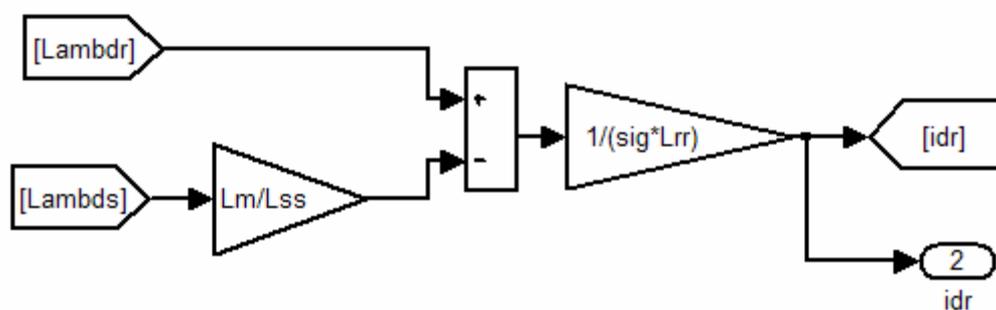


Figura 2.10 – Diagrama de blocos para cálculo da componente de eixo direto da corrente do enrolamento de rotor do gerador de indução

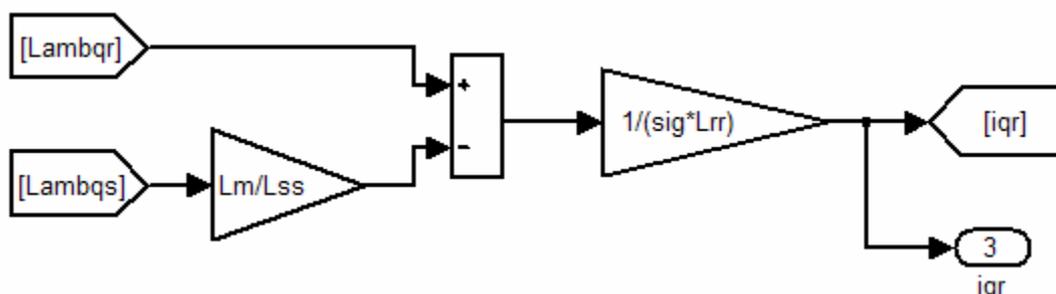


Figura 2.11 – Diagrama de blocos para cálculo da componente de eixo em quadratura da corrente do enrolamento de rotor do gerador de indução

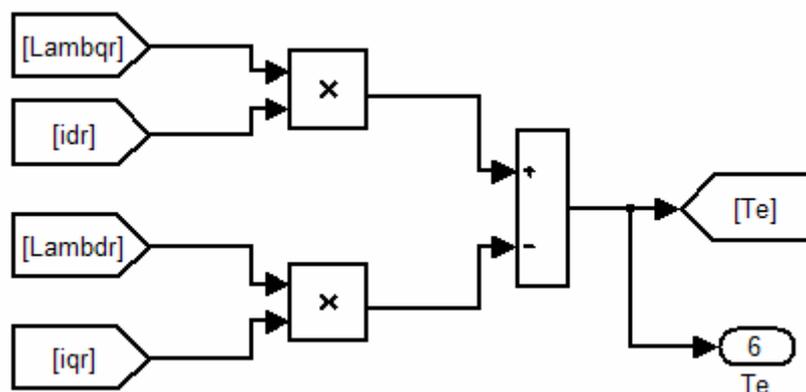


Figura 2.12 – Diagrama de blocos para cálculo do conjugado eletromagnético

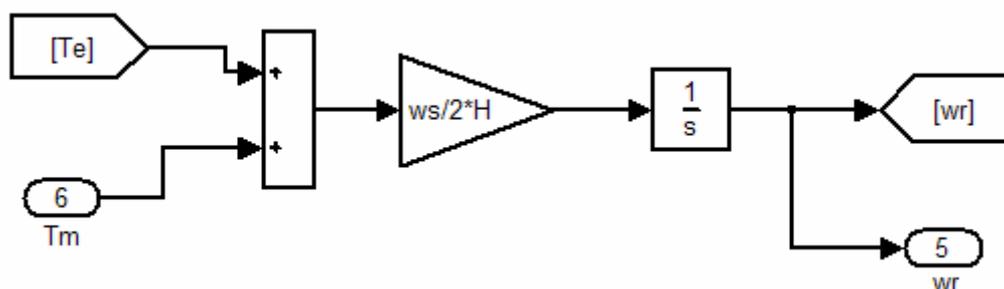


Figura 2.13 – Diagrama de blocos para cálculo da velocidade angular do rotor

Para conseguir o alinhamento dos fasores fluxos e correntes com a direção do eixo direto estabelecida pelo controle vetorial, é necessário obter, com antecedência, o ângulo de posição do fasor fluxo a ser utilizado como referência. A seguir são apresentados três métodos para obtenção destes ângulos.

1º Método

Este método consiste em calcular, a cada instante, as componentes dos enlaces

de fluxo do enrolamento de estator segundo os eixos direto e em quadratura no referencial do estator e determinar o ângulo de posição associado.

Na referência do estator ($\omega = 0$):

$$\lambda_{ds} = L_{ss} \times i_{ds} + L_m \times i_{dr}$$

$$\lambda_{qs} = L_{ss} \times i_{qs} + L_m \times i_{qr}$$

$$\hat{\text{Ângulo de orientação do fluxo do estator}} \quad \mu = a \tan \frac{\lambda_{qs}}{\lambda_{ds}}$$

Para utilizar este método é necessário conhecer as correntes do estator e do rotor, bem como o ângulo de posição do rotor.

2º Método

Considerando a equação de tensão do enrolamento de estator na referência estacionária:

$$V_s = R_s \times i_s + \frac{1}{\omega_s} \frac{d}{dt} \lambda_s$$

As componentes d e q de λ_s podem ser calculadas por integração:

$$\lambda_{ds} = \int (v_{ds} - R_s \times i_{ds}) . dt$$

$$\lambda_{qs} = \int (v_{qs} - R_s \times i_{qs}) . dt$$

$$\hat{\text{Ângulo do fluxo do estator}} \quad \mu = a \tan \frac{\lambda_{qs}}{\lambda_{ds}}$$

A corrente e a tensão do estator têm que ser medidas e o valor de R_s deve que ser conhecido. Porém a posição do rotor não é necessária.

3º Método

Este método consiste em considerar a equação de tensão do estator e desprezar R_s . Esta abordagem é justificável principalmente em máquinas de maior potência, para as quais podemos fixar $R_s \ll \omega_s \times L_s$. Assim, temos:

$$V_s \approx + \frac{d}{dt} \lambda_s, \text{ na referência do estator.}$$

Pode ser concluído, portanto, que o eixo de referência associado ao fluxo do estator deve apresentar a mesma velocidade angular que a tensão do estator.

A amplitude do fluxo do estator é determinada pela tensão do estator e o fasor tensão do estator está a 90° em avanço em relação ao vetor representativo do fluxo do estator.

$$\mu = \theta_v - \frac{\pi}{2}$$

É necessário apenas medir o ângulo da tensão do estator no eixo de referência estacionário (do estator) e subtrair $\frac{\pi}{2}$. Não há parâmetros da máquina envolvidos e não é necessário medir a posição do rotor. Este método deve ser utilizado preferencialmente em redes fortes, com flutuações ou perturbações de tensão relativamente pequenas.

3 REPRESENTAÇÃO COMPUTACIONAL DO SISTEMA DE GERAÇÃO EÓLICA

3.1 INTRODUÇÃO

Neste capítulo são descritos os principais controles associados ao comportamento dinâmico do conversor back-to-back conectado entre o rotor do gerador de indução duplamente alimentado e a rede. O conversor ligado ao rotor é responsável pelo controle do conjugado eletromagnético e pelo controle da tensão.

Conforme apresentado no capítulo 2, o conversor back-to-back conectado entre o rotor do gerador de indução duplamente alimentado utiliza a tecnologia PWM-VSI. Através do controle do fator de modulação (ver a Figura 3.1), tanto o conversor ligado ao rotor quanto o conversor ligado à rede injetam a tensão apropriada em seus terminais de forma a atender às suas prerrogativas específicas. Como será visto ao longo deste capítulo, o conversor ligado ao rotor é responsável pelo controle do conjugado eletromagnético e pelo controle de tensão nos terminais do estator do gerador de indução. O conversor ligado à rede é responsável por manter a tensão do capacitor do elo CC constante e controlar a potência reativa trocada entre este conversor e a rede.

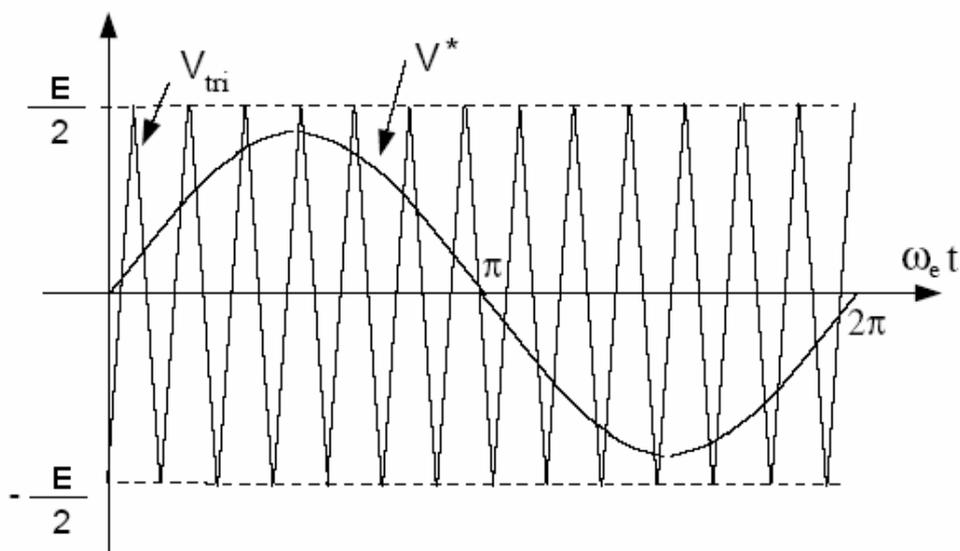


Figura 3.1 Gráfico com a tensão de disparo V_{tri} e a tensão de modulação V em um conversor PWM-VSI com modulação senoidal. Os pontos de interseção entre as tensões definem os instantes de chaveamento do conversor.

O fator de modulação m de um conversor PWM-VSI, com modulação senoidal, corresponde à razão entre a amplitude da tensão de modulação V e a amplitude da tensão de disparo V_{tri} , conforme indicado na Figura 3.1.

Temos então,

$$V = \frac{\sqrt{3}}{2 \cdot \sqrt{2}} \cdot m \cdot E \quad (3.1)$$

Adotando a notação em pu, estabelecemos

$$\bar{E} = \frac{\sqrt{3}}{2 \cdot \sqrt{2}} \cdot \frac{E}{V_{base}} \quad (3.2)$$

Substituindo a Equação 3.2 na Equação 3.1, temos, em notação pu, a relação entre a tensão no terminal do conversor e a tensão do elo CC.

$$\bar{V} = m \cdot \bar{E} \quad (3.3)$$

O resultado apresentado na equação 3.3 será utilizado na representação dinâmica dos conversores neste trabalho.

3.2 MODELAGEM DO CONVERSOR LIGADO AO ROTOR

Para a modelagem do conversor ligado ao rotor do gerador de indução duplamente alimentado, será necessário estabelecer algumas premissas vinculadas à técnica de controle de campo orientado.

Seja a modelagem do gerador de indução apresentada no capítulo 2. Alinhando o eixo d com a direção de fluxo do enrolamento do estator, ou seja, com a direção de orientação do enlace de fluxo do estator $\bar{\lambda}_s$, temos $\bar{\lambda}_{ds} = \bar{\lambda}_s$ e $\bar{\lambda}_{qs} = 0$.

Aplicando as condições de campo orientado especificadas no parágrafo anterior na equação (2.9), temos:

$$\bar{\lambda}_{qs} = \bar{L}_{ss} \times \bar{i}_{qs} + \bar{L}_m \times \bar{i}_{qr} = 0$$

$$\bar{i}_{qr} = -\frac{\bar{L}_{ss}}{\bar{L}_m} \times \bar{i}_{qs} = -\frac{\bar{L}_s + \bar{L}_m}{\bar{L}_m} \times \bar{i}_{qs} \quad (3.4)$$

Utilizando a equação (2.9), obtemos \bar{i}_{dr} :

$$\bar{\lambda}_{ds} = \bar{L}_{ss} \times \bar{i}_{ds} + \bar{L}_m \times \bar{i}_{dr} = \bar{\lambda}_s$$

$$\bar{i}_{dr} = \frac{\bar{\lambda}_{ds}}{\bar{L}_m} - \frac{\bar{L}_{ss}}{\bar{L}_m} \times \bar{i}_{ds} \quad (3.5)$$

A corrente de magnetização do gerador de indução \bar{i}_{ms} é definida como sendo

$$\bar{i}_{ms} = \frac{\bar{\lambda}_{ds}}{\bar{L}_m} \quad (3.6)$$

No modelo matemático que está sendo proposto para a definição do controle de campo orientado, despreza-se a resistência do estator, o que pode ser considerado praticamente correto em máquinas maiores, pois $R_s \ll j\omega L_s$, e como mencionado anteriormente, $\bar{\lambda}_{qs} = 0$.

Considerando o procedimento adotado por Sloopweg [17] na modelagem matemática dos conversores, serão desprezados os termos da derivada de enlace de fluxo do estator. Este procedimento é coerente com a prática de programas de estabilidade eletromecânica, nos quais os transitórios do estator são desprezados para que o sistema de equações da máquina fique consistente com a relação algébrica tensão x corrente sendo definida unicamente pela matriz de admitância nodal da rede.

Utilizando a equação (2.4) e desprezando \bar{R}_s e os transitórios do estator

$\left(\frac{d}{dt} \bar{\lambda}_{ds} = 0 \right)$, vamos obter \bar{v}_{ds} :

$$\bar{v}_{ds} = \bar{R}_s \times \bar{i}_{ds} - \bar{\lambda}_{qs} + \frac{1}{\omega_s} \times \frac{d}{dt} \bar{\lambda}_{ds}$$

$$\bar{v}_{ds} = 0 \quad (3.7)$$

Utilizando a equação (2.5), obtemos \bar{v}_{qs} :

$$\bar{v}_{qs} = \bar{R}_s \times \bar{i}_{qs} + \bar{\lambda}_{ds} + \frac{1}{\omega_s} \times \frac{d}{dt} \bar{\lambda}_{qs}$$

$$\bar{v}_{qs} = \bar{\lambda}_{ds} = \bar{V}_s \quad (3.8)$$

A equação (3.5) nos informa que, considerando as premissas adotadas, \bar{v}_{qs} é igual à tensão do estator e também ao enlace de fluxo do estator de eixo direto, em pu. Isto se justifica pelo fato do eixo d coincidir com a direção do vetor $\bar{\lambda}_s = \bar{\lambda}_{ds}$.

3.2.1 MODELAGEM DO CONTROLADOR DE TENSÃO

Adotando as premissas do item 3.2, apresentamos nesta seção a modelagem matemática que define a operação do sistema de controle referido.

Expressando \bar{v}_{dr} (2.6), cuja equação é reproduzida abaixo por conveniência, em função de \bar{i}_{dr} e \bar{i}_{qr} :

$$\bar{v}_{dr} = \bar{R}_r \times \bar{i}_{dr} - \bar{s} \times \bar{\lambda}_{qr} + \frac{1}{\omega_s} \times \frac{d}{dt} \bar{\lambda}_{dr},$$

Substituindo o valor de $\bar{\lambda}_{qr}$ (2.11) na equação (2.6),

$$\bar{v}_{dr} = \bar{R}_r \times \bar{i}_{dr} - \bar{s} \times (\bar{L}_{rr} \times \bar{i}_{qr} + \bar{L}_m \times \bar{i}_{qs}) + \frac{1}{\omega_s} \times \frac{d}{dt} \bar{\lambda}_{dr}$$

e substituindo o valor de \bar{i}_{qs} obtido da equação (3.2),

$$\bar{i}_{qs} = -\frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{qr}, \quad (3.9)$$

$$\text{vem: } \bar{v}_{dr} = \bar{R}_r \times \bar{i}_{dr} - \bar{s} \times \left(\bar{L}_{rr} \times \bar{i}_{qr} - \frac{\bar{L}_m^2}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{qr} \right) + \frac{1}{\omega_s} \times \frac{d}{dt} \bar{\lambda}_{dr}$$

$$\bar{v}_{dr} = \bar{R}_r \times \bar{i}_{dr} - \bar{s} \times \bar{L}_{rr} \times \left(1 - \frac{\bar{L}_m^2}{\bar{L}_{ss} \times \bar{L}_{rr}} \right) \times \bar{i}_{qr} + \frac{1}{\omega_s} \times \frac{d}{dt} \bar{\lambda}_{dr} \quad (3.10)$$

Substituindo o valor de $\bar{\lambda}_{dr}$ (2.10) na equação (3.7), temos:

$$\bar{v}_{dr} = \bar{R}_r \times \bar{i}_{dr} - \bar{s} \times \bar{L}_{rr} \times \left(1 - \frac{\bar{L}_m^2}{\bar{L}_{ss} \times \bar{L}_{rr}} \right) \times \bar{i}_{qr} + \frac{1}{\omega_s} \times \frac{d}{dt} (\bar{L}_{rr} \times \bar{i}_{dr} + \bar{L}_m \times \bar{i}_{ds}) \quad (3.11)$$

Substituindo o valor de \bar{i}_{ds} obtido pela equação. (3.2),

$$\bar{i}_{ds} = \frac{\bar{\lambda}_{ds}}{\bar{L}_{ss}} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{dr} \quad (3.12)$$

$$\bar{v}_{dr} = \bar{R}_r \times \bar{i}_{dr} - \bar{s} \times \bar{L}_{rr} \times \left(1 - \frac{\bar{L}_m^2}{\bar{L}_{ss} \times \bar{L}_{rr}} \right) \times \bar{i}_{qr} + \frac{1}{\omega_s} \times \frac{d}{dt} \left(\bar{L}_{rr} \times \bar{i}_{dr} + \bar{L}_m \times \left(\frac{\bar{\lambda}_{ds}}{\bar{L}_{ss}} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{dr} \right) \right)$$

$$\bar{v}_{dr} = \bar{R}_r \times \bar{i}_{dr} - \bar{s} \times \bar{L}_{rr} \times \left(1 - \frac{\bar{L}_m^2}{\bar{L}_{ss} \times \bar{L}_{rr}} \right) \times \bar{i}_{qr} + \frac{1}{\omega_s} \times \frac{d}{dt} \left(\bar{L}_{rr} \times \bar{i}_{dr} + \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{\lambda}_{ds} - \frac{\bar{L}_m^2}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{dr} \right)$$

$$\bar{v}_{dr} = \bar{R}_r \times \bar{i}_{dr} - \bar{s} \times \bar{L}_{rr} \times \left(1 - \frac{\bar{L}_m^2}{\bar{L}_{ss} \times \bar{L}_{rr}} \right) \times \bar{i}_{qr} + \frac{1}{\omega_s} \times \frac{d}{dt} \left(\bar{L}_{rr} \times \left(1 - \frac{\bar{L}_m^2}{\bar{L}_{ss} \times \bar{L}_{rr}} \right) \times \bar{i}_{dr} + \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{\lambda}_{ds} \right)$$

Relembrando que $\sigma = 1 - \frac{\bar{L}_m^2}{\bar{L}_{ss} \times \bar{L}_{rr}}$

$$\bar{v}_{dr} = \bar{R}_r \times \bar{i}_{dr} - \bar{s} \times \bar{L}_{rr} \times \sigma \times \bar{i}_{qr} + \frac{\bar{L}_{rr} \times \sigma}{\omega_s} \times \frac{d}{dt} \bar{i}_{dr} + \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \frac{d}{dt} \bar{\lambda}_{ds}$$

Desprezando, para fins de definição do controle de campo orientado, os transitórios do estator, fazemos $\frac{d}{dt} \bar{\lambda}_{ds} = 0$ e obtemos a seguinte equação de \bar{v}_{dr} :

$$\bar{v}_{dr} = \bar{R}_r \times \bar{i}_{dr} + \frac{\bar{L}_{rr} \times \sigma}{\omega_s} \times \frac{d}{dt} \bar{i}_{dr} - \bar{s} \times \bar{L}_{rr} \times \sigma \times \bar{i}_{qr} \quad (3.13)$$

A tensão \bar{v}_{dr} pode ser decomposta em duas componentes:

$$\bar{v}'_{dr} = \bar{R}_r \times \bar{i}_{dr} + \frac{\bar{L}_{rr} \times \sigma}{\omega_s} \times \frac{d}{dt} \bar{i}_{dr} \quad (3.14)$$

$$\bar{v}_{dr} = \bar{v}'_{dr} - \bar{s} \times \bar{L}_{rr} \times \sigma \times \bar{i}_{qr} \quad (3.15)$$

A tensão \bar{v}'_{dr} é função exclusivamente de \bar{i}_{dr} . A tensão \bar{v}_{dr} é dada pela diferença entre \bar{v}'_{dr} e um termo dependente do escorregamento e da componente de eixo em quadratura da corrente do rotor. A seguir, será mostrada a relação de dependência entre a potência reativa do gerador de indução e a corrente de eixo direto do rotor.

A potência reativa nos terminais do estator do gerador de indução duplamente alimentado [14] pode ser expressa pela equação (2.15):

$$\bar{Q}_s = \bar{v}_{qs} \times \bar{i}_{ds} - \bar{v}_{ds} \times \bar{i}_{qs}$$

Considerando as expressões (3.9) e (3.12) para cálculo de i_{qs} e i_{ds} e substituindo na equação (2.15), obtemos

$$\bar{i}_{ds} = \frac{\bar{\lambda}_{ds}}{\bar{L}_{ss}} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{dr} \quad \bar{i}_{qs} = -\frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{qr}$$

$$\bar{Q}_s = \bar{v}_{qs} \times \left(\frac{\bar{\lambda}_{ds}}{\bar{L}_{ss}} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{dr} \right) - \bar{v}_{ds} \times \left(-\frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{qr} \right)$$

$$\bar{Q}_s = \bar{v}_{qs} \times \left(\frac{\bar{\lambda}_{ds}}{\bar{L}_{ss}} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{dr} \right) - \bar{v}_{ds} \times \left(-\frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{qr} \right)$$

$$\bar{Q}_s = \bar{v}_{qs} \times \frac{\bar{\lambda}_{ds}}{\bar{L}_{ss}} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{dr} \times \bar{v}_{qs} + \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{v}_{ds} \times \bar{i}_{qr}$$

Como $\bar{v}_{ds} = 0$ e $\bar{v}_{qs} = \bar{\lambda}_{ds} = \bar{V}_s$, isto é, a tensão do estator, temos que,

$$\bar{Q}_s = \frac{\bar{V}_s^2}{\bar{L}_{ss}} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{dr} \times \bar{V}_s \quad (3.16)$$

A potência reativa gerada pelo estator do gerador de indução duplamente alimentado é função da tensão do estator e da corrente de eixo direto do rotor. O controlador proposto controla a tensão terminal da máquina atuando sobre a geração de reativo do estator e regulando \bar{i}_{dr} .

A corrente \bar{i}_{dr} pode ser dividida em duas componentes: uma que é responsável pela magnetização do gerador (\bar{i}_{dr_mag}), e outra que é responsável por suprir a demanda de reativo da rede (\bar{i}_{dr_gen}).

$$\bar{i}_{dr} = \bar{i}_{dr_mag} + \bar{i}_{dr_gen} \quad (3.17)$$

O valor de \bar{i}_{dr} necessário apenas para magnetizar o gerador, é calculado a seguir.

$$\bar{Q}_s = \frac{\bar{V}_s^2}{\bar{L}_{ss}} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{dr} \times \bar{V}_s$$

$$\bar{Q}_s = \frac{\bar{V}_s^2}{\bar{L}_{ss}} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times (\bar{i}_{dr_mag} + \bar{i}_{dr_gen}) \times \bar{V}_s$$

Considerando $\bar{Q}_s = 0$ e $\bar{i}_{dr_gen} = 0$

$$0 = \frac{\bar{V}_s^2}{\bar{L}_{ss}} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times (\bar{i}_{dr_mag} + 0) \times \bar{V}_s$$

$$\frac{\bar{V}_s^2}{\bar{L}_{ss}} = \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{dr_mag} \times \bar{V}_s$$

$$\bar{i}_{dr_mag} = \frac{\bar{V}_s}{\bar{L}_m} \quad (3.18)$$

3.2.2 SISTEMA DE CONTROLE DE TENSÃO

A Figura 3.2 apresenta a estratégia de controle de tensão utilizada no trabalho de dissertação e que é aplicada ao conversor ligado ao rotor. A considerar que ambos os conversores, o referido acima e o conversor ligado à rede, atuam como conversores de tensão.

O modelo proposto utiliza como variável de controle a tensão do estator e , como demonstrado no item 3.2.1, a potência reativa exportada para a rede pelo gerador pode ser controlada pela componente de eixo direto \bar{i}_{dr} da corrente do rotor. Esta corrente foi decomposta em uma parte responsável pela magnetização do gerador de indução e em outra parte que determina o reativo líquido a ser trocado com a rede (\bar{i}_{dr_ref} e \bar{i}_{dr_mag} respectivamente na Figura 3.2). Estas duas componentes dão origem à um sinal de referência \bar{i}_{dr_ref} .

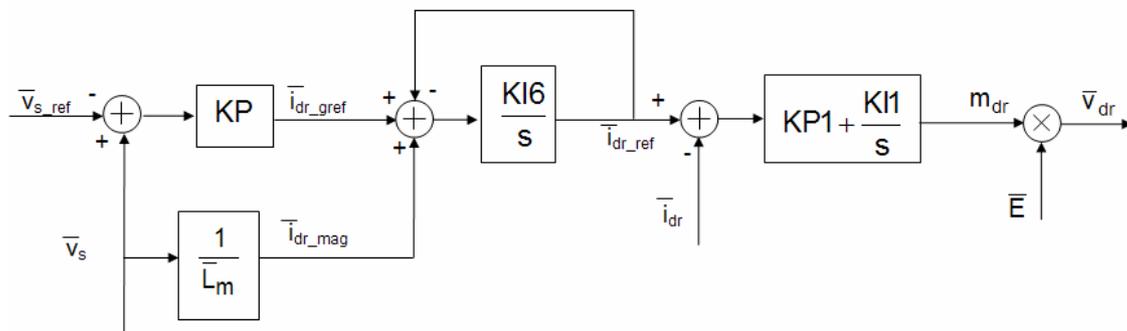


Figura 3.2 - Sistema de Controle de Tensão / Fator de Potência para Gerador de Indução Duplamente Alimentado.

O sinal \bar{i}_{dr_ref} é comparado com \bar{i}_{dr} , obtido do modelo do gerador de indução, e o erro obtido é fixado como entrada de um controlador PI, cuja saída corresponde à componente de eixo direto do fator de modulação da tensão nos terminais do conversor, que multiplicado pela tensão do link CC, dá origem à tensão \bar{v}_{dr} . Considerando as relações demonstradas nas equações (3.11) e (3.12), o controlador proposto atua sobre a tensão \bar{v}_{dr} para responder à uma variação de \bar{i}_{qr} causada por uma alteração do perfil de tensão da rede.

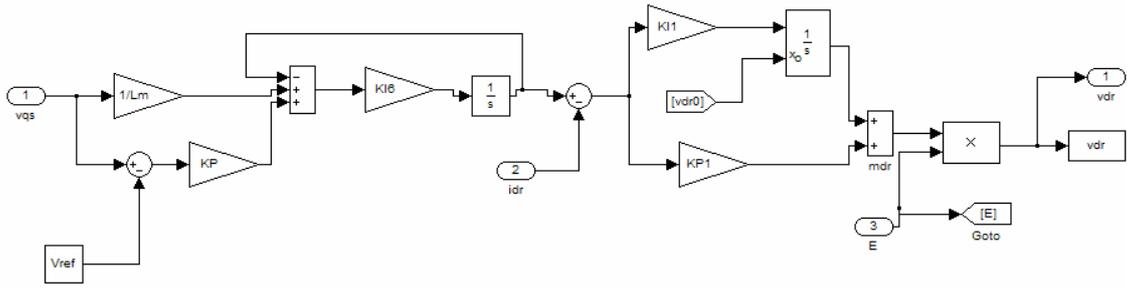


Figura 3.3 - Diagrama de blocos do regulador de tensão implementado no programa MATLAB

3.2.3 MODELAGEM DO CONTROLADOR DE VELOCIDADE

Adotando as premissas do item 3.2, derivamos nesta seção as expressões de modelagem matemática adotada para o sistema de controle de velocidade.

Expressando \bar{v}_{qr} (2.7), cuja equação é reproduzida abaixo por conveniência, em função de \bar{i}_{dr} e \bar{i}_{qr} :

$$\bar{v}_{qr} = \bar{R}_r \times \bar{i}_{qr} + \bar{s} \times \bar{\lambda}_{dr} + \frac{1}{\omega_s} \times \frac{d}{dt} \bar{\lambda}_{qr}$$

Substituindo o valor de $\bar{\lambda}_{dr}$ (2.10) no termo multiplicado pelo escorregamento na equação (2.7) acima:

$$\bar{\lambda}_{dr} = \bar{L}_{rr} \times \bar{i}_{dr} + \bar{L}_m \times \bar{i}_{ds}$$

$$\bar{s} \times \bar{\lambda}_{dr} = \bar{s} \times (\bar{L}_{rr} \times \bar{i}_{dr} + \bar{L}_m \times \bar{i}_{ds})$$

$$\text{Como } \bar{i}_{ds} = \frac{\bar{\lambda}_{ds}}{\bar{L}_{ss}} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{dr},$$

$$\bar{s} \times \left(\bar{L}_{rr} \times \bar{i}_{dr} + \bar{L}_m \times \left(\frac{\bar{\lambda}_{ds}}{\bar{L}_{ss}} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{dr} \right) \right)$$

$$\bar{s} \times \left(\bar{L}_{rr} \times \bar{i}_{dr} + \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{\lambda}_{ds} - \frac{\bar{L}_m^2}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{dr} \right)$$

$$\bar{s} \times \left(\bar{L}_{rr} \times \left(1 - \frac{\bar{L}_m^2}{\bar{L}_{ss} \times \bar{L}_{rr}} \right) \times \bar{i}_{dr} + \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{\lambda}_{ds} \right)$$

Como $\bar{\lambda}_{ds} = \bar{i}_{ms} \times \bar{L}_m$

$$\bar{s} \times \left(\bar{L}_{rr} \times \left(1 - \frac{\bar{L}_m^2}{\bar{L}_{ss} \times \bar{L}_{rr}} \right) \times \bar{i}_{dr} + \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{ms} \right)$$

Relembrando que $\sigma = 1 - \frac{\bar{L}_m^2}{\bar{L}_{ss} \times \bar{L}_{rr}}$, temos

$$\bar{s} \times \left(\bar{L}_{rr} \times \sigma \times \bar{i}_{dr} + \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{ms} \right) \tag{3.19}$$

Utilizando a equação (2.11) para $\bar{\lambda}_{qr}$ no termo que envolve a derivada na fórmula de \bar{v}_{qr} (2.7), temos então para este termo:

$$\frac{1}{\omega_s} \times \frac{d}{dt} \left(\bar{L}_{rr} \times \bar{i}_{qr} + \bar{L}_m \times \bar{i}_{qs} \right)$$

Como $\bar{i}_{qs} = -\frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{qr}$, o termo referido se transforma em:

$$\frac{1}{\omega_s} \times \frac{d}{dt} \left(\bar{L}_{rr} \times \bar{i}_{qr} + \bar{L}_m \times \left(-\frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{qr} \right) \right)$$

$$\frac{1}{\omega_s} \times \frac{d}{dt} \left(\bar{L}_{rr} \times \bar{i}_{qr} - \frac{\bar{L}_m^2}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{qr} \right)$$

$$\frac{1}{\omega_s} \times \frac{d}{dt} \bar{L}_{rr} \times \left(1 - \frac{\bar{L}_m^2}{\bar{L}_{ss} \times \bar{L}_{rr}} \right) \times \bar{i}_{qr}$$

$$\frac{1}{\omega_s} \times \bar{L}_{rr} \times \sigma \times \frac{d}{dt} \bar{i}_{qr} \quad (3.20)$$

Então, aplicando as expressões (3.16) e (3.17) na equação (2.7) referente a \bar{v}_{qr} :

$$\bar{v}_{qr} = \bar{R}_r \times \bar{i}_{qr} + \bar{s} \times \left(\bar{L}_{rr} \times \sigma \times \bar{i}_{dr} + \frac{\bar{L}_m^2}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{ms} \right) + \frac{1}{\omega_s} \times \bar{L}_{rr} \times \sigma \times \frac{d}{dt} \bar{i}_{qr} \quad (3.21)$$

Como $\bar{i}_{ms} = \frac{\bar{\lambda}_{ds}}{\bar{L}_m}$ e $\bar{\lambda}_{ds} = \bar{V}_s$, então

$$\frac{\bar{L}_m^2}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{ms} = \frac{\bar{L}_m^2}{\bar{L}_{ss}} \times \frac{\bar{\lambda}_{ds}}{\bar{L}_m} = \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{\lambda}_{ds} = \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{v}_s$$

$$\bar{v}_{qr} = \bar{R}_r \times \bar{i}_{qr} + \bar{s} \times \left(\bar{L}_{rr} \times \sigma \times \bar{i}_{dr} + \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{v}_s \right) + \frac{1}{\omega_s} \times \bar{L}_{rr} \times \sigma \times \frac{d}{dt} \bar{i}_{qr} \quad (3.22)$$

A tensão \bar{v}_{qr} pode ser decomposta em duas componentes:

$$\bar{v}'_{qr} = \bar{R}_r \times \bar{i}_{qr} + \frac{1}{\omega_s} \times \bar{L}_{rr} \times \sigma \times \frac{d}{dt} \bar{i}_{qr} \quad (3.23)$$

$$\bar{v}_{qr} = \bar{v}'_{qr} + \bar{s} \times \left(\bar{L}_{rr} \times \sigma \times \bar{i}_{dr} + \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{v}_s \right) \quad (3.24)$$

Vemos que a tensão \bar{v}'_{qr} pode ser expressa em função exclusivamente de \bar{i}_{qr} . A tensão \bar{v}_{qr} é dada pela diferença entre \bar{v}'_{qr} e um termo dependente do escorregamento e da componente de eixo direto da corrente do rotor. A seguir, será mostrada a dependência entre o conjugado elétrico do gerador de indução e a componente de eixo em quadratura da corrente do rotor.

Cálculo do conjugado elétrico do gerador de indução duplamente alimentado (positivo para ação geradora)

$$\bar{T}_e = \bar{\lambda}_{dr} \times \bar{i}_{qr} - \bar{\lambda}_{qr} \times \bar{i}_{dr}$$

Usando as equações (2.10) e (2.11) na equação do conjugado eletromagnético,

$$\bar{T}_e = (\bar{L}_{rr} \times \bar{i}_{dr} + \bar{L}_m \times \bar{i}_{ds}) \times \bar{i}_{qr} - (\bar{L}_{rr} \times \bar{i}_{qr} + \bar{L}_m \times \bar{i}_{qs}) \times \bar{i}_{dr}$$

Como

$$\bar{i}_{ds} = \frac{\bar{\lambda}_{ds}}{\bar{L}_{ss}} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{dr} \quad \text{e} \quad \bar{i}_{qs} = -\frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{qr},$$

$$\bar{T}_e = \left(\bar{L}_{rr} \times \bar{i}_{dr} + \bar{L}_m \times \left(\frac{\bar{\lambda}_{ds}}{\bar{L}_{ss}} - \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{dr} \right) \right) \times \bar{i}_{qr} - \left(\bar{L}_{rr} \times \bar{i}_{qr} + \bar{L}_m \times \left(-\frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{qr} \right) \right) \times \bar{i}_{dr}$$

$$\bar{T}_e = \bar{L}_{rr} \times \bar{i}_{dr} \times \bar{i}_{qr} + \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{\lambda}_{ds} \times \bar{i}_{qr} - \frac{\bar{L}_m^2}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{dr} \times \bar{i}_{qr} - \bar{L}_{rr} \times \bar{i}_{dr} \times \bar{i}_{qr} + \frac{\bar{L}_m^2}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{i}_{dr} \times \bar{i}_{qr}$$

$$\bar{T}_e = \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{\lambda}_{ds} \times \bar{i}_{qr}$$

$$\bar{T}_e = \frac{\bar{L}_m}{\bar{L}_{ss}} \times \bar{V}_s \times \bar{i}_{qr} \tag{3.25}$$

Observamos em (3.25) que o conjugado elétrico pode ser expresso unicamente em função da componente de eixo em quadratura da corrente do rotor e da tensão do estator. Essa característica é utilizada no controlador abaixo indicado para definição da referência da corrente para controle do conjugado.

3.2.4 SISTEMA DE CONTROLE DE VELOCIDADE

A Figura 3.4 apresenta o diagrama de blocos do controlador implementado neste trabalho para controle do conjugado eletromagnético do gerador de indução.

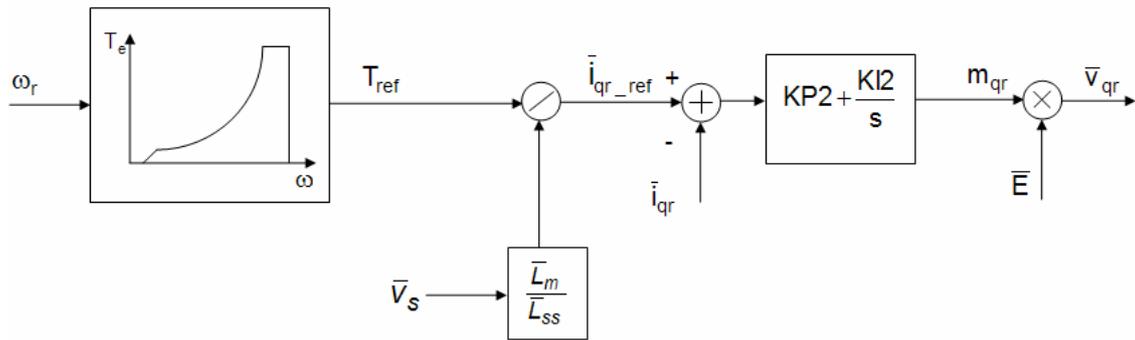


Figura 3.4 – Estratégia de controle de velocidade do gerador de indução duplamente alimentado

O modelo proposto utiliza como variável de controle a velocidade de rotação do rotor e atua sobre o conjugado eletromagnético indiretamente através da tensão \bar{v}_{qr} . O controlador mede a velocidade do rotor e, através de uma curva conjugado-velocidade que corresponde à extração ótima de potência do gerador, define a referência de conjugado e, conseqüentemente, a referência da componente de eixo em quadratura da corrente do rotor \bar{i}_{qr_ref} . Isto pode ser visto na Figura 3.4, considerando ainda a relação estabelecida pela equação (3.25).

O sinal \bar{i}_{qr_ref} é comparado com \bar{i}_{qr} , obtido do modelo do gerador de indução, e o erro é entrada de um controlador PI cuja saída corresponde à componente de eixo em quadratura do fator de modulação da tensão no terminal do conversor, que multiplicado pela tensão do link CC, dá origem à tensão de quadratura do rotor \bar{v}_{qr} .

A curva conjugado ótimo – velocidade do gerador especifica os pontos em que a extração de potência é máxima. Uma vez que ocorra uma alteração na velocidade do rotor do gerador causada por uma mudança do conjugado mecânico produzido pela turbina eólica durante variação na velocidade do vento, a velocidade final do rotor deve ser tal que a razão de velocidade λ faça com que o coeficiente de potência C_p seja máximo, conforme explicado na seção 2.2.

A Figura 3.5 apresenta a implementação computacional no programa MATLAB do modelo do regulador de velocidade do gerador eólico.

A curva conjugado – velocidade é apresentada na Figura 3.6. Esta curva apresenta três regiões distintas:

- Uma primeira região, de velocidade constante e mínima denominada velocidade de entrada, na qual o conjugado varia de zero até o conjugado mínimo que compensa para atrito e ventilação e partir do qual há conversão efetiva de energia em energia elétrica.

- Uma segunda região, dada por uma relação quadrática entre conjugado e velocidade do rotor, situada entre a velocidade de entrada e a velocidade limite do rotor. A velocidade de entrada corresponde à velocidade na qual a potência mecânica extraída do fluxo de vento pela turbina sobrepuxa a soma dos conjugados de atrito do eixo e passa a ocorrer geração de energia elétrica. A velocidade limite corresponde à velocidade na qual ainda não há perigo de danos ao sistema de geração eólica;

- Uma terceira região, de velocidade aproximadamente constante chamada velocidade limite, iniciando no conjugado máximo da primeira região acima referida e terminando em um valor máximo que é o conjugado nominal do gerador eólico.

- Uma quarta região, na qual o conjugado mecânico é mantido constante através da mudança de ângulo de passo das pás. Esta região se estende até a velocidade de corte, onde o sistema de proteção promove a desconexão da turbina eólica do sistema devido às altas velocidades do vento.

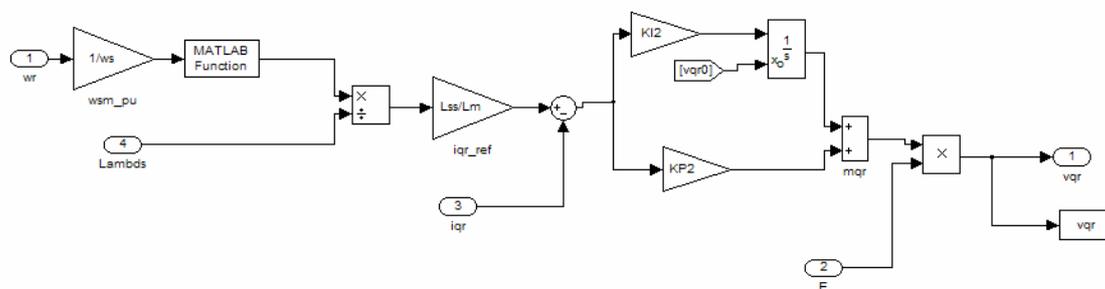


Figura 3.5 – Diagrama de blocos do regulador de velocidade implementado no programa MATLAB

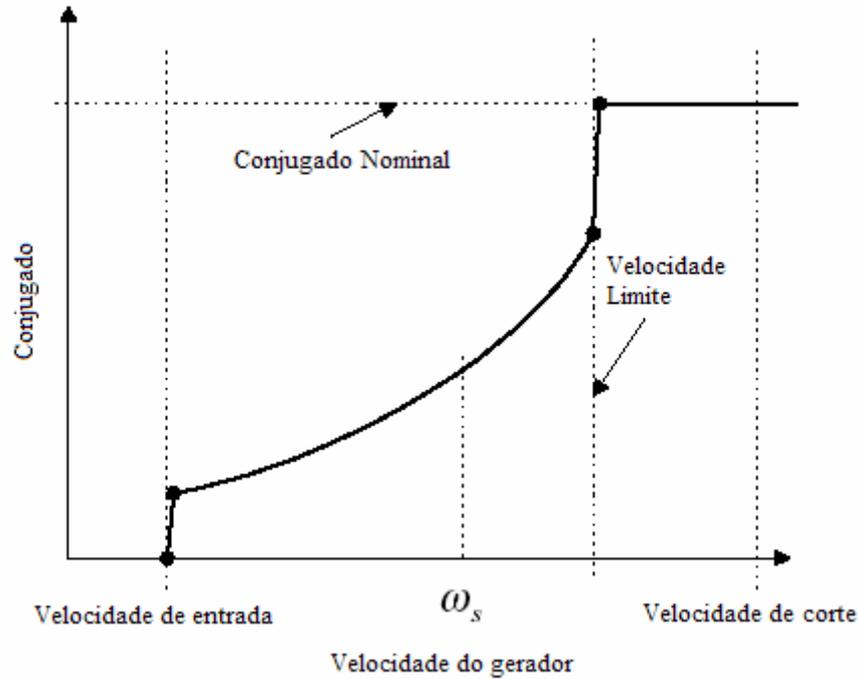


Figura 3.6 – Característica ótima conjugado x velocidade do sistema de geração eólica

3.3 MODELAGEM DO CONVERSOR LIGADO À REDE

O conversor ligado à rede tem por funções primordiais controlar a tensão do link CC entre os conversores e também o fluxo de potência reativa que é trocado entre o conversor e a rede. A estratégia de operação deste conversor adota como referência para a transformação de Park o vetor de tensão da rede [9], isto é, o eixo d da referência é alinhado com o vetor de tensão do estator. Esta escolha de referencial justifica-se pelo desacoplamento entre as potências ativa e reativa. Um fato relevante é que a referência do controle vetorial do conversor ligado ao estator está 90° à frente da referência do conversor ligado ao rotor.

A equação que representa o balanço de tensão entre o ponto de conexão do gerador à rede e o terminal do conversor, ilustrada na **Figura 3.7**, é dada a seguir:

$$\begin{bmatrix} v_{al} \\ v_{bl} \\ v_{cl} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{bmatrix} + R \cdot \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} + L \cdot \frac{d}{dt} \cdot \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} \quad (3.26)$$

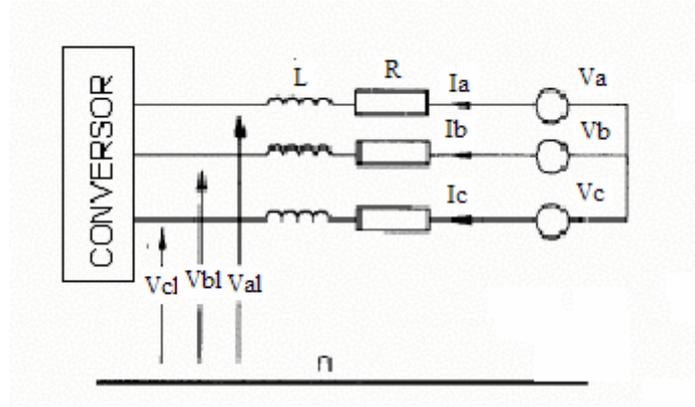


Figura 3.7 – Diagrama do ponto de conexão do conversor ao sistema elétrico

As tensões v_a , v_b , e v_c são as tensões medidas do estator / rede e v_{al} , v_{bl} e v_{cl} são as componentes fundamentais das tensões obtidas no terminal do conversor ligado à rede. São consideradas apenas as componentes fundamentais das grandezas elétricas, pois neste estudo, são desprezadas as componentes harmônicas. R e L correspondem respectivamente a resistência e a indutância entre o terminal do conversor e a rede. A indutância do transformador pode ser somada a este valor de L .

Aplicando a Transformação de Park à equação (3.26) obtemos

$$v_{dl} = v_d + R \cdot i_d - \omega_s \cdot L \cdot i_q + L \cdot \frac{di_d}{dt} \quad (3.27)$$

$$v_{ql} = v_q + R \cdot i_q + \omega_s \cdot L \cdot i_d + L \cdot \frac{di_q}{dt} \quad (3.28)$$

Adotando a notação em pu nas equações (3.27) e (3.28),

$$\bar{v}_{dl} = \bar{v}_d + \bar{R} \cdot \bar{i}_d - \bar{L} \cdot \bar{i}_q + \frac{\bar{L}}{\omega_s} \cdot \frac{d\bar{i}_d}{dt} \quad (3.29)$$

$$\bar{v}_{ql} = \bar{v}_q + \bar{R} \cdot \bar{i}_q + \bar{L} \cdot \bar{i}_d + \frac{\bar{L}}{\omega_s} \cdot \frac{d\bar{i}_q}{dt} \quad (3.30)$$

Definindo

$$\bar{v}'_d = \bar{R} \cdot \bar{i}_d + \frac{\bar{L}}{\omega_s} \cdot \frac{d\bar{i}_d}{dt} \quad (3.31)$$

$$\bar{v}'_q = \bar{R} \cdot \bar{i}_q + \frac{\bar{L}}{\omega_e} \cdot \frac{di_q}{dt} \quad (3.32)$$

A tensão \bar{v}'_d é função exclusivamente de \bar{i}_d . A tensão \bar{v}_d é dada pela soma entre \bar{v}'_d e \bar{v}_{dl} mais um termo dependente da corrente de eixo em quadratura.

A tensão \bar{v}'_q é dada exclusivamente por \bar{i}_q . A tensão \bar{v}_q é dada pela soma entre \bar{v}'_q e \bar{v}_{ql} mais um termo dependente da corrente de eixo direto.

Aplicando a Transformada de Laplace nas equações (3.29) e (3.30), obtemos a expressão para o cálculo das correntes \bar{i}_d e \bar{i}_q ,

$$\bar{i}_d = \frac{\omega_s}{s \cdot \bar{L}} \cdot (\bar{v}_{dl} - \bar{v}_d + \bar{L} \cdot \bar{i}_q - \bar{R} \cdot \bar{i}_d) \quad (3.33)$$

$$\bar{i}_q = \frac{\omega_s}{s \cdot \bar{L}} \cdot (\bar{v}_{ql} - \bar{v}_q - \bar{R} \cdot \bar{i}_q - \bar{L} \cdot \bar{i}_d)$$

Como $\bar{v}_q = 0$

$$\bar{i}_q = \frac{\omega_s}{s \cdot \bar{L}} \cdot (\bar{v}_{ql} - \bar{R} \cdot \bar{i}_q - \bar{L} \cdot \bar{i}_d) \quad (3.34)$$

Os fluxos de potência ativa e reativa entre o conversor ligado à rede e o sistema são respectivamente dados por:

$$P_{rs} = \bar{v}_{dl} \cdot \bar{i}_d + \bar{v}_{ql} \cdot \bar{i}_q \quad (3.35)$$

$$Q_{rs} = \bar{v}_{dl} \cdot \bar{i}_q - \bar{v}_{ql} \cdot \bar{i}_d \quad (3.36)$$

Como o eixo d da referência está alinhado com o fasor de tensão, temos que $v_q = 0$, o que implica em um desacoplamento das potências ativa e reativa das correntes de eixo direto e quadratura respectivamente. Assim, a potência ativa passa a ser função apenas da corrente de eixo direto, e a potência reativa da corrente do eixo em quadratura.

Adotando como estratégia de controle a componente de corrente em quadratura como nula, temos nos terminais do conversor do estator:

$$P_{rs} = \bar{v}_{dl} \cdot \bar{i}_d \quad (3.37)$$

$$Q_{rs} = -\bar{v}_{ql} \cdot \bar{i}_d \quad (3.38)$$

3.3.1 SISTEMA DE CONTROLE DA TENSÃO DO LINK CC

O capacitor do link CC entre os conversores PWM tem por finalidade prover tensão CC tanto para o conversor ligado ao rotor do gerador de indução quanto para o conversor ligado à rede elétrica. A Figura 3.8 apresenta o diagrama com os conversores, o link CC, bem como as correntes retificadas i_{or} e i_{os} . Qualquer desbalanço momentâneo entre a potência ativa que passa pelo conversor do rotor e o conversor ligado à rede, vai implicar em variações de tensão do capacitor.

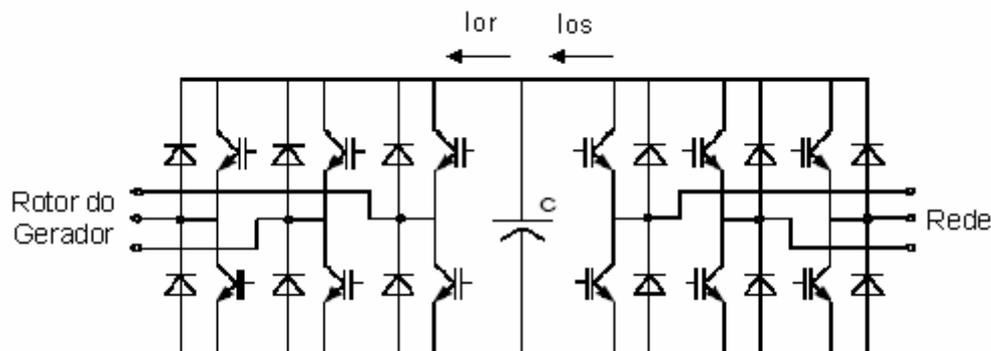


Figura 3.8 – Diagrama do conversor PWM VSI back-to-back, com indicação das correntes i_{or} e i_{os} .

Assim, para assegurar a estabilidade operativa do sistema, o controle deve garantir que o fluxo de potência entre os conversores não sofra variação [29], isto é:

$$P_r = P_{rs} \quad (3.39),$$

onde P_r é o fluxo de potência ativa entre o rotor e o conversor ligado ao rotor e P_{rs} é o fluxo de potência ativa entre a rede e o conversor ligado ao sistema.

A equação dinâmica da tensão do link CC é dada por

$$C \cdot \frac{dE}{dt} = i_{or} - i_{os} \quad (3.40),$$

onde E é a tensão do link CC e

$$i_{or} = \frac{P_r}{E} \quad (3.41)$$

$$i_{os} = \frac{P_{rs}}{E} \quad (3.42)$$

Se a equação (3.39) for satisfeita, a tensão do link CC se manterá constante, ainda que pequenas variações transitórias possam acontecer em processos de transferência de energia que levem à diferenças entre P_r e P_{rs} .

O controlador proposto [9] é apresentado na Figura 3.9 e controla a tensão do link CC através da corrente i_d . A ação de controle da corrente i_d é feita através da tensão terminal do conversor v_{dl} .

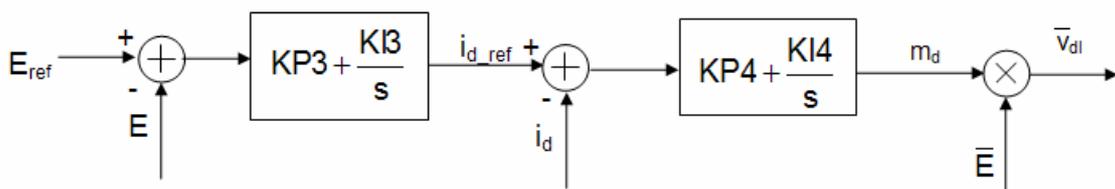


Figura 3.9 – Sistema de Controle para regulação de tensão do link CC

Como pode ser observado na Figura 3.9, o sinal de referência i_{dref} para a corrente i_d é dado por um sinal de erro da tensão do link CC que é entrada de um controlador PI. O sinal de erro da corrente i_d , por sua vez, é entrada de um outro controlador PI, cuja saída corresponde à componente de eixo diretor do fator de modulação da tensão no

terminal do conversor, que multiplicado pela tensão do elo CC, gera o sinal correspondente à tensão \bar{v}_{dl} .

Utilizando a equação (3.33), calculamos i_d .

A referência de tensão v_{dl} é dada por:

$$\bar{v}_{dl} = -\bar{v}'_d + (\bar{L} \cdot \bar{i}'_q + \bar{v}_d) \quad (3.43)$$

A Figura 3.10 apresenta a implementação computacional no programa MATLAB do regulador de tensão do link CC do conversor ligado à rede.

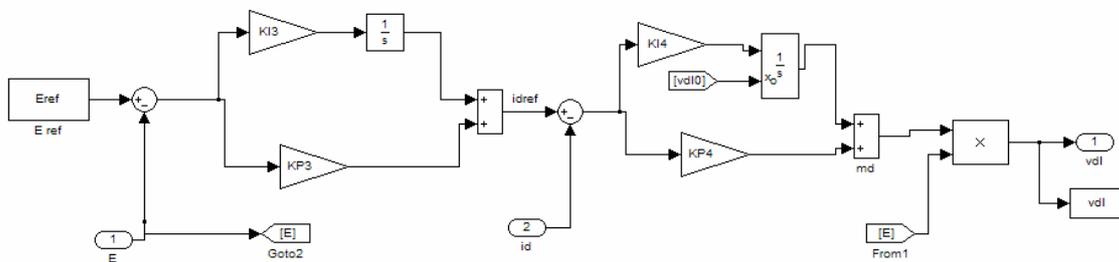


Figura 3.10 – Diagrama de blocos do controlador da tensão do link CC implementado no programa MATLAB

A Figura 3.11 apresenta a implementação computacional da equação (3.40), bem como o cálculo da corrente i_{or} através da potência ativa do rotor e da tensão do link CC.

O diagrama de blocos com o cálculo de i_{os} é apresentado na Figura 3.12.

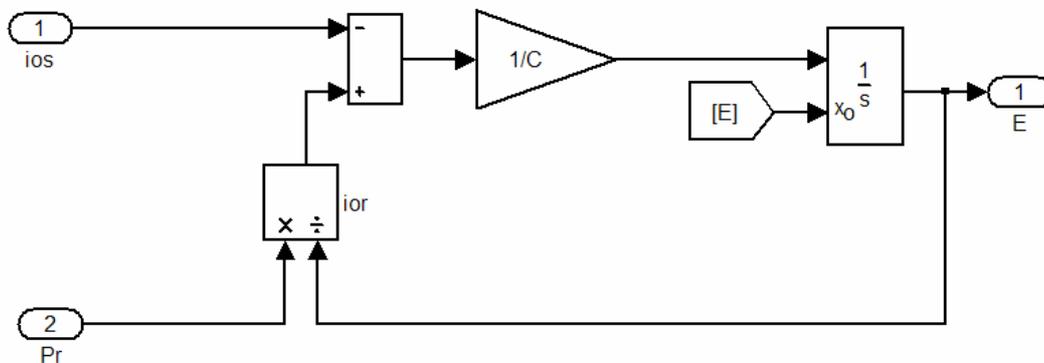


Figura 3.11 – Diagrama de blocos da equação dinâmica de tensão do link CC implementado no programa MATLAB

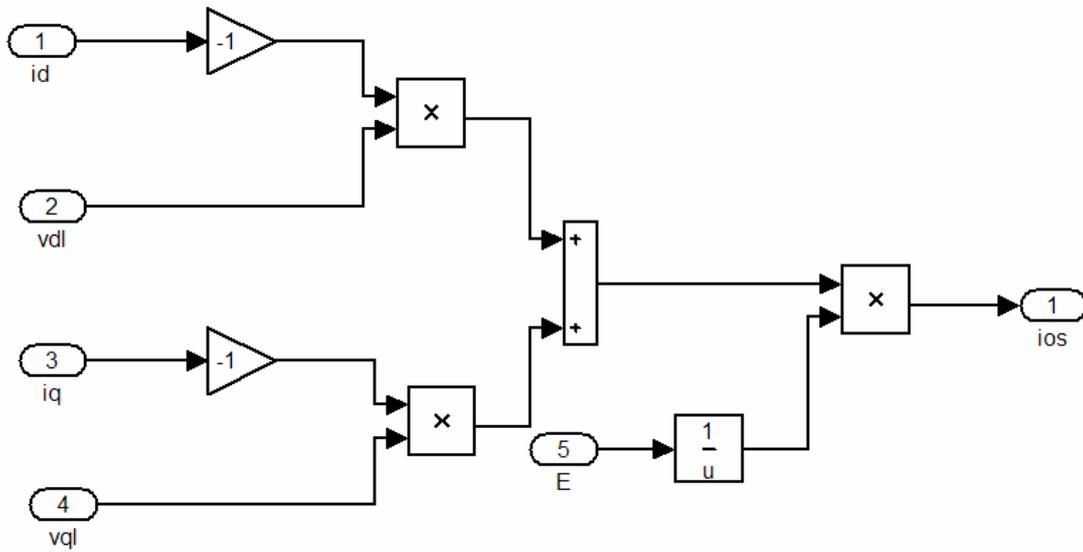


Figura 3.12 – Diagrama de blocos com o cálculo da corrente i_{os} implementado no programa MATLAB

3.3.2 SISTEMA DE CONTROLE DE POTÊNCIA REATIVA

O controlador proposto [32] neste trabalho faz uso da relação entre a potência reativa e a corrente em quadratura i_q estabelecida na equação (3.38), atuando sobre a tensão v_{ql} .

Como pode ser observado na Figura 3.13, é estabelecido um sinal de referência i_{qref} para a corrente i_q . O sinal de erro da corrente i_q , por sua vez, é entrada de um controlador PI cuja saída corresponde à componente de eixo em quadratura do fator de modulação da tensão no terminal do conversor, que multiplicado pela tensão do elo CC, gera o sinal correspondente à tensão v_{ql} .

Utilizando a equação (3.34), calculamos i_q .

A referência de tensão v_{ql} é dada por:

$$\bar{v}_{ql} = -\bar{v}'_q + (\bar{L} \cdot \bar{i}_q) \tag{3.44}$$

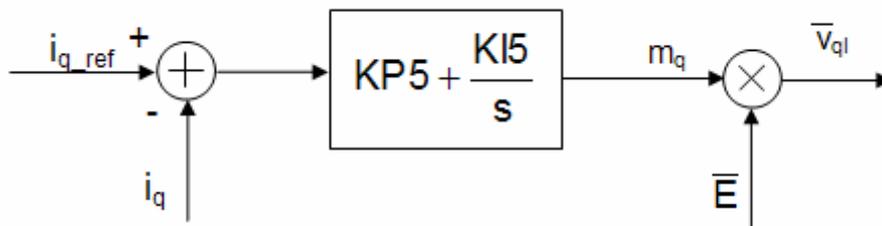


Figura 3.13 – Sistema de controle de fluxo de potência reativa entre o conversor ligado à rede e o sistema elétrico

A Figura 3.14 apresenta a implementação computacional no programa MATLAB do regulador de fluxo de potência reativa do conversor ligado à rede.

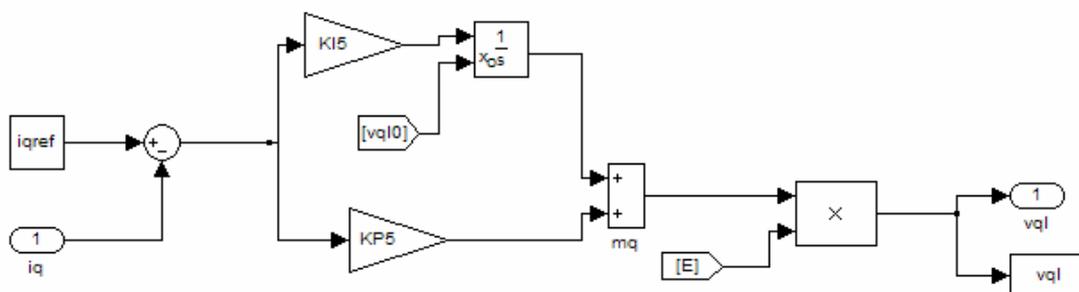


Figura 3.14 – Diagrama de blocos para controle do fluxo de potência reativa entre o conversor ligado à rede e o sistema elétrico implementado no programa MATLAB

4 DESEMPENHO DO SISTEMA DE GERAÇÃO EÓLICA

4.1 INTRODUÇÃO

O grau de modelagem de um sistema de potência depende do tipo de estudo que se pretende realizar, uma vez que cada tipo de análise a ser implementada requer, em geral, detalhamento de uma parte específica do sistema global. Por exemplo, nos estudos de desempenho dinâmico de um sistema de potência, é dada ênfase aos problemas de estabilidade da transferência de potência de operação dos geradores às áreas de carga e de regulação de tensão ao longo do sistema de transmissão. Para responder a estas questões e permitir ajustes apropriados dos controles das grandezas associadas, modelagem compatível com a rapidez dos fenômenos acima referidos deve ser considerada. Os modelos utilizados na presente dissertação de mestrado para representação do gerador de indução, da turbina eólica e dos demais controladores utilizados apresentam tais características.

4.2 INICIALIZAÇÃO DAS VARIÁVEIS DE ESTADO E ROTINAS COMPUTACIONAIS DESENVOLVIDAS

O problema de inicialização do sistema dinâmico apresentado nesta dissertação é bastante não linear e relativamente complexo, de forma que um procedimento bastante iterativo deve ser aplicado na definição da condição operativa inicial de regime permanente. Para resolver esta questão, foi desenvolvido um programa computacional em linguagem FORTRAN, posteriormente adaptado para o ambiente MATLAB. O algoritmo construído para inicialização procura definir um ponto ótimo de operação, a partir de uma velocidade especificada ω_r para o rotor do gerador de indução e do conhecimento da curva ótima conjugado – velocidade, ótima no que diz respeito à maximização da eficiência do processo de conversão eólica – mecânica. Então, a partir da velocidade ω_r especificada e do conjugado eletromagnético a ser produzido pelo gerador, o deslçamento é calculado e a tensão que deve ser aplicada ao enrolamento de rotor e sua fase são determinadas de forma iterativa para que a máquina opere com potência reativa nula nos terminais do estator.

As variáveis de estado associadas ao gerador são então inicializadas e, a seguir, as grandezas que definem o ponto de operação e o desempenho do conversor back-to-

back e do sistema de potência são então obtidas. Finalmente, com todas estas variáveis determinadas, as grandezas que definem o estado inicial de operação dos controladores PI dos reguladores do modelo de sistema de geração eólica são então obtidas.

O circuito equivalente representativo da operação em regime permanente com duplo acesso é indicado na Figura 4.1. Este circuito pode ser modificado para permitir mais fácil manipulação das tensões e correntes do enrolamento de rotor, se ele for modificado para incorporar a representação equivalente de Thèvenin do conjunto formado pela reatância de magnetização (jX_ϕ) e pela impedância de dispersão ($R_s + jX_s$). A incorporação da fonte de tensão (V_{th}) e da impedância equivalente de Thèvenin (Z_{th}) ao circuito da Figura 4.1 resulta no circuito da Figura 4.2. Estas grandezas são definidas pelas seguintes expressões:

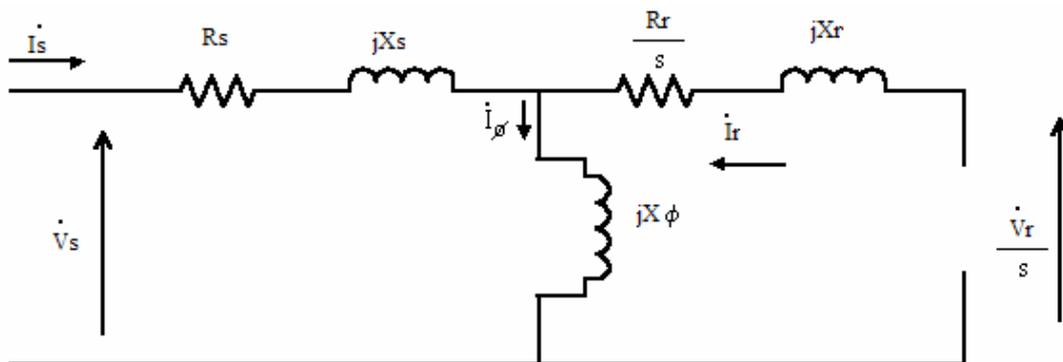


Figura 4.1 – Circuito equivalente de regime permanente da máquina de indução trifásica duplamente alimentada

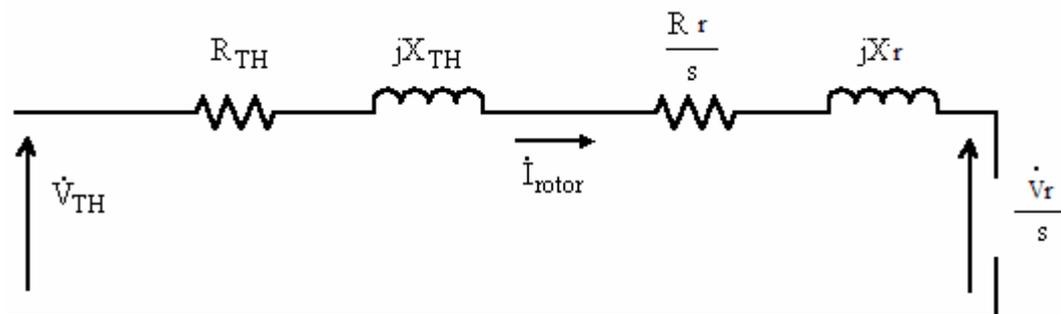


Figura 4.2 – Circuito equivalente de Thevenin da máquina de indução duplamente excitada

$$\dot{V}_{th} = j \cdot X_{\phi} \cdot \frac{\dot{V}_s}{R_s + j \cdot (X_{\phi} + X_{sm})} \quad (4.1)$$

$$Z_{th} = \frac{j \cdot X_{\phi} \cdot (R_s + j \cdot X_{sm})}{R_s + j \cdot (X_{\phi} + X_{sm})} \quad (4.2)$$

Para permitir o processo de inicialização, portanto, a potência reativa fornecida pela máquina ao gerador é anulada e a amplitude ($V_{RRS} = V_r / \bar{s}$) e a fase (γ) de (\dot{V}_r / \bar{s}) determinadas através de procedimento iterativo. Prosseguindo, as seguintes grandezas são obtidas:

$$v_{dr} = s \cdot V_{RRS} \cdot \cos \gamma \quad (4.3)$$

$$v_{qr} = s \cdot V_{RRS} \cdot \sin \gamma \quad (4.4)$$

$$\dot{V}_R = v_{dr} + j \cdot v_{qr} \quad (4.5)$$

Cálculo da corrente do rotor \dot{I}_R :

$$\dot{I}_R = - \frac{\dot{V}_{th} - \frac{\dot{V}_R}{\bar{s}}}{R_{th} + \frac{R_R}{\bar{s}} + j \cdot (X_{th} + X_r)} \quad (4.6)$$

Cálculo da tensão de magnetização:

$$\dot{V}_{\phi} = \dot{V}_{th} + Z_{th} \cdot \dot{I}_R \quad (4.7)$$

Cálculo da corrente de magnetização:

$$\dot{I}_{\phi} = \frac{\dot{V}_{\phi}}{j \cdot X_{\phi}} \quad (4.8)$$

Cálculo da corrente do estator:

$$\dot{I}_S = \dot{I}_\phi - \dot{I}_R \quad (4.9)$$

Enlace de fluxo do estator

$$\dot{\lambda}_S = -j \cdot (\dot{V}_S - R_S \cdot \dot{I}_S) \quad (4.10)$$

Enlace de fluxo do rotor

$$\dot{\lambda}_R = -j \cdot (\dot{V}_R - R_R \cdot \dot{I}_R) / \bar{s} \quad (4.11)$$

Potências ativa e reativa do rotor

$$P_R = v_{dr} \cdot i_{dr} + v_{qr} \cdot i_{qr} \quad (4.12)$$

$$Q_R = v_{qr} \cdot i_{dr} - v_{dr} \cdot i_{qr} \quad (4.13)$$

Potências ativa e reativa do estator

$$P_S = -v_{ds} \cdot i_{ds} - v_{qs} \cdot i_{qs} \quad (4.14)$$

$$Q_S = -v_{qs} \cdot i_{ds} + v_{ds} \cdot i_{qs} \quad (4.15)$$

Potência do entreferro

$$P_G = v_{d\phi} \cdot i_{dr} + v_{q\phi} \cdot i_{qr} \quad (4.16)$$

4.3 SIMULAÇÕES REALIZADAS

As simulações apresentadas a seguir consistiram em aplicar variações no conjugado mecânico gerado pela turbina eólica, na corrente de referência do conversor do estator, na tensão de referência do regulador de tensão e na velocidade do vento. O objetivo foi o de verificar o desempenho do sistema de geração eólica frente a estas perturbações, dando ênfase ao comportamento transitório do conjugado elétrico, da

velocidade do rotor, da tensão sobre o capacitor e da potência reativa gerada pelo estator do gerador de indução. Todos os casos apresentados a seguir se referem à operação do sistema de geração eólica com a velocidade inicial do rotor fixada em 0,7pu ($\bar{\omega}_r = 0,7$), potência reativa nula nos terminais do estator ($Q_s = 0$), tensão terminal nominal ($V_s = 1,0$), gerador ligado à barra infinita em seu estator e frequência da rede de 60Hz ($\bar{\omega}_s = 1,0$).

Foi escolhida uma capacitância de 2,4mF, conforme indicado na referência [9], para manutenção da tensão no link CC. A tensão do link CC foi inicializada em consonância com a potência transferida pelo rotor e com a tensão inicial secundária do lado CA do conversor do estator.

1º caso) Aplicação, no instante 1s de simulação, de degrau de 10% ao conjugado mecânico de referência, com todos os controladores em operação (controle de campo orientado) e sem ação transitória (ganhos nulos).

As figuras relativas a este caso são indicadas a seguir. São apresentados a tensão do elo CC (E , Figura 4.3), a velocidade do rotor (ω_r , Figura 4.4), o conjugado elétrico (T_e , Figura 4.5), a componente de eixo q da tensão do rotor (v_{qr} , Figura 4.6), a potência elétrica fornecida pelo estator ao sistema elétrico (P_s , Figura 4.7), as correntes CC do lado do conversor do estator e do lado do conversor do rotor (i_{os} e i_{or} , Figura 4.8) e a componente de eixo direto da corrente do rotor (i_{dr} , Figura 4.9). Observamos na Figura 4.3 que, como o regulador de tensão do elo CC está desativado, a tensão no capacitor tende para um valor constante menor (de 1,33 para 1,26) de forma a responder ao aumento do conjugado mecânico, da potência mecânica, da corrente de estator e da corrente i_{or} no elo CC.

A Figura 4.4 apresenta as variações da velocidade do rotor, em resposta à variação em degrau de 10% aplicada ao conjugado mecânico. Inicialmente a velocidade cresce até se estabilizar quando, aproximadamente no instante 8 s, o conjugado elétrico volta a se igualar com o conjugado mecânico aumentado (ver Figura 4.5).

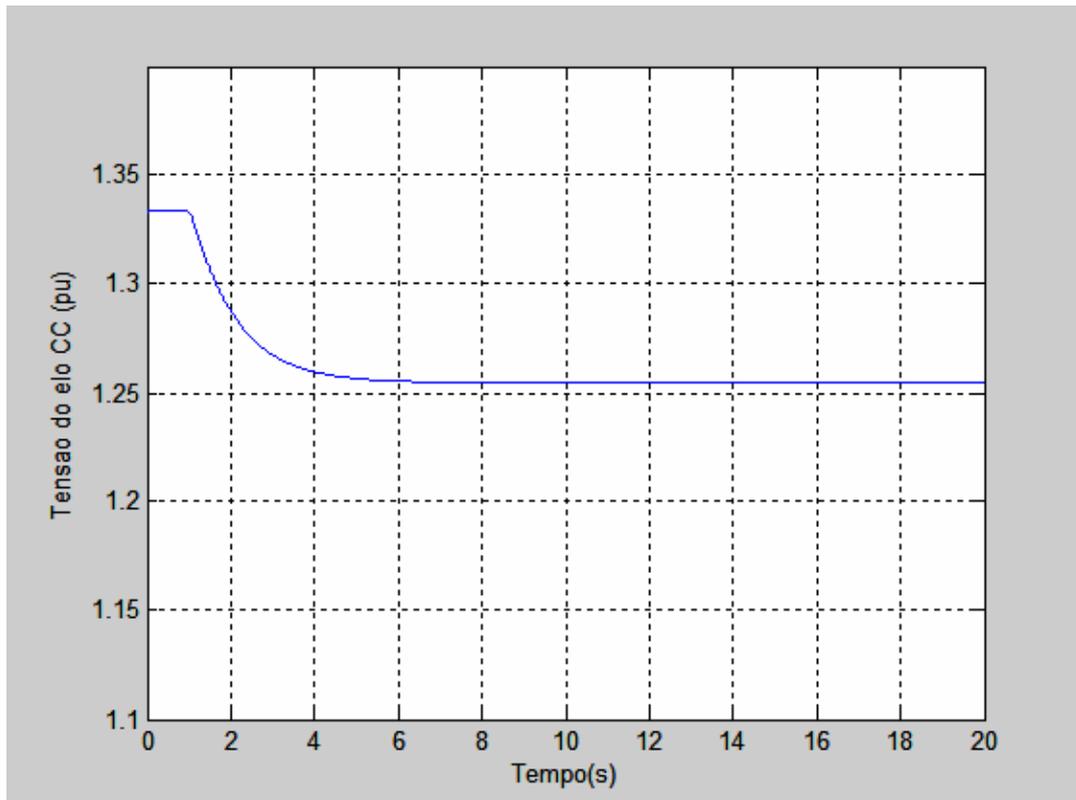


Figura 4.3 – Variação da tensão do capacitor do elo CC

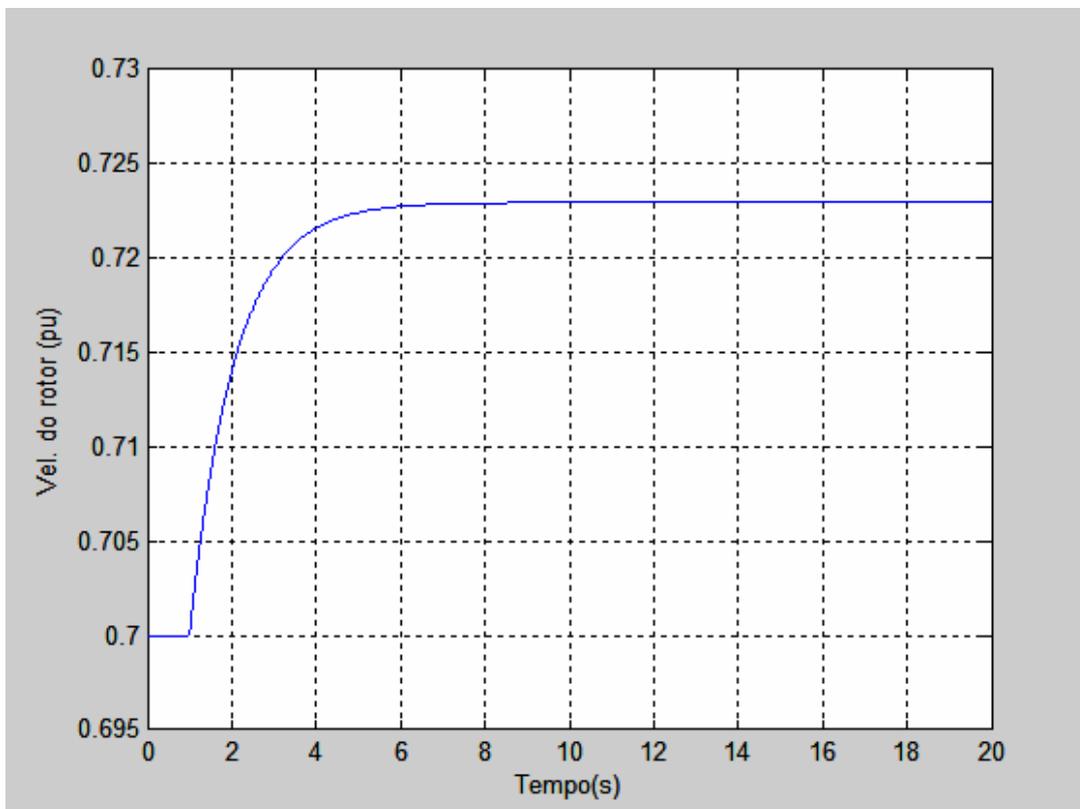


Figura 4.4 – Velocidade de rotação do rotor

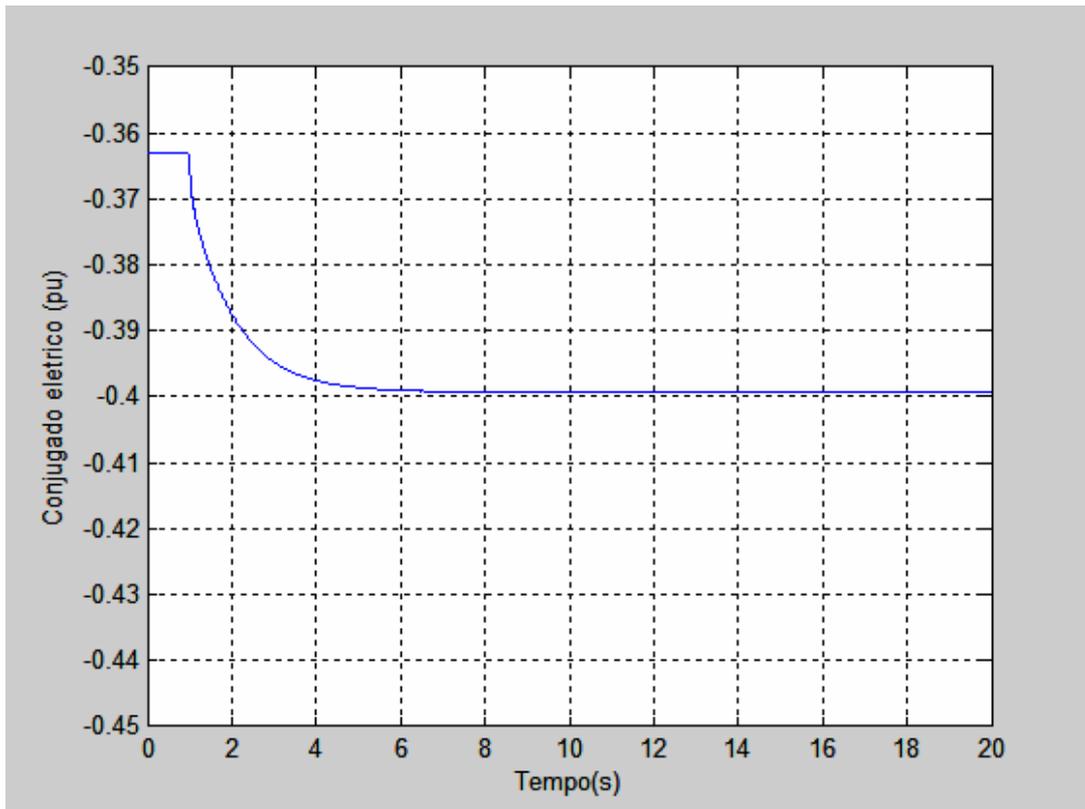


Figura 4.5 – Conjugado elétrico do gerador de indução

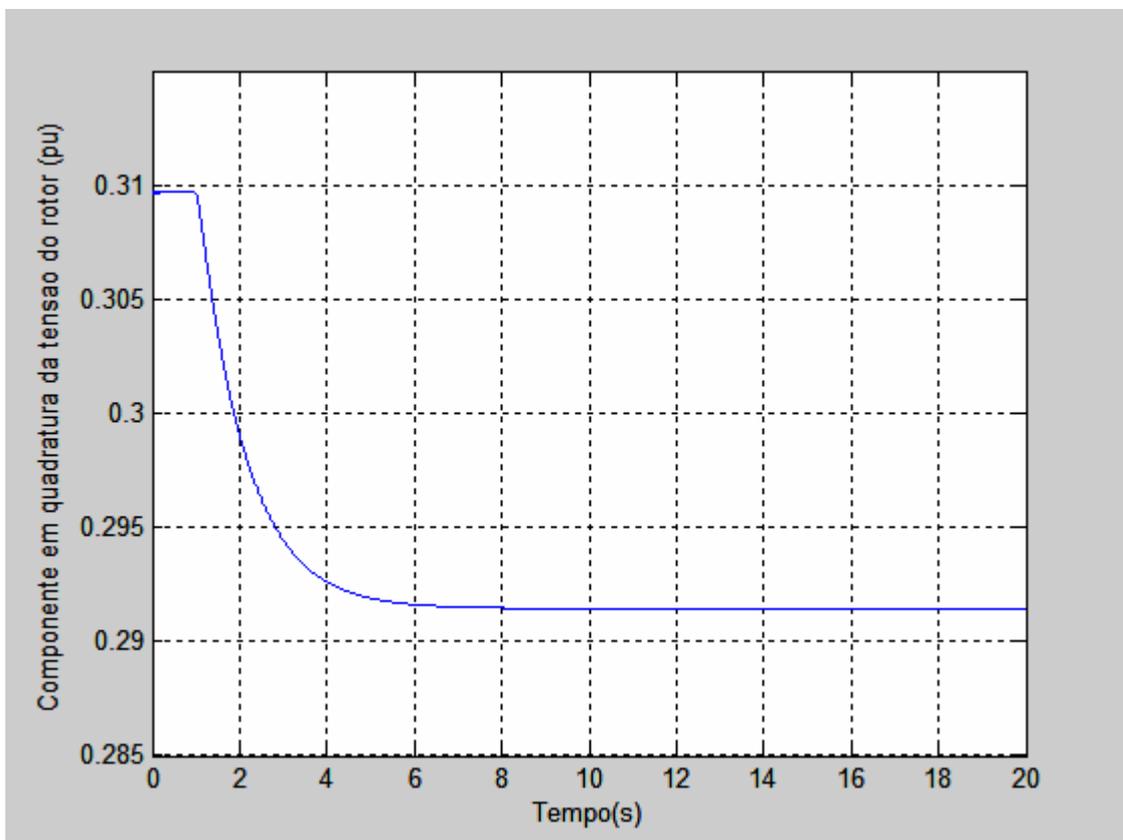


Figura 4.6 – Componente em quadratura da tensão do rotor

A Figura 4.6 confirma que a variação na componente de eixo em quadratura da tensão de rotor v_{qr} ocorre unicamente devido à redução de tensão experimentada pelo elo CC interligando os conversores de processamento da energia rotórica. A componente de eixo direto da tensão do enrolamento de rotor experimenta, naturalmente, redução em mesma proporção. Entretanto, os valores antes e após a aplicação do degrau no conjugado mecânico são próximos à zero, em consideração à fixação de potência reativa nula nos terminais do estator do gerador em condição pré-falta.

Na figura 4.7 fica confirmado que praticamente todo o aumento da potência mecânica aplicada ao gerador tende a se concentrar sobre a potência elétrica do estator (P_s), verificando-se apenas pequena parcela de variação na potência elétrica através do rotor do gerador. Esta variação muito pequena se dá apenas em amplitude suficiente para a ação de autocontrole do gerador de indução.

Às variações experimentadas pela corrente CC do conversor do lado do rotor i_{or} , segue-se reação rápida da corrente CC do conversor do lado do estator i_{os} , de forma a evitar redução ainda maior na tensão do elo CC, como pode ser visualizado na Figura 4.8.

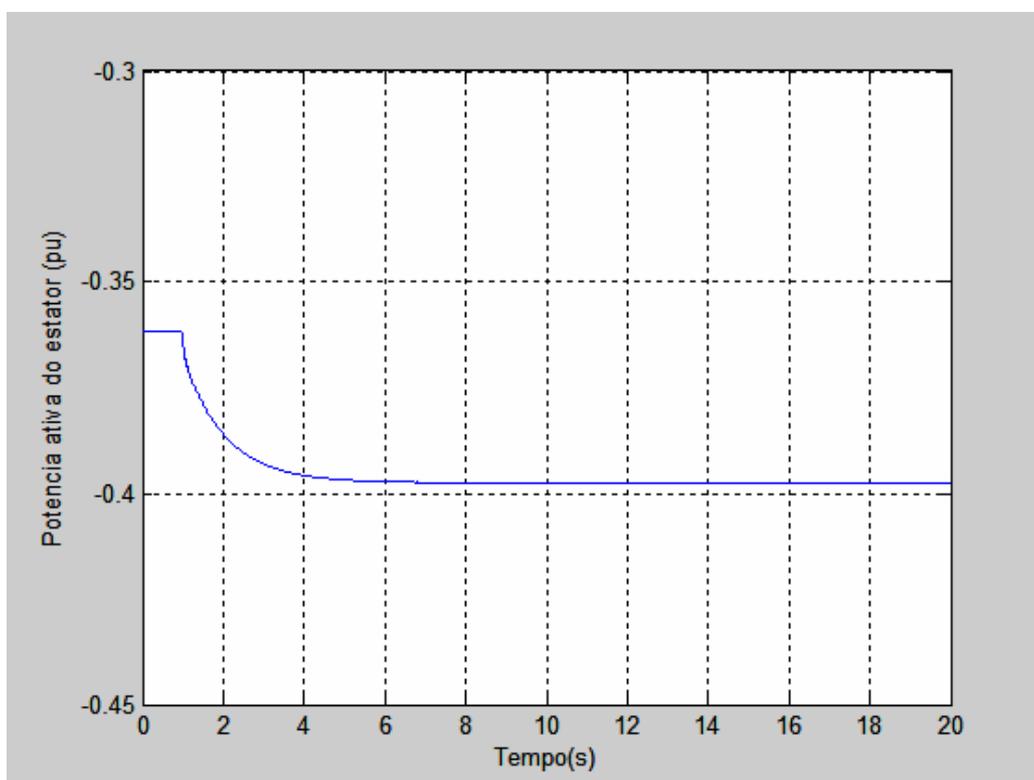


Figura 4.7 – Potência elétrica de estator

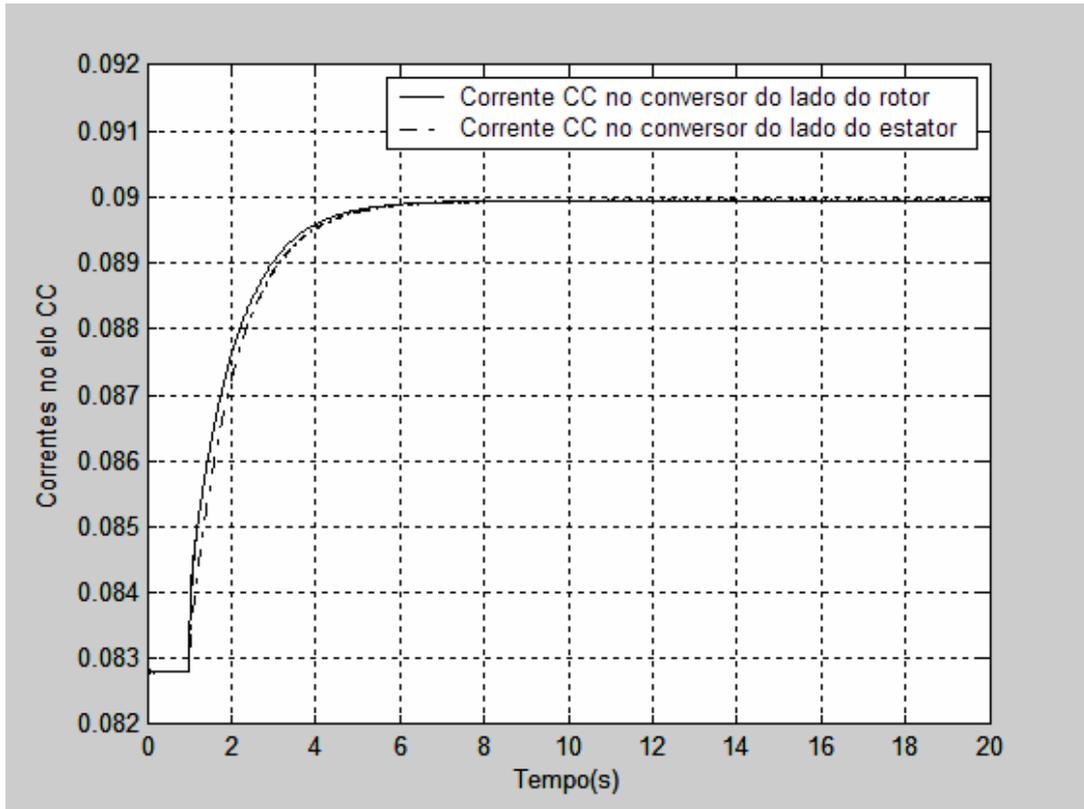


Figura 4.8 – Correntes CC nos conversores do elo

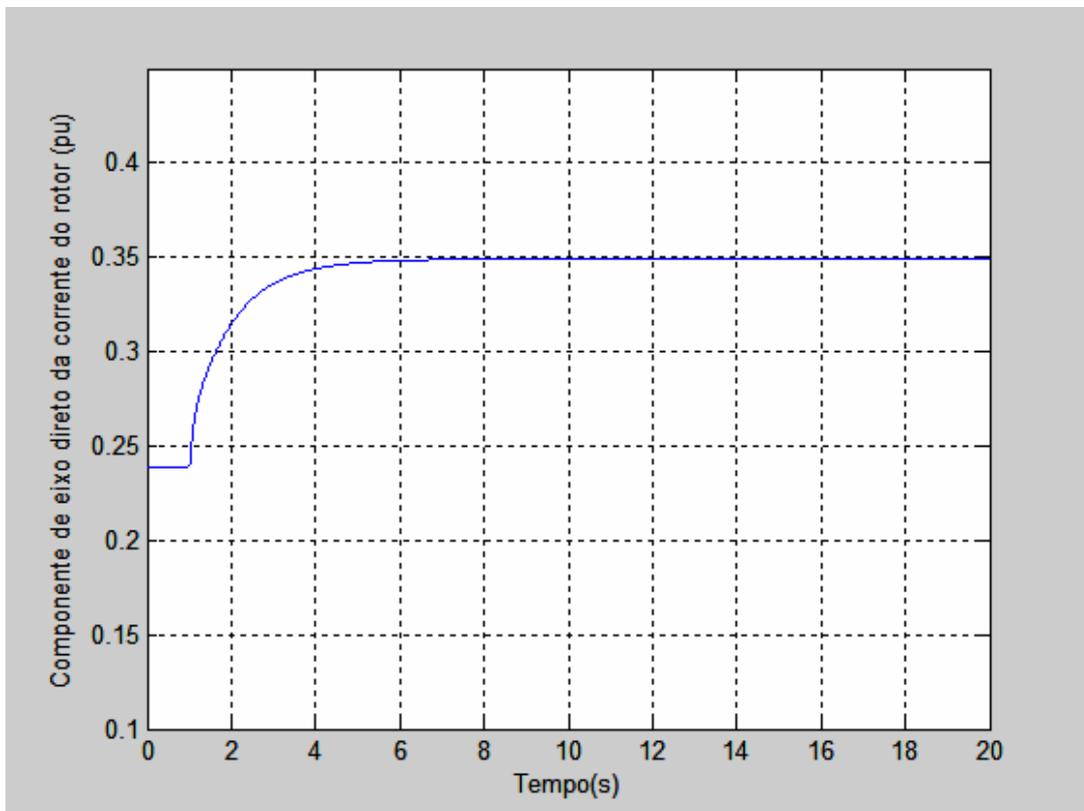


Figura 4.9 – Componente de eixo direto da corrente do rotor

A Figura 4.9 apresenta a excursão da componente de eixo direto da corrente do rotor i_{dr} , com a variação ocorrida do valor pré-falta de 0,24 pu para o valor final da ordem de 0,35 pu sendo responsável pela pequena variação de potência reativa que se verifica nos terminais do estator do gerador.

2º caso) Mesmas condições de operação do caso anterior, exceto com a ativação da ação transitória do regulador de tensão do link CC (Aplicação no instante 1s de simulação de degrau de 10% ao conjugado mecânico de referência, com apenas o regulador de tensão do link CC ativado). Ganhos selecionados neste regulador: $KI3 = 0,15$, $KP3 = 0,9$, $KI4 = -0,9$ e $KP4=0$. Simulação por 40 s.

As figuras relativas a este caso são indicadas a seguir. São apresentados a tensão do elo CC (E , Figura 4.10), a velocidade do rotor (ω_r , Figura 4.11), o conjugado elétrico (T_e , Figura 4.12), a componente de eixo q da tensão do rotor (v_{qr} , Figura 4.13), a potência elétrica fornecida pelo estator ao sistema elétrico (P_s , Figura 4.14), a potência elétrica que transita através dos conversores CA/CC (P_r , Figura 4.15) e as correntes CC do lado do conversor do estator e do lado do conversor do rotor (i_{os} e i_{or} , Figura 4.16). Observamos na Figura 4.10 que novamente a tensão no capacitor reduz, durante um período transitório, de forma a responder ao aumento do conjugado mecânico e da potência mecânica do gerador. Entretanto, a ação do regulador de tensão do elo CC ativado faz com que a tensão no capacitor retorne ao valor pré-falta (1,33 pu), após oscilação em frequência da ordem de 0,14 Hz.

A Figura 4.11 apresenta as variações da velocidade do rotor, em resposta à variação em degrau de 10% aplicada ao conjugado mecânico. Observamos que a velocidade sofre aumento de regime permanente inferior a 1% até se estabilizar, com oscilações em direção oposta às apresentadas pela tensão do capacitor. O valor de crista da excursão de velocidade ocorre entre os instantes 2 e 2,5 s da simulação. Quanto ao conjugado elétrico apresentado na Figura 4.12, suas variações compensam exatamente para o degrau de 10% aplicado ao conjugado mecânico da turbina eólica, de forma a resultar na estabilização do valor final da velocidade do rotor. As oscilações, tanto da tensão do capacitor, quanto da velocidade do rotor e do conjugado elétrico, apresentam amortecimento adequado.

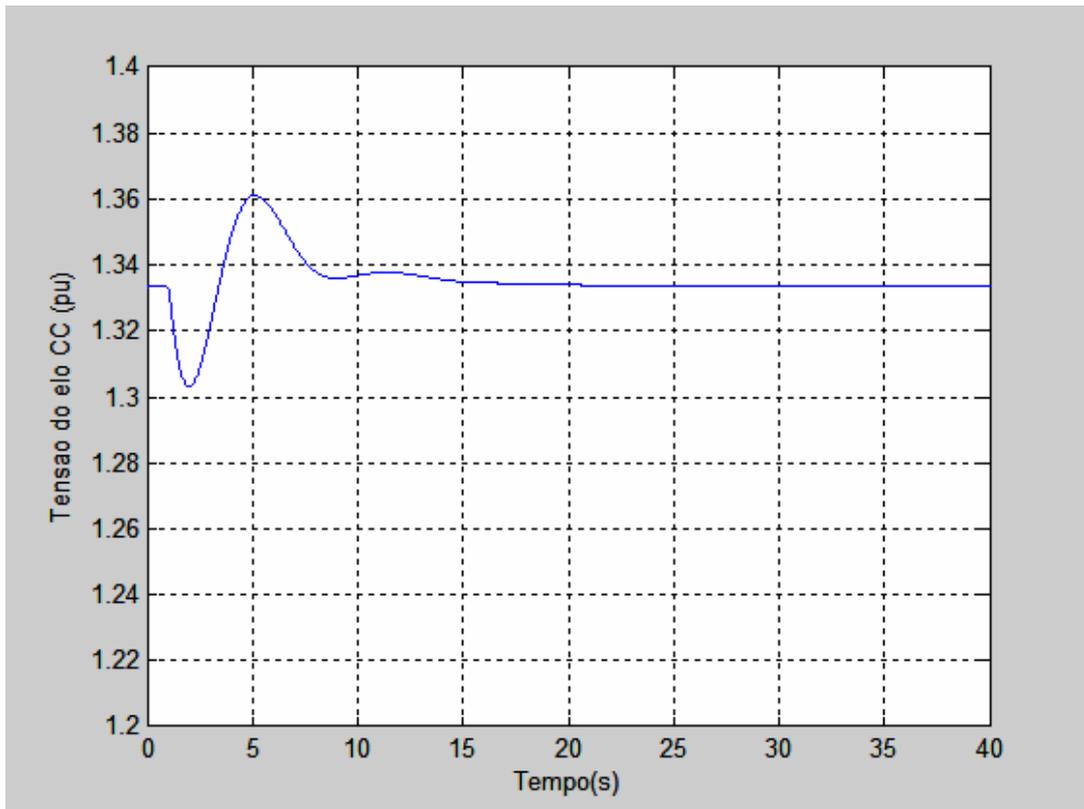


Figura 4.10 – Variação da tensão do capacitor do elo CC

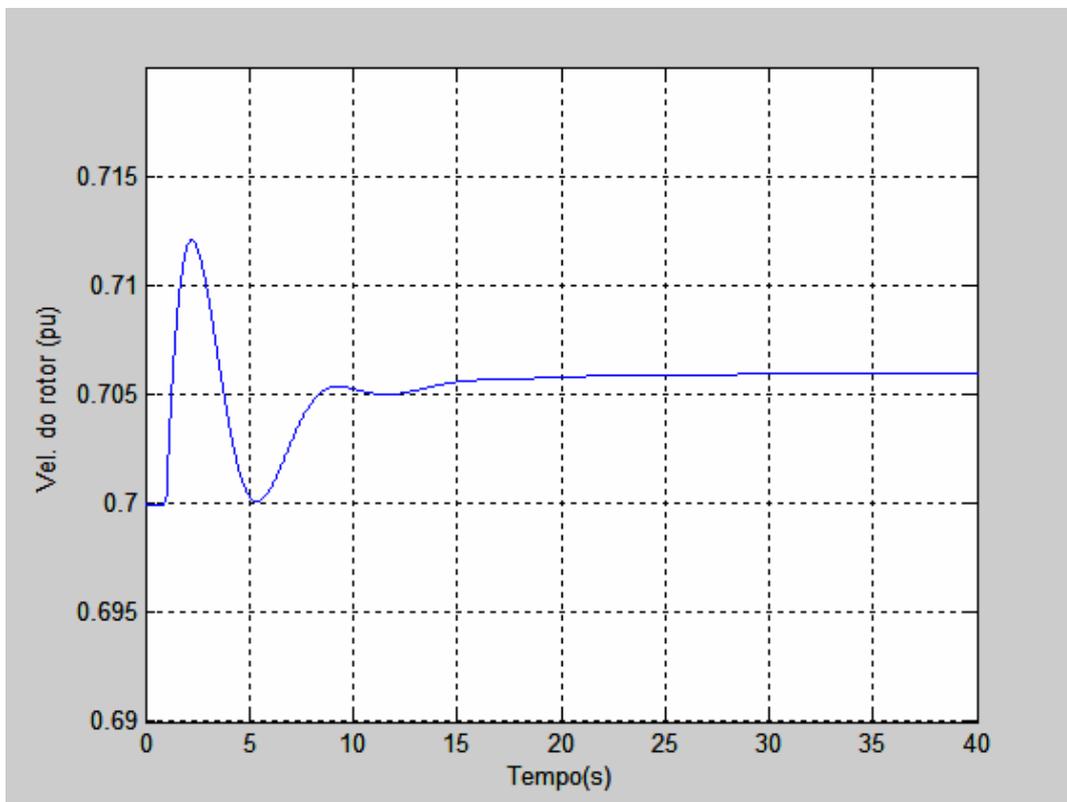


Figura 4.11 – Velocidade de rotação do rotor

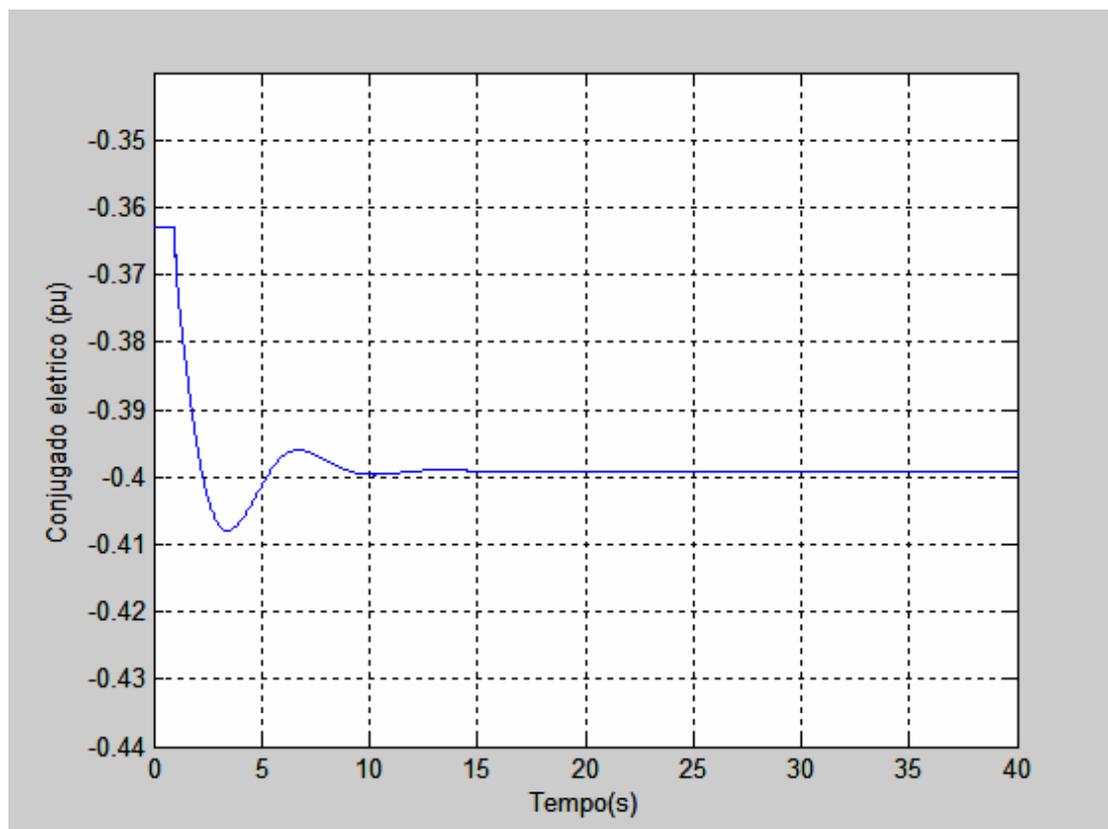


Figura 4.12 – Conjugado elétrico do gerador de indução

A Figura 4.13 confirma a exata proporcionalidade entre as variações na componente de eixo em quadratura da tensão de rotor v_{qr} e as variações experimentadas pela tensão do elo de corrente contínua dos conversores fonte de tensão utilizados no sistema de geração eólica com gerador de indução duplamente excitado (Figura 4.10). A se considerar que neste caso a ação transitória do regulador de tensão se encontra inibida.

As Figuras 4.14 e 4.15 apresentam as variações da potência elétrica do gerador de indução através de seus enrolamentos de estator (P_s) e do rotor (P_r) resultantes do aumento da potência mecânica da ordem de 11% (degrau de 10% no conjugado mecânico e aumento inferior a 1% na velocidade de rotor) do gerador eólico. O aumento de regime permanente na potência elétrica de saída (P_s) da ordem de 0,037 pu é verificado ser um pouco inferior, para considerar o aumento nas perdas ôhmicas, à soma de 0,1 pu de aumento na potência P_r através dos conversores e enrolamento de rotor com os 11% de aumento na potência mecânica acima referida.

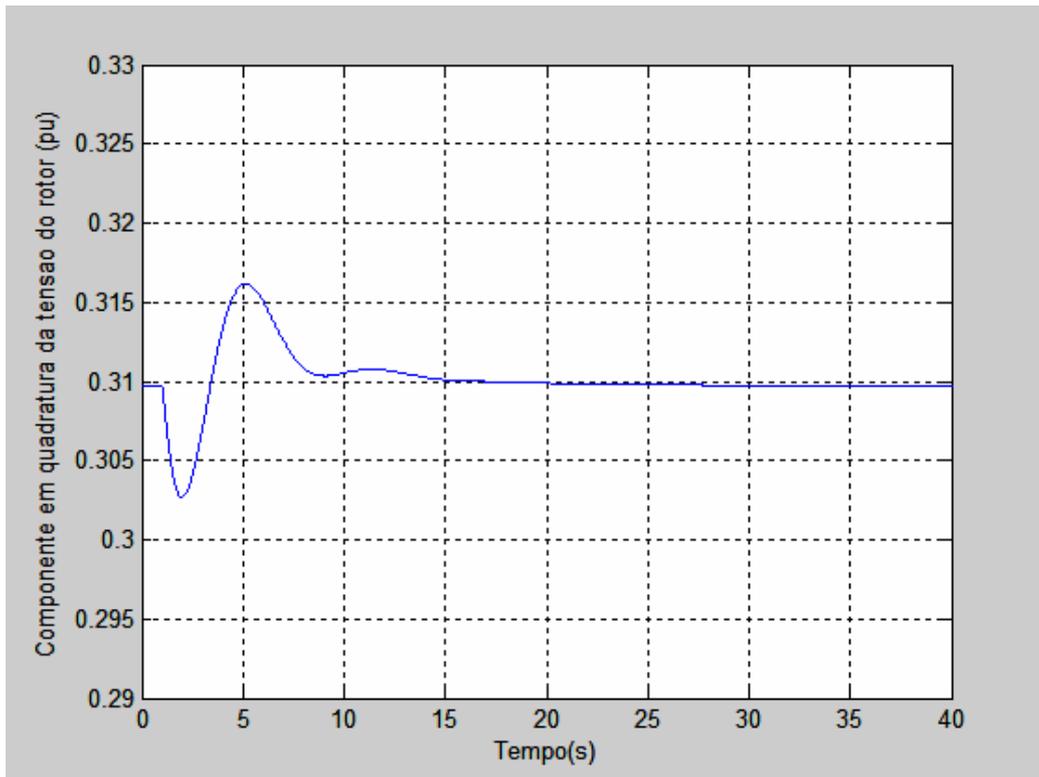


Figura 4.13 – Componente em quadratura da tensão do rotor

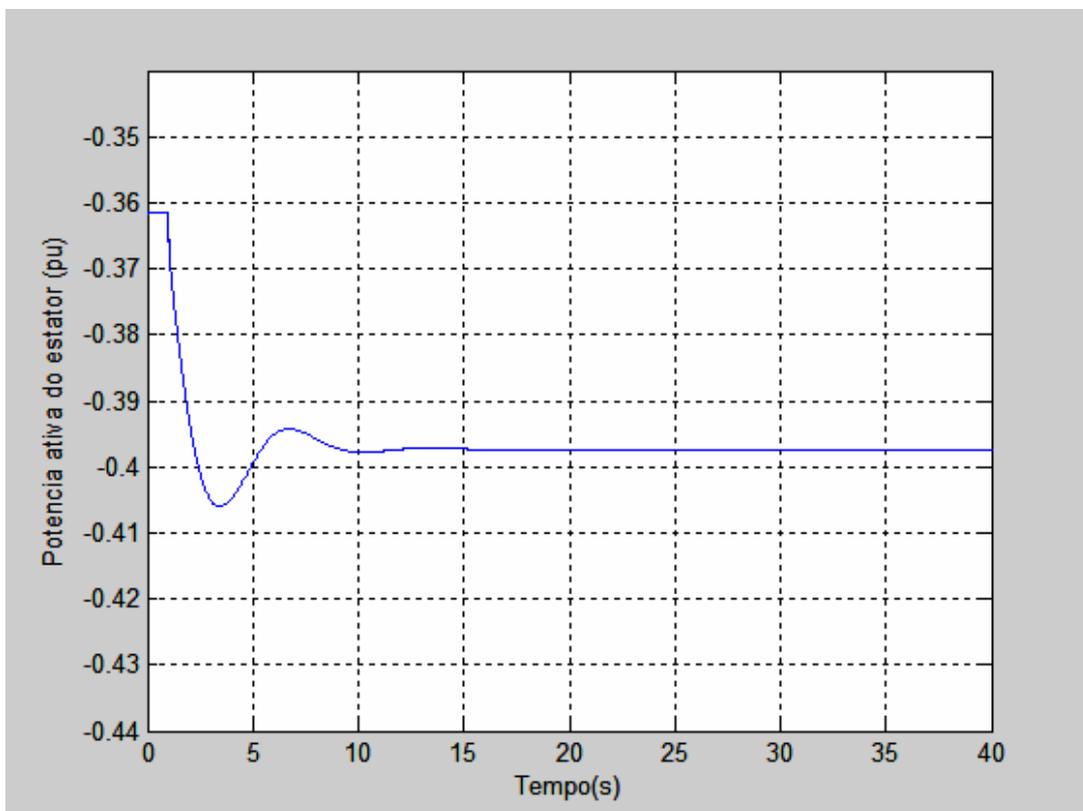


Figura 4.14 – Potência elétrica de estator

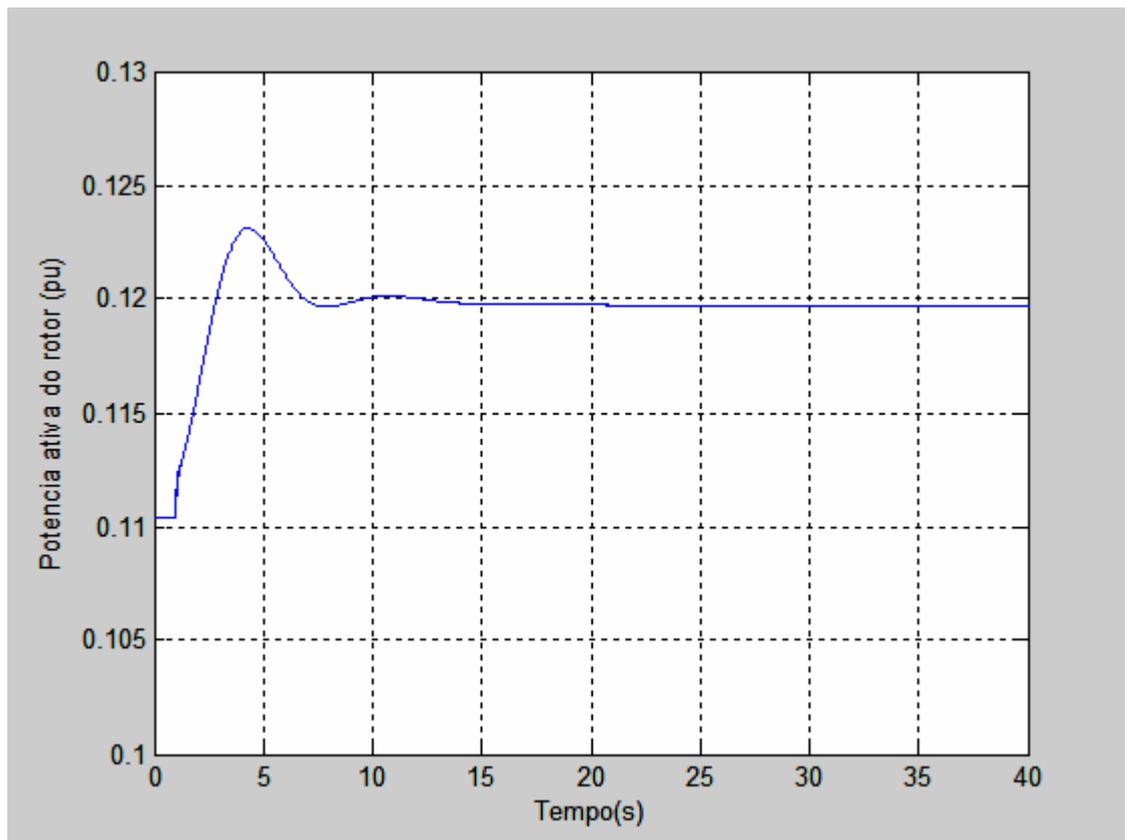


Figura 4.15 – Potência elétrica de rotor

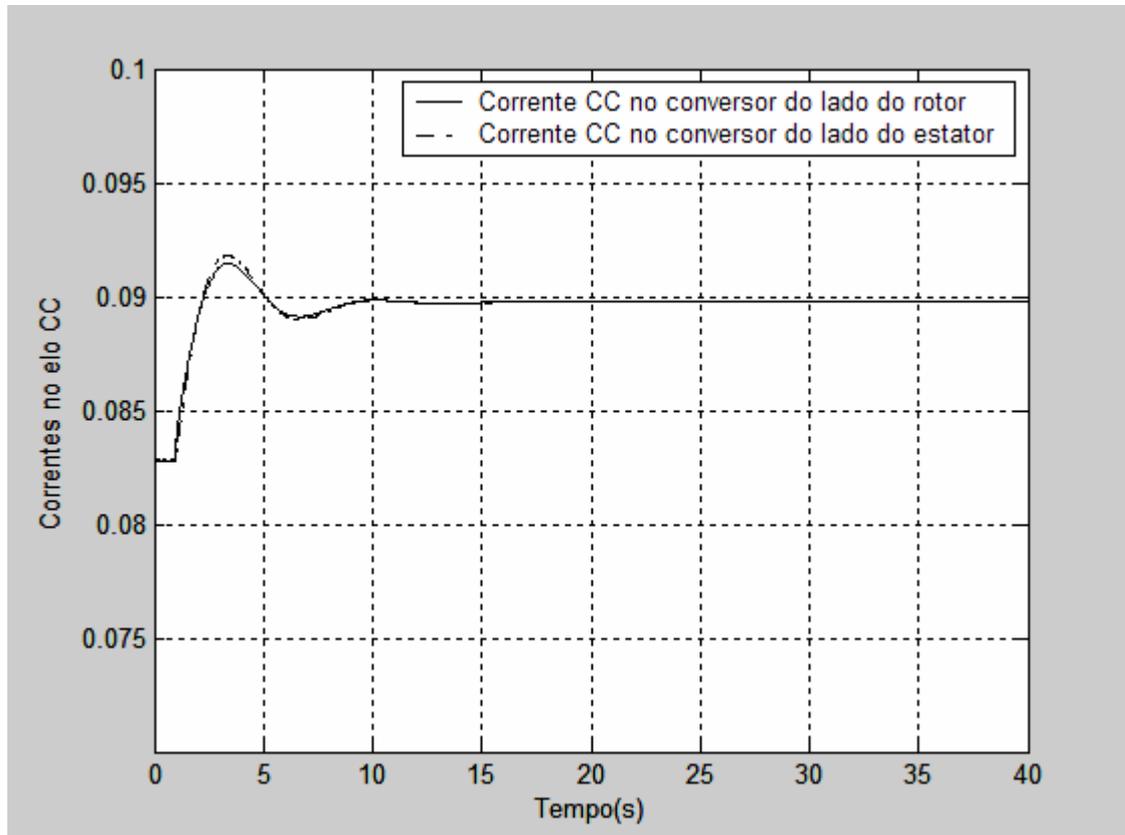


Figura 4.16 – Correntes CC nos conversores do elo

A Figura 4.16 mostra, novamente, a excursões das correntes i_{os} e i_{or} , a primeira estando levemente em atraso em relação à última. Os valores finais destas correntes são praticamente os mesmos do primeiro caso, a menos das oscilações transitórias bem amortecidas que caracterizam este segundo caso.

3° caso) Mesmas condições de operação do caso anterior, com a ativação da ação transitória do regulador de velocidade do gerador, em adição à ação transitória do regulador de tensão do link CC (Aplicação no instante 1s de simulação de degrau de 10% ao conjugado mecânico de referência). Ganhos selecionados: $KI3 = 0,9$, $KP3 = 0,9$, $KI4 = -0,9$, $KP4 = 0$, $KI2 = 2$ e $KP2 = 0$. Simulação por 30 s.

As figuras relativas a este caso são indicadas a seguir. São apresentados a tensão do elo CC (E , Figura 4.17), a velocidade do rotor (ω_r , Figura 4.18), o conjugado elétrico (T_e , Figura 4.19), a componente de eixo q da tensão do rotor (v_{qr} , Figura 4.20), a potência elétrica fornecida pelo estator ao sistema elétrico (P_s , Figura 4.21), a potência elétrica que transita através dos conversores CA/CC (P_r , Figura 4.22) e as correntes CC do lado do conversor do estator e do lado do conversor do rotor (i_{os} e i_{or} , Figura 4.23).

Observamos na Figura 4.17 a redução inicial da tensão no capacitor, em resposta ao aumento do conjugado mecânico e da potência mecânica do gerador. A ação do regulador de tensão do elo CC ativado faz com que a tensão no capacitor retorne ao valor pré-falta (1,33 pu), agora com oscilações menores que as observadas no segundo caso (ver Figura 4.10) quando o regulador de velocidade estava desativado. Considerando que a ação conjunta do regulador da tensão CC e do regulador de velocidade tornaram mais lenta a resposta transitória da tensão E do capacitor, foi necessário considerar um reajuste de um dos ganhos integrais do regulador do elo CC. Assim o valor de $KI3 = 0.15$ do segundo caso foi alterado para $KI3 = 0.9$ para a simulação computacional descrita neste terceiro caso.

A Figura 4.18 apresenta as variações da velocidade do rotor, em resposta à variação em degrau de 10% aplicada ao conjugado mecânico. Observamos agora que a velocidade ω_r converge para valor final, diferentemente do caso anterior, de acordo com a curva característica de extração otimizada da potência disponível na forma de energia eólica. Enquanto a velocidade de rotor experimentava no segundo caso aumento de

regime permanente inferior a 1% até se estabilizar, agora o aumento é bem maior, de amplitude superior a 10% do valor inicial (de 0,7 pu para valor superior a 0,77 pu)

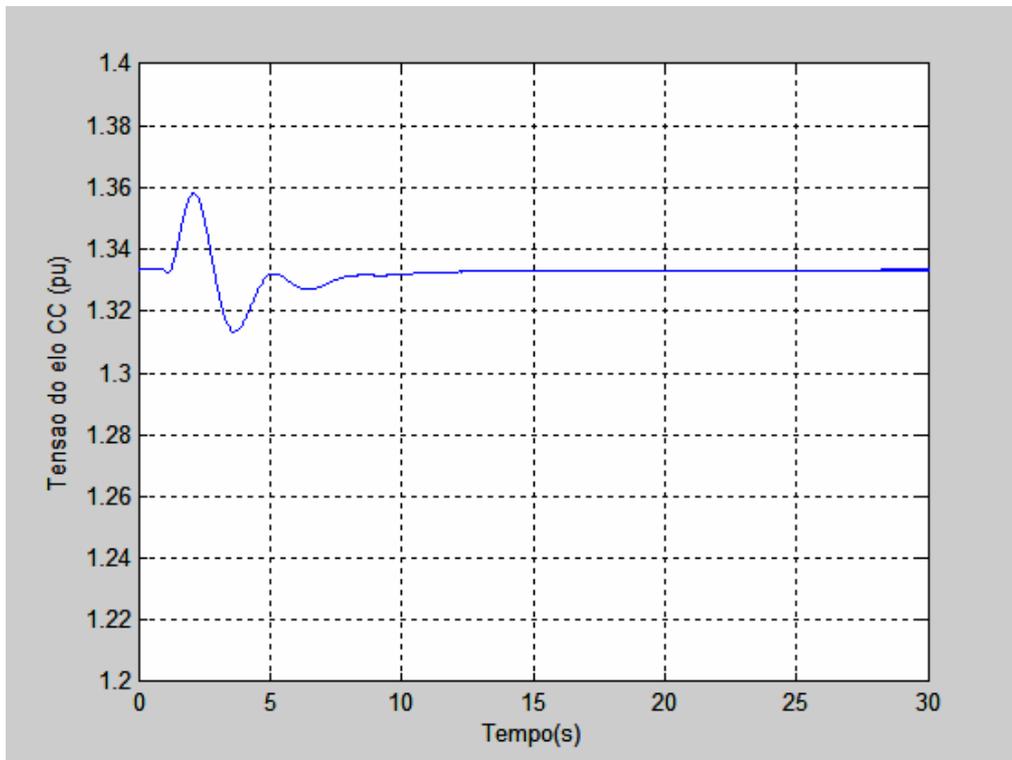


Figura 4.17 – Variação da tensão do capacitor do elo CC

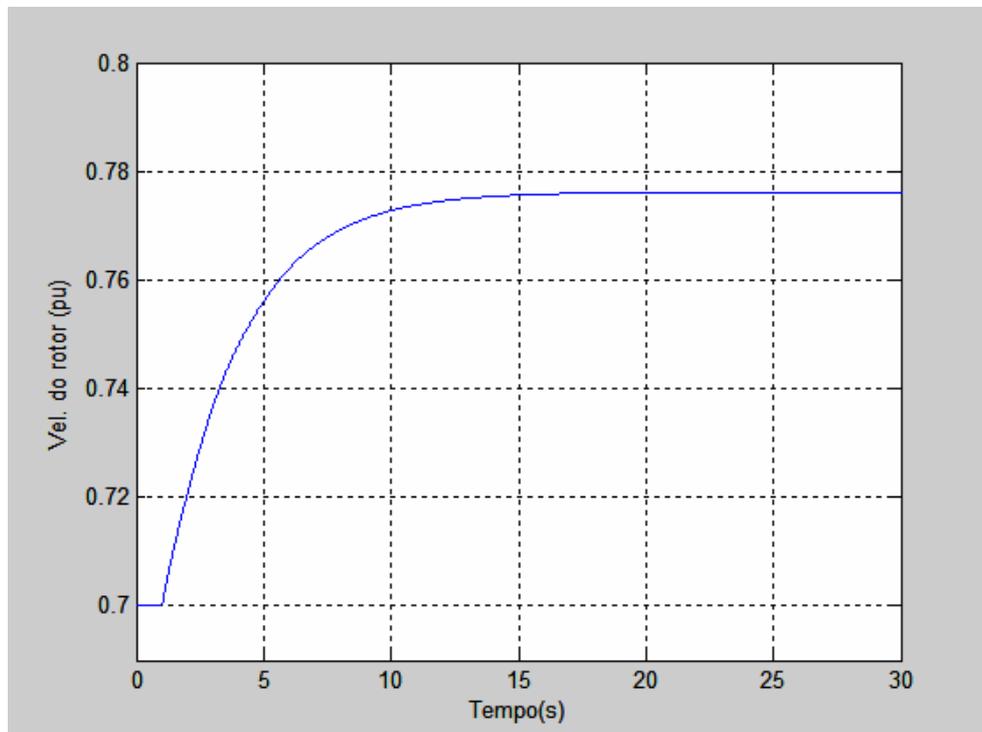


Figura 4.18 – Velocidade de rotação do rotor

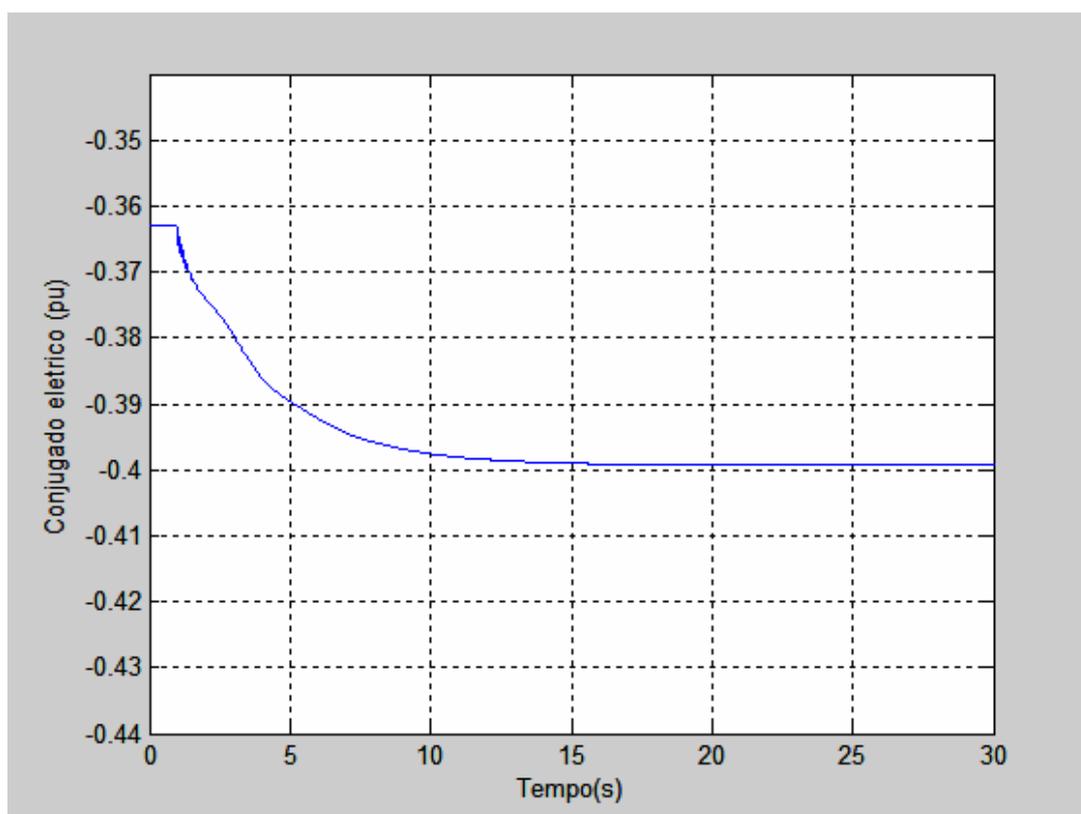


Figura 4.19 – Conjugado elétrico do gerador de indução

A Figura 4.19 apresenta o comportamento do conjugado elétrico que, naturalmente, da mesma forma como no segundo caso, apresenta a mesma variação final de regime permanente (10%) determinada para o conjugado mecânico da turbina eólica. Isto ocorre independente da variação, inferior a 1% no caso anterior e superior a 10% neste caso, experimentada pelas excursões da velocidade do rotor, como anteriormente descrito.

A variação no tempo da componente de eixo em quadratura da tensão de rotor v_{qr} indicada na Figura 4.20, diferentemente do que mostra a Figura 4.13 no segundo caso, guarda agora semelhança muito maior com as variações do conjugado elétrico do gerador. Isto mostra que, agora, não são mais as variações da tensão do elo de CC que determinam unicamente as variações de v_{qr} . Em razão da ação efetiva do regulador de velocidade neste terceiro caso, e ainda em razão da recuperação final da tensão do elo CC, fica evidenciado que as variações de v_{qr} irão influenciar sobremaneira as variações ao longo do tempo da componente de eixo de quadratura da corrente de rotor i_{qr} para que o conjugado elétrico necessário seja obtido, conforme traduzido pela lógica de controle

estabelecida para o sistema de regulação de velocidade.

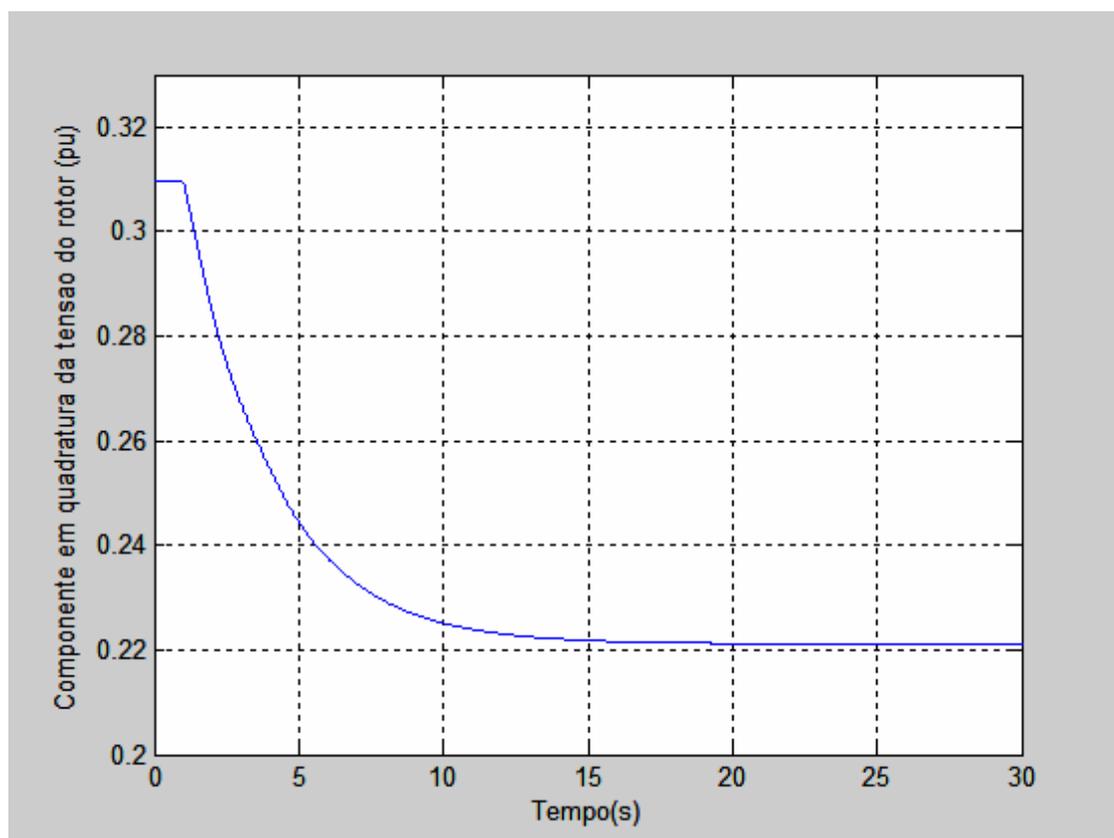


Figura 4.20 – Componente em quadratura da tensão do rotor

As Figuras 4.21 e 4.22 apresentam as variações da potência elétrica do gerador de indução através de seus enrolamentos de estator (P_s) e do rotor (P_r) resultantes do aumento da potência mecânica. Observamos agora que, para praticamente o mesmo aumento que se verificava no segundo caso na potência elétrica fornecida à rede pelo estator do gerador de indução, haverá agora redução da potência elétrica através do rotor (de 0,11 pu para 0,09 pu) para compensar o aumento relativamente maior que se verifica na potência mecânica fornecida ao gerador pela turbina eólica. O aumento relativamente maior na potência mecânica ocorre em razão do incremento maior que se verificou na velocidade determinado pelo processo de otimização da conversão eólica – mecânica associado à ativação da ação do regulador de velocidade.

A Figura 4.23 apresenta as excursões das correntes i_{os} e i_{or} , as duas grandezas experimentando redução compatível com a redução da potência elétrica fornecida ao gerador de indução através de seu enrolamento de rotor.

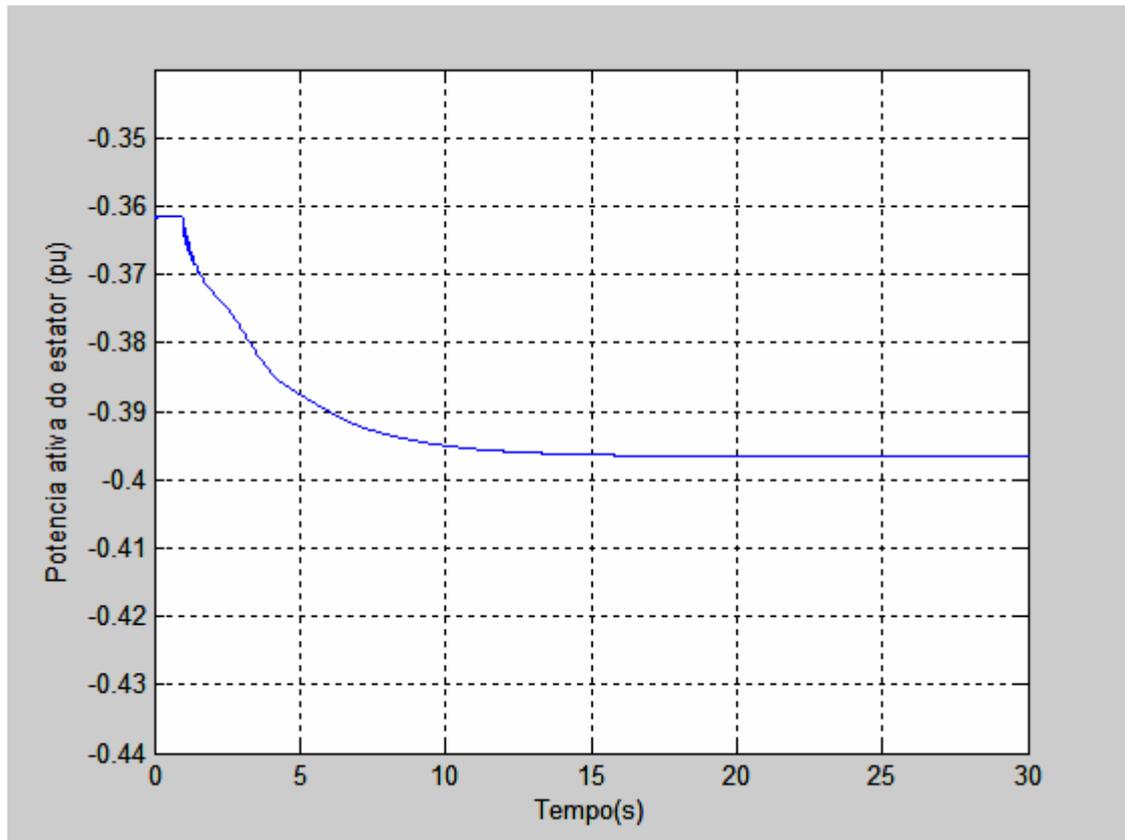


Figura 4.21 – Potência elétrica de estator

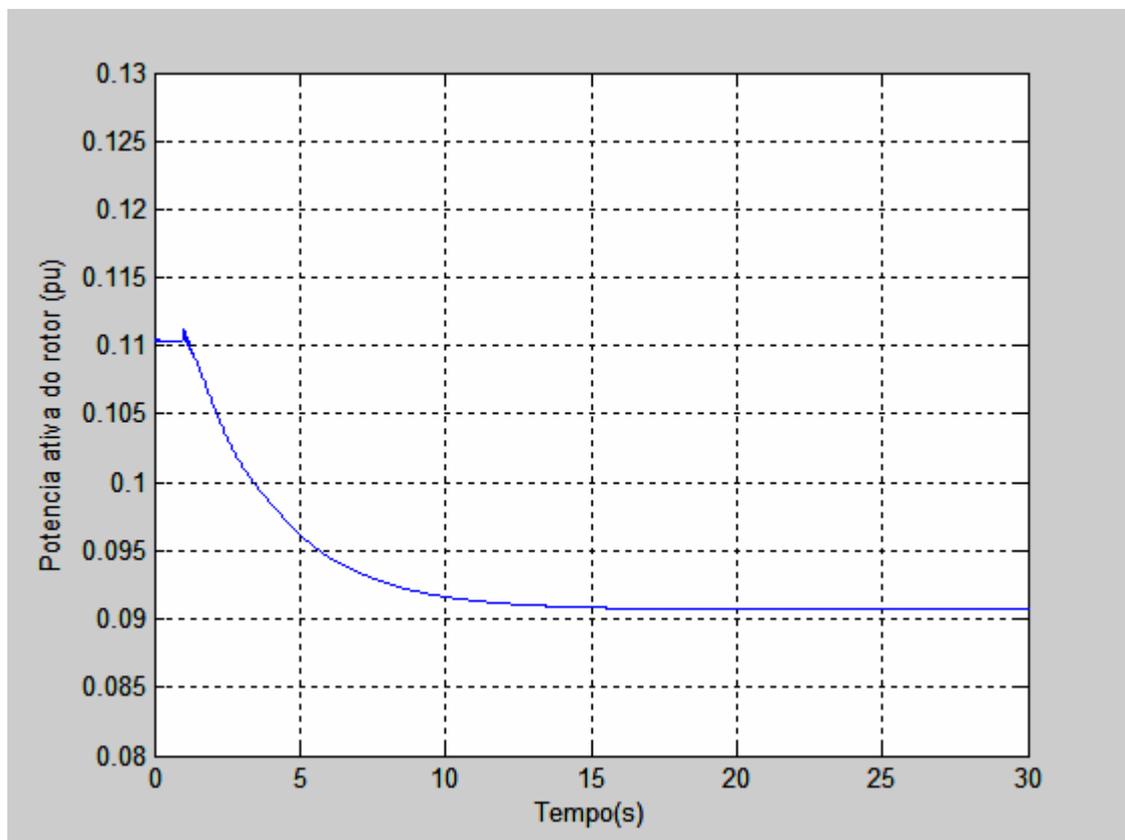


Figura 4.22 – Potência elétrica de rotor

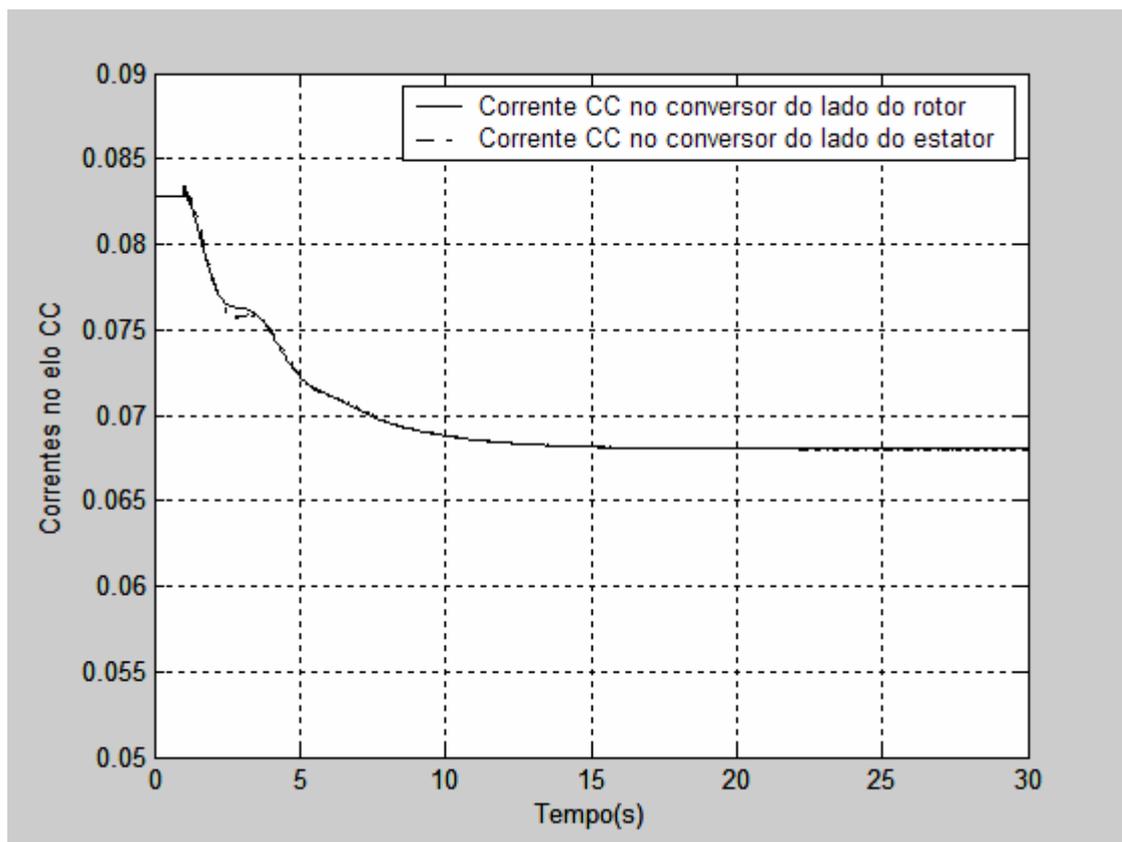


Figura 4.23 – Correntes CC nos conversores do elo

4º caso) Aplicação de degrau de 10% na referência da corrente em quadratura no lado CA do conversor do estator. Nesta simulação foram ativadas as ações transitórias do regulador de velocidade do gerador, as ações transitórias do regulador de tensão do link CC e do regulador de corrente em quadratura do conversor do estator. Foram considerados os valores de ganhos do regulador de tensão do link CC $KI3 = 0,9$, $KP3 = 0,9$, $KI4 = -0,9$, $KP4 = 0$, os valores de ganhos do regulador de velocidade $KI2 = 2,0$ e $KP2 = 0$ e os valores de ganhos do regulador de corrente em quadratura $KI5 = 0,01$, $KP5 = 0,01$. Simulação por 10 s.

As figuras relativas a este caso são indicadas a seguir. São apresentados a tensão do elo CC (E , Figura 4.24), a componente de eixo q da corrente entre o conversor do estator e a rede (i_q , Figura 4.25), a potência reativa fornecida pelo estator (Q_s , Figura 4.26), a potência elétrica fornecida pelo estator ao sistema elétrico (P_s , Figura 4.27), a potência elétrica que transita através dos conversores CA/CC (P_r , Figura 4.28) e a velocidade de rotação do rotor (ω_r , Figura 4.29).

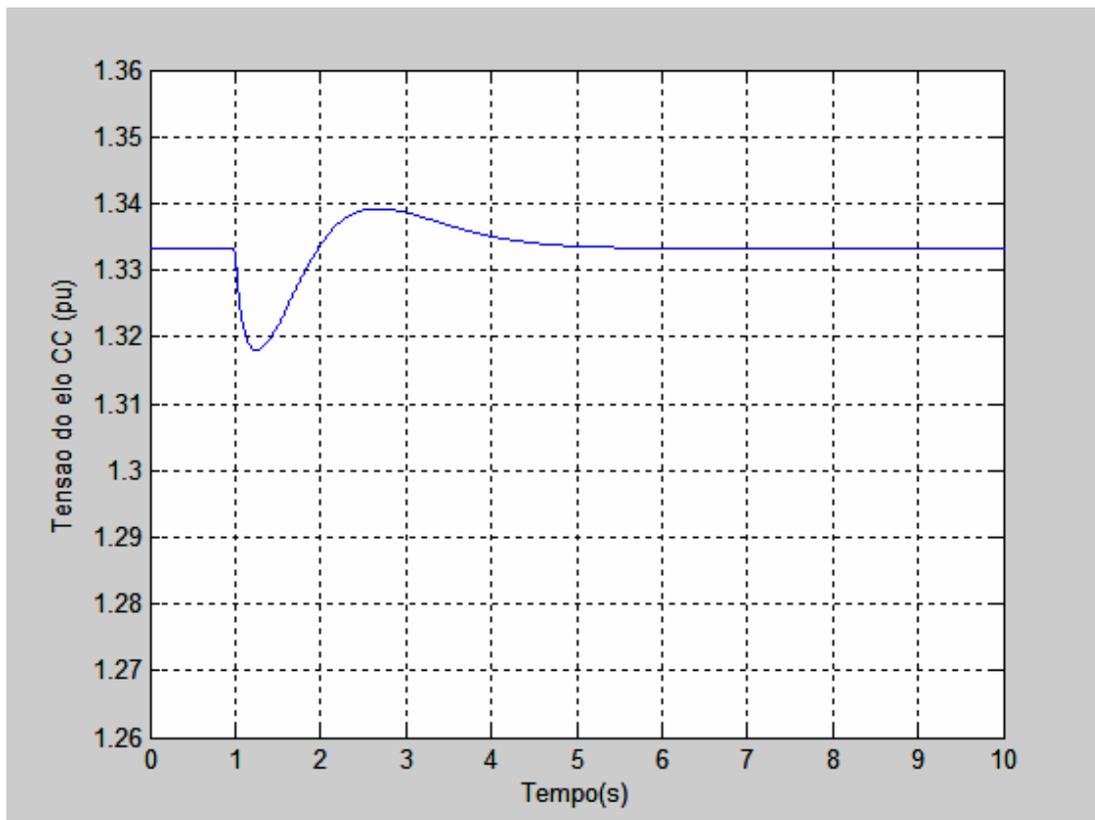


Figura 4.24 - Variação da tensão do capacitor do link CC

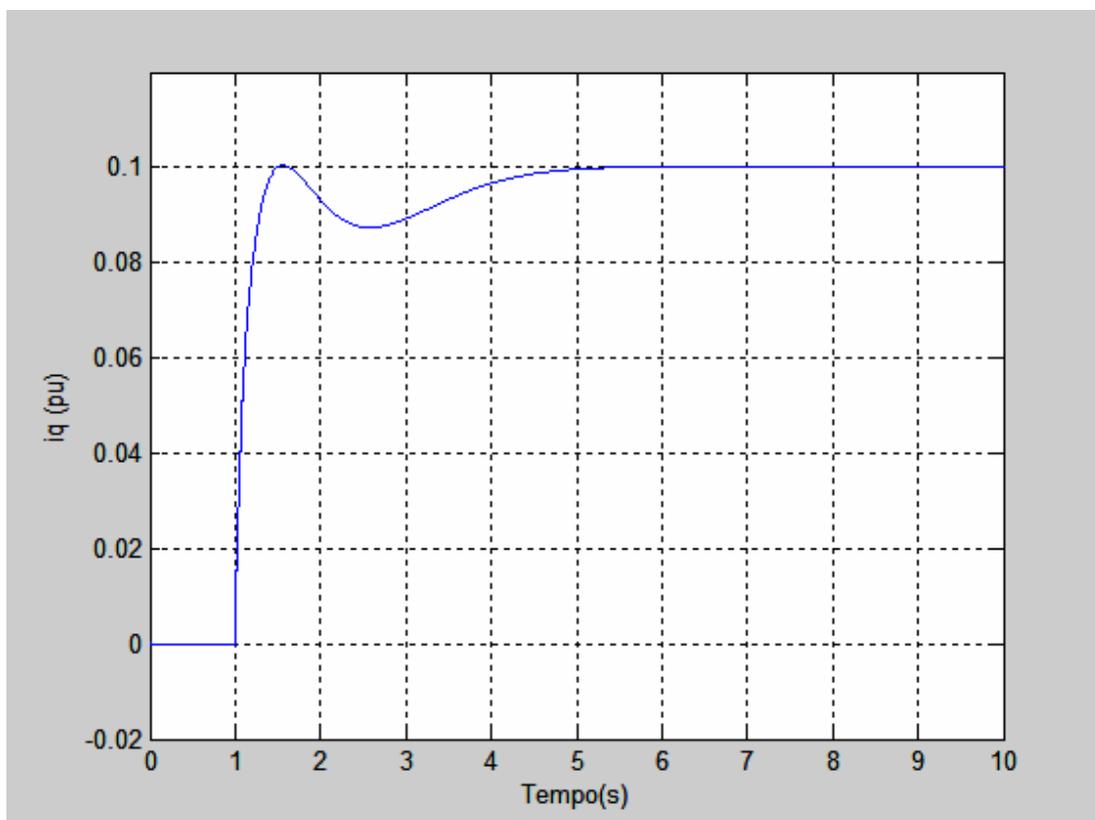


Figura 4.25 - Componente de eixo em quadratura da corrente entre o conversor do estator e a rede

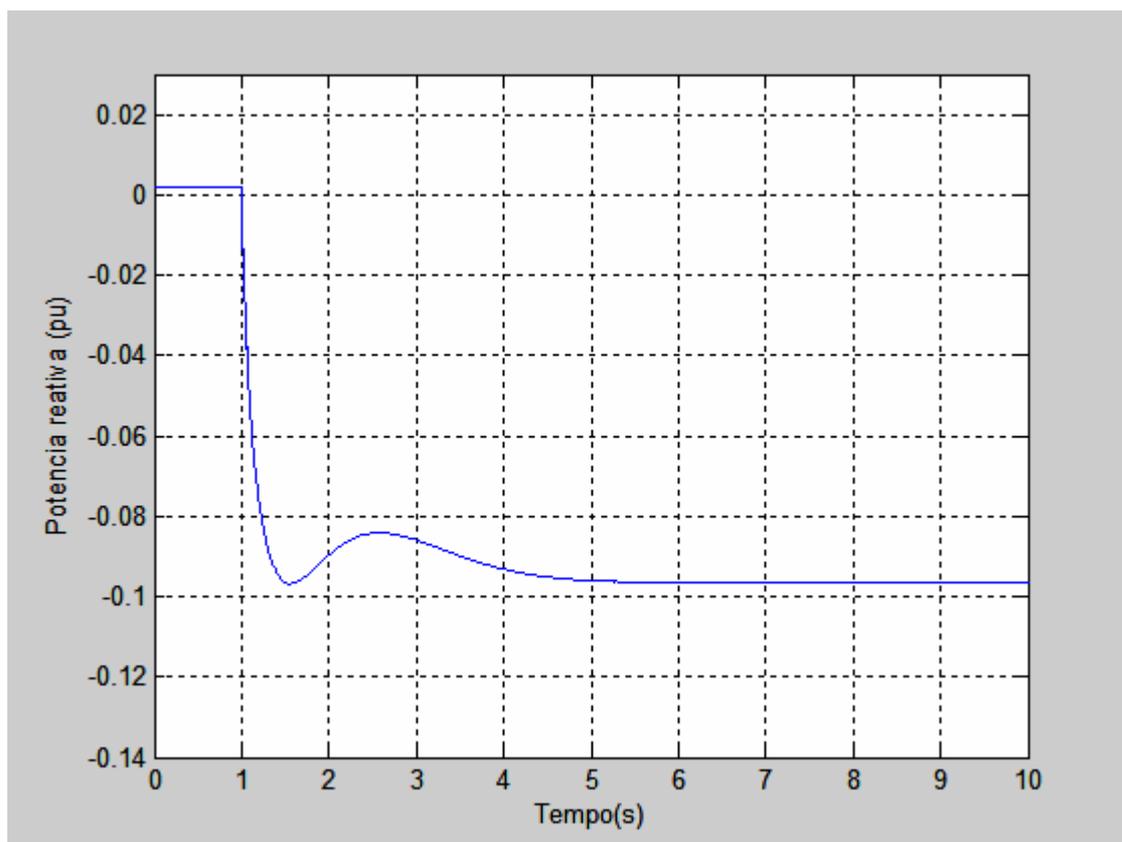


Figura 4.26 – Potência reativa nos terminais do conversor do estator

A figura 4.24 mostra o efeito transitório sobre a tensão do capacitor do link CC, relativamente pequeno e inferior a 0,02 pu, para a variação de 0,1 pu na referência da componente de eixo em quadratura i_{qref} da corrente entre o conversor do estator e a rede CA. O efeito de atraso na resposta da própria componente de corrente i_q pode ser visualizado na figura 4.25, a mesma variação final de 0,1 de regime permanente ocorrendo sobre esta grandeza. Observamos que após o instante 5s a variação final de regime é praticamente obtida (período de 4 segundos)

Nas figuras 4.27 e 4.28 podemos observar que os níveis de potência elétrica através dos enrolamentos de estator e rotor convergem de volta aos valores iniciais pré-falta, indicando que a perturbação simulada sensibiliza de forma ampla apenas a malha de controle da potência reativa do conversor ligado ao estator do gerador de indução. Uma variação transitória da ordem de 0,012 pu ocorre nestas grandezas, com a recuperação destas grandezas ocorrendo nos mesmos 4 segundos anteriormente referidos. A figura 4.29 mostra as variações bastante reduzidas ocorrendo sobre a velocidade

de rotor do gerador.

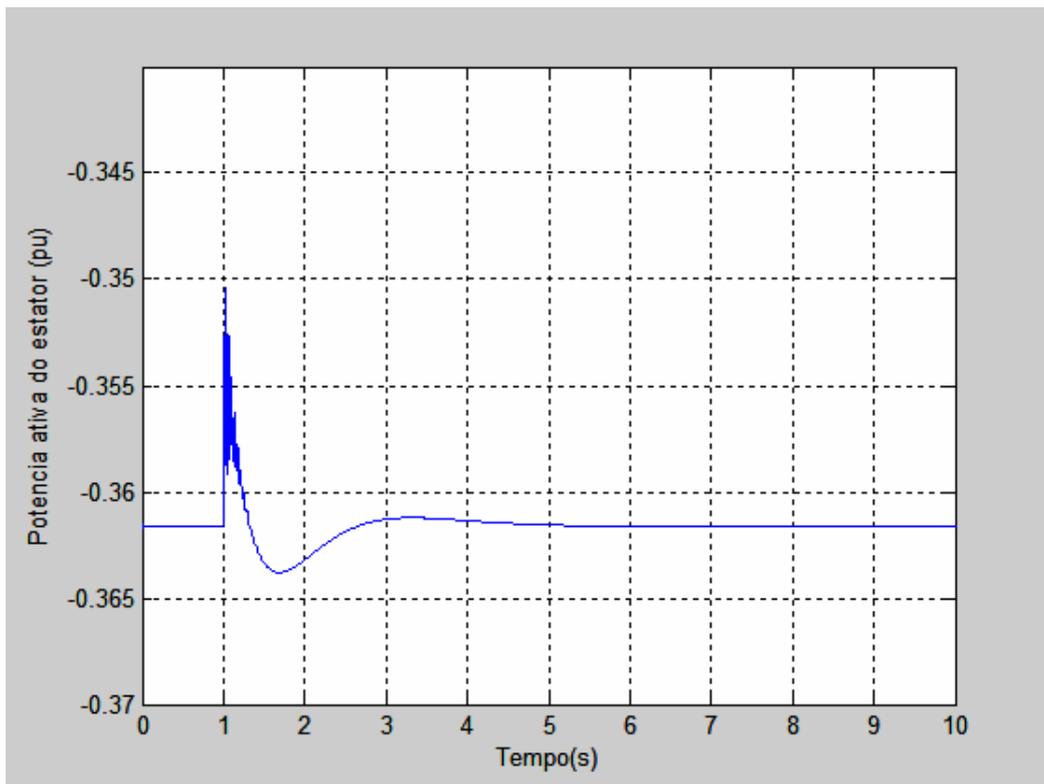


Figura 4.27 – Potência elétrica de estator

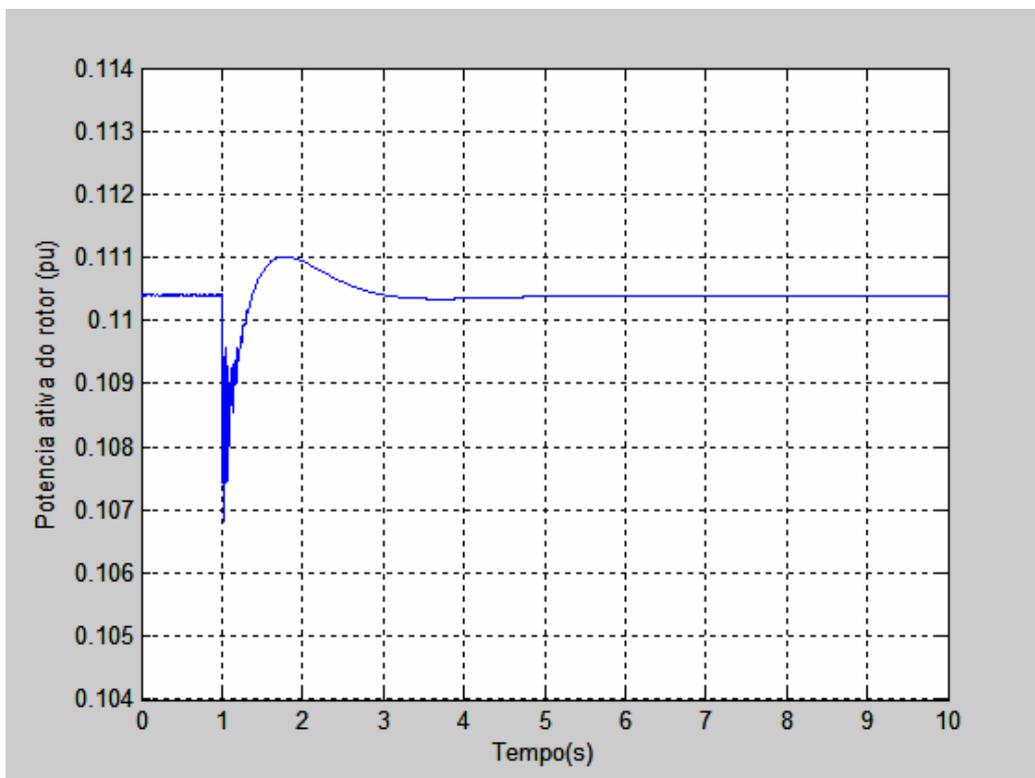


Figura 4.28 – Potência elétrica de rotor

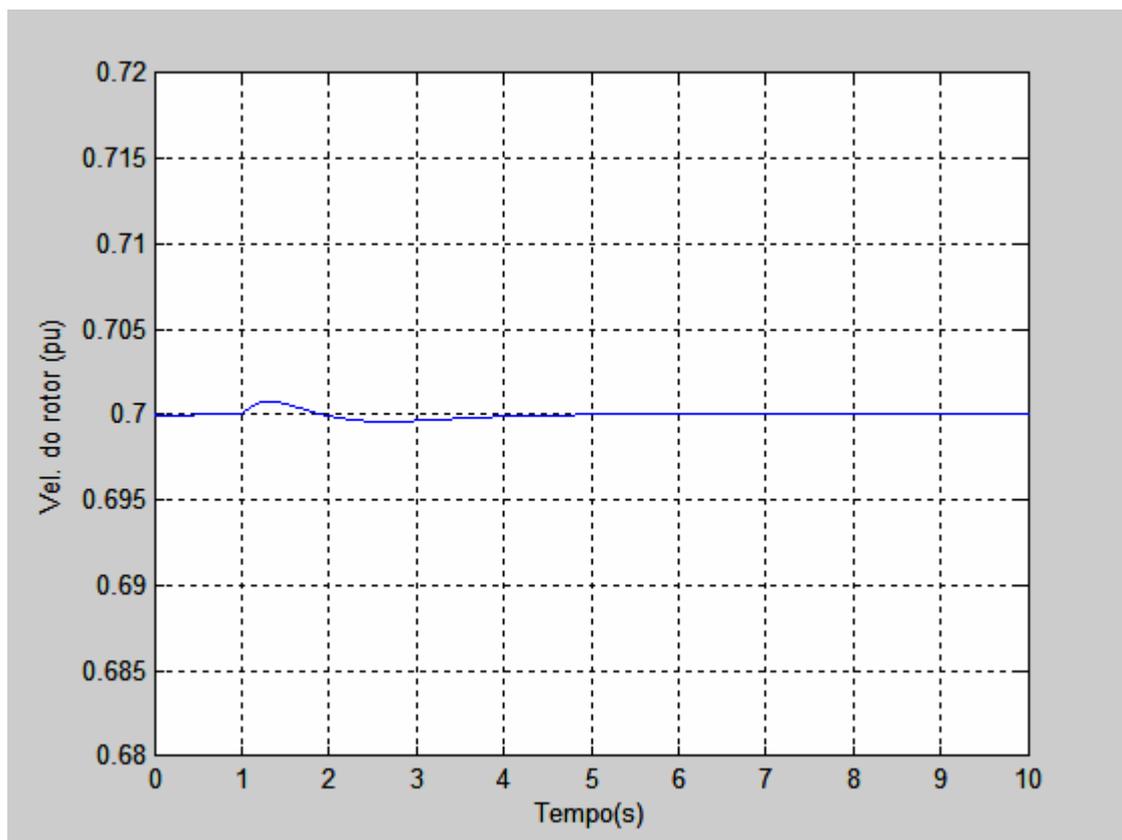


Figura 4.29 – Velocidade de rotação do rotor

5º caso) Aplicação de degrau de 10% na referência da corrente em quadratura no lado CA do conversor do estator. Nesta simulação foram ativadas as ações transitórias do regulador de velocidade do gerador, as ações transitórias do regulador de tensão do link CC e do regulador de corrente em quadratura. Foram considerados os valores de ganhos do regulador de tensão do link CC $KI3 = 0,9$, $KP3 = 0,9$, $KI4 = -0,9$, $KP4 = 0$, os valores de ganhos do regulador de velocidade $KI2 = 2,0$ e $KP2 = 0$ e os valores de ganhos do regulador de corrente em quadratura $KI5 = 0,1$, $KP5 = 0,1$. Simulação por 10 s.

As figuras relativas a este caso são indicadas a seguir. São apresentados a tensão do elo CC (E , Figura 4.30), a componente de eixo q da corrente entre o conversor do estator e a rede (i_q , Figuras 4.31 e 4.32) e a potência reativa fornecida pelo estator (Q_s , Figura 4.33).

Comparando a Figura 4.30 com a Figura 4.24 vemos que o reajuste do regulador de corrente de eixo em quadratura do conversor ligado à rede resultou em oscilação um

pouco mais ampla na resposta de tensão do capacitor do elo entre os conversores. Por outro lado, o reajuste aplicado tornou o regulador muito mais rápido, observando-se na Figura 4.31 desempenho praticamente instantâneo no controle da corrente de eixo em quadratura i_q . Esta resposta praticamente instantânea ocorre em razão de a ação de controle ocorrer na malha de potência reativa, inexistindo, neste caso, qualquer efeito de inércia do conjunto gerador – turbina eólica. Na Figura 4.32, a Figura 4.31 é repetida, com alteração apenas na escala de tempo, para melhor visualização das oscilações na corrente i_q .

A Figura 4.33 apresenta a própria potência reativa no lado da rede do conversor do elo. O mesmo comportamento indicado anteriormente sobre a corrente i_q se repete, naturalmente, sobre a potência reativa.

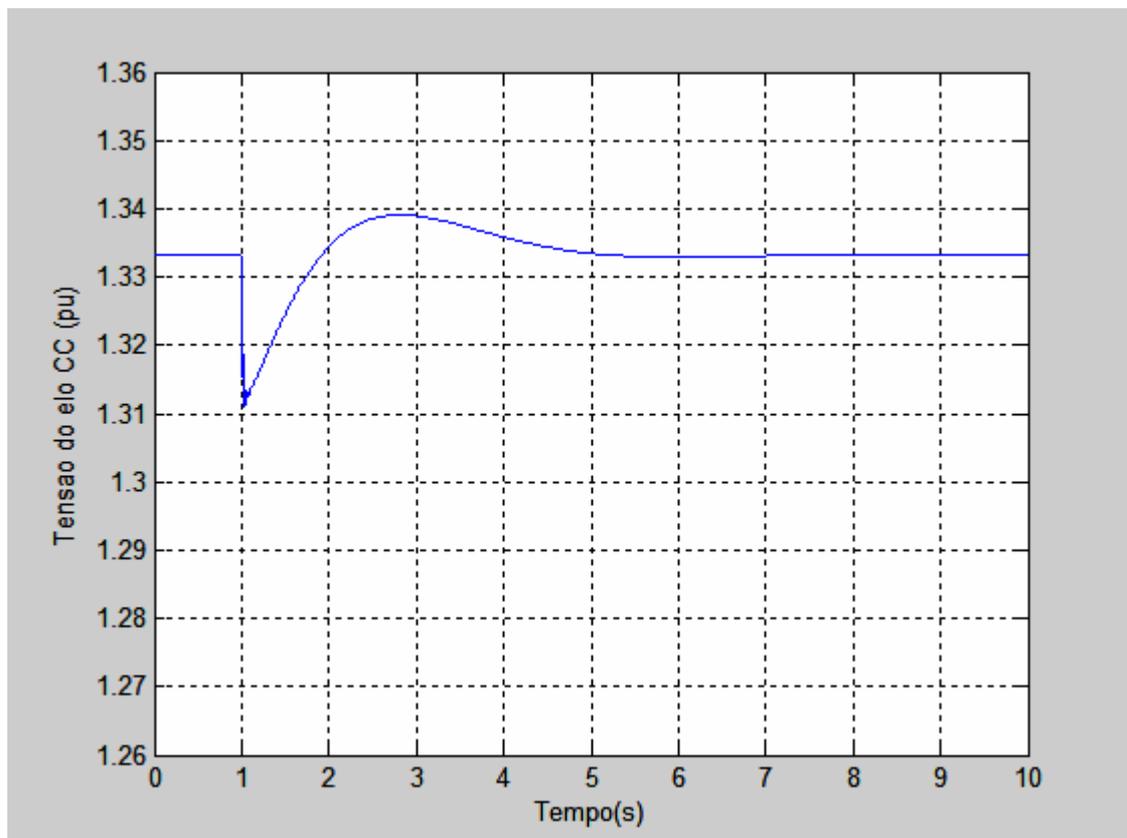


Figura 4.30 - Variação da tensão do capacitor do link CC

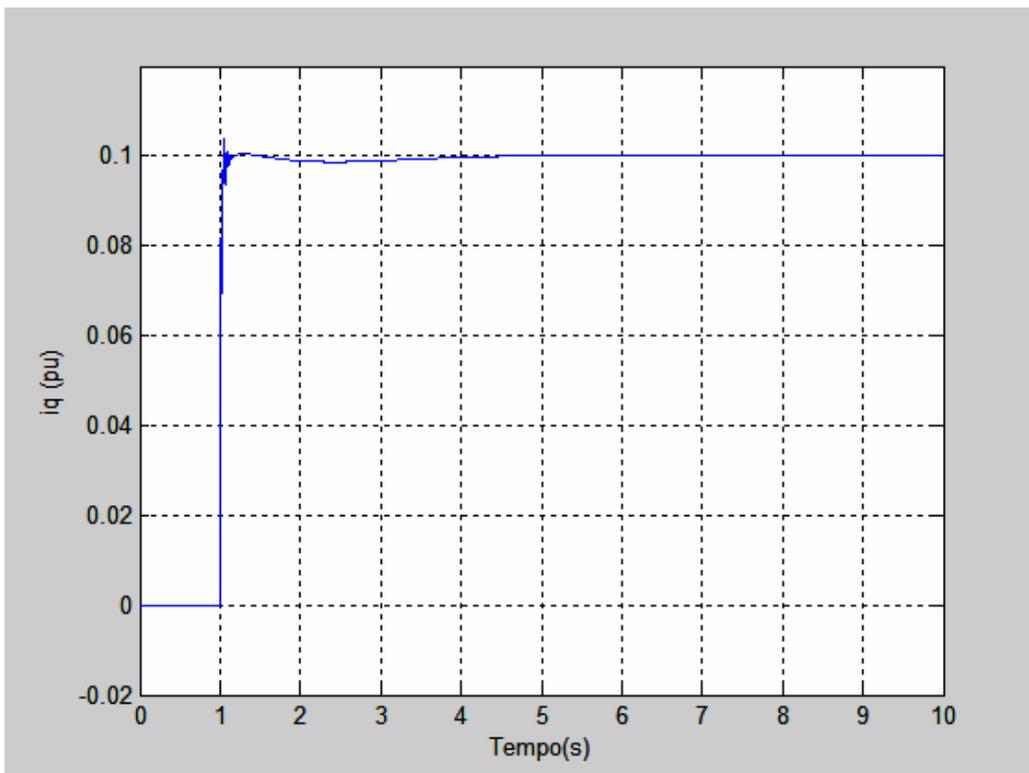


Figura 4.31 - Componente de eixo em quadratura da corrente entre o conversor do estator e a rede

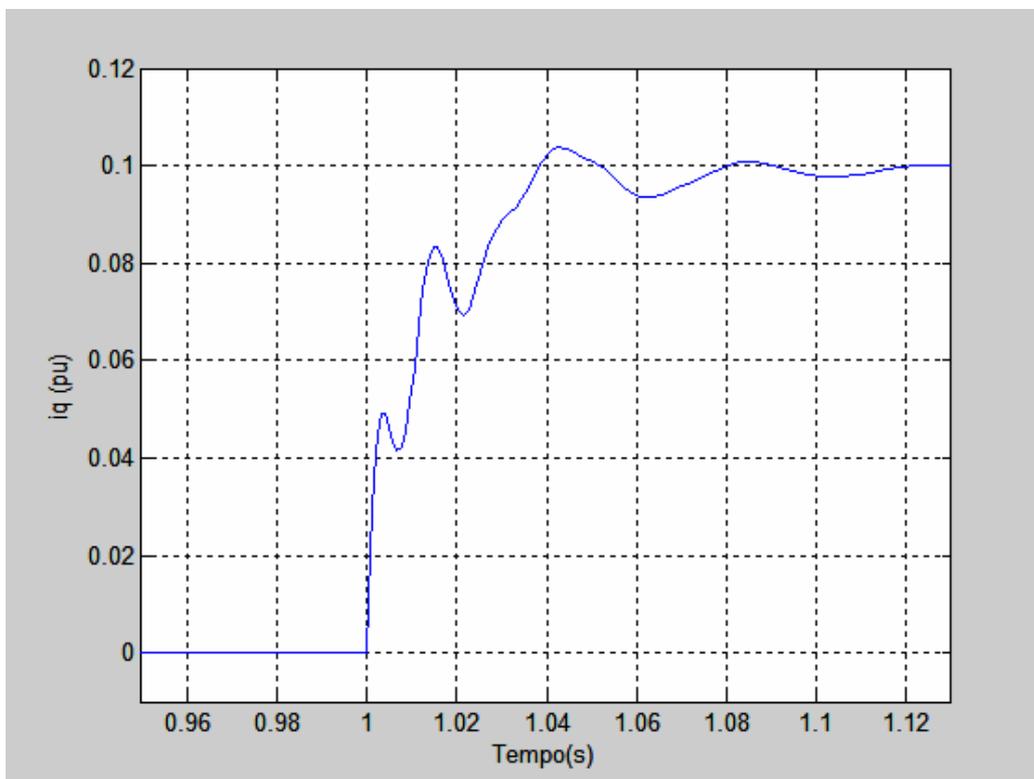


Figura 4.32 – Variação da componente de eixo em quadratura da corrente entre o conversor do estator e a rede após a aplicação do degrau em sua referência

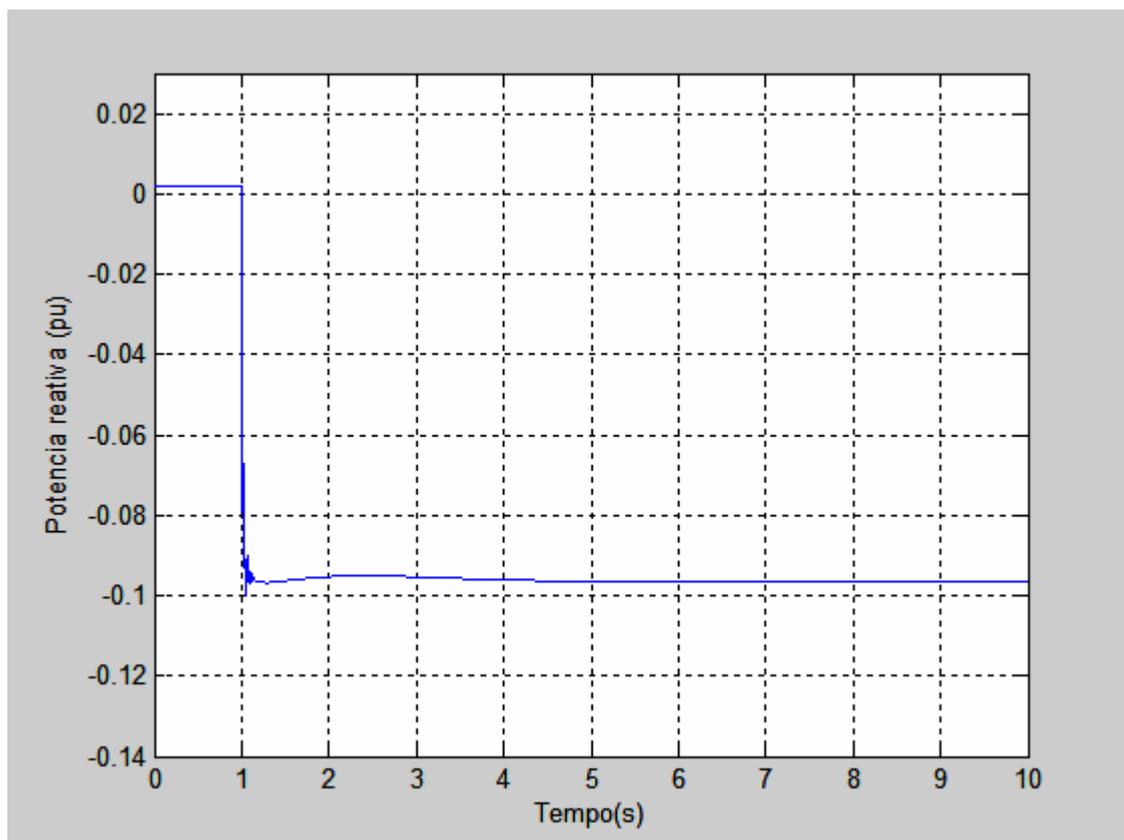


Figura 4.33 – Potência reativa nos terminais do conversor do estator

6º caso) Aplicação de degrau de 0,5% na referência da tensão no regulador de tensão. Nesta simulação foram ativadas as ações transitórias do regulador de velocidade do gerador, as ações transitórias do regulador de tensão do link CC, o regulador de corrente em quadratura e o regulador de tensão. Foram considerados os valores de ganhos do regulador de tensão do link CC $KI3 = 0,9$, $KP3 = 0,9$, $KI4 = -0,9$, $KP4 = 0$, os valores de ganhos do regulador de velocidade $KI2 = 2,0$ e $KP2 = 0$, os valores de ganhos do regulador de corrente em quadratura $KI5 = 0,1$, $KP5 = 0,1$ e os ganhos do regulador de tensão $KI1 = 0,1$, $KP1 = 0,1$, $KI6 = 1$ e $KP=100$. Simulação por 30 s.

As figuras relativas a este caso são indicadas a seguir. São apresentados a tensão do elo CC (E , Figura 4.34), a componente de eixo d da corrente do rotor do gerador de indução (i_{dr} , Figura 4.35) e a potência reativa fornecida pelo estator (Q_s , Figura 4.36).

Neste caso, como a tensão terminal de estator do gerador está imposta diretamente pelo barramento infinito, sem impedância entre esta e a máquina de indução, variações de grande amplitude na tensão de referência conduziram a excursões muito amplas

na potência reativa suprida ao ou recebida pelo estator. Assim, a variação do valor de referência da tensão terminal foi fixada em 0,5% apenas para visualização da resposta transitória, agora afetada pela atuação transitória do regulador de velocidade. As Figuras 4.34, 4.35 e 4.36 indicam as respostas da tensão (E) do link CC, da componente de eixo d da corrente de rotor (i_{dr}) e da potência reativa de estator (Q_s). Verificamos que estas duas últimas grandezas apresentam a mesma forma e amplitude em suas variações.

A Figura 4.34 mostra que a tensão do link CC também sofre o efeito da alteração na referência da tensão V_s , porém com recuperação para o seu valor pré-falta ocorrendo aproximadamente no instante 5 segundos (após 4 segundos).

Como resultado da variação de 0,05 pu (0,5%) na referência da tensão terminal resulta variação na potência reativa de praticamente 0,5 pu, como indicado na Figura 4.36. Como observação interessante, neste caso, observamos que todas as variações agora mencionadas ocorrem de forma relativamente lenta, já que elas dizem respeito à resposta da própria máquina de indução em conjunto com o regulador de tensão do conversor ligado ao rotor.

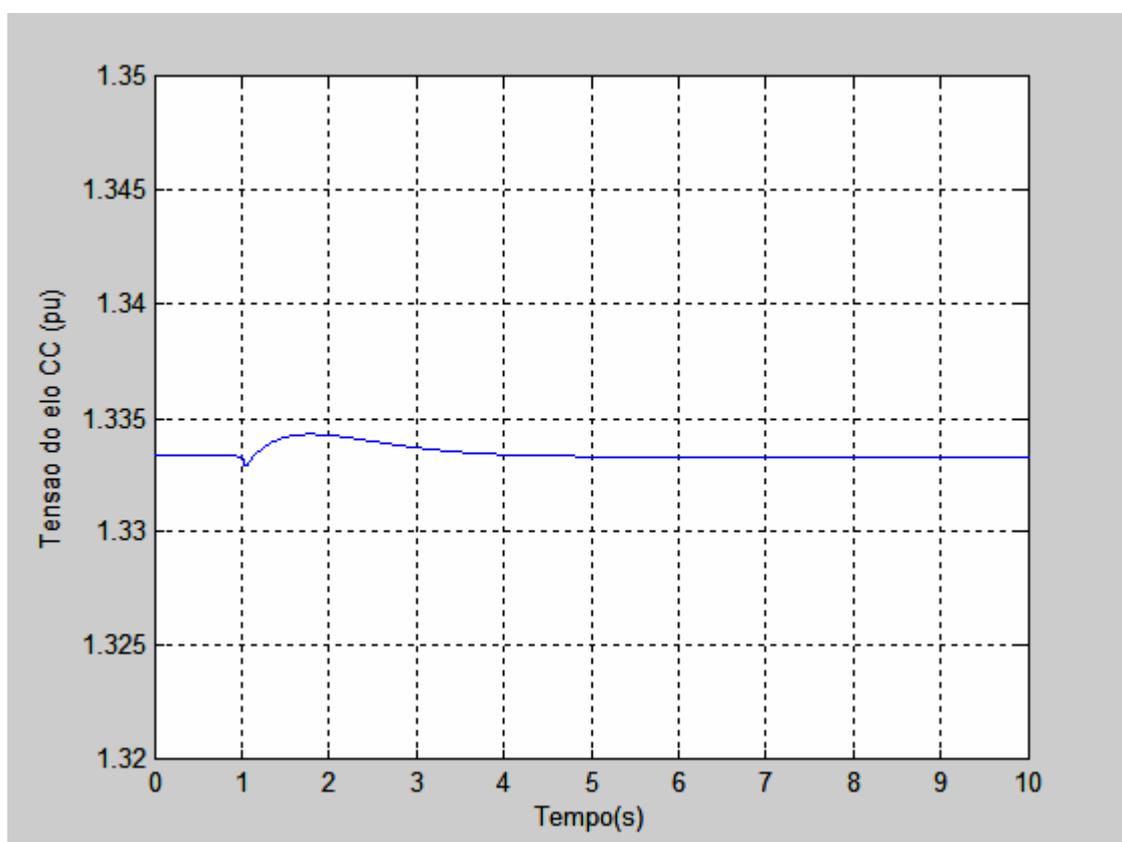


Figura 4.34 - Variação da tensão do capacitor do link CC

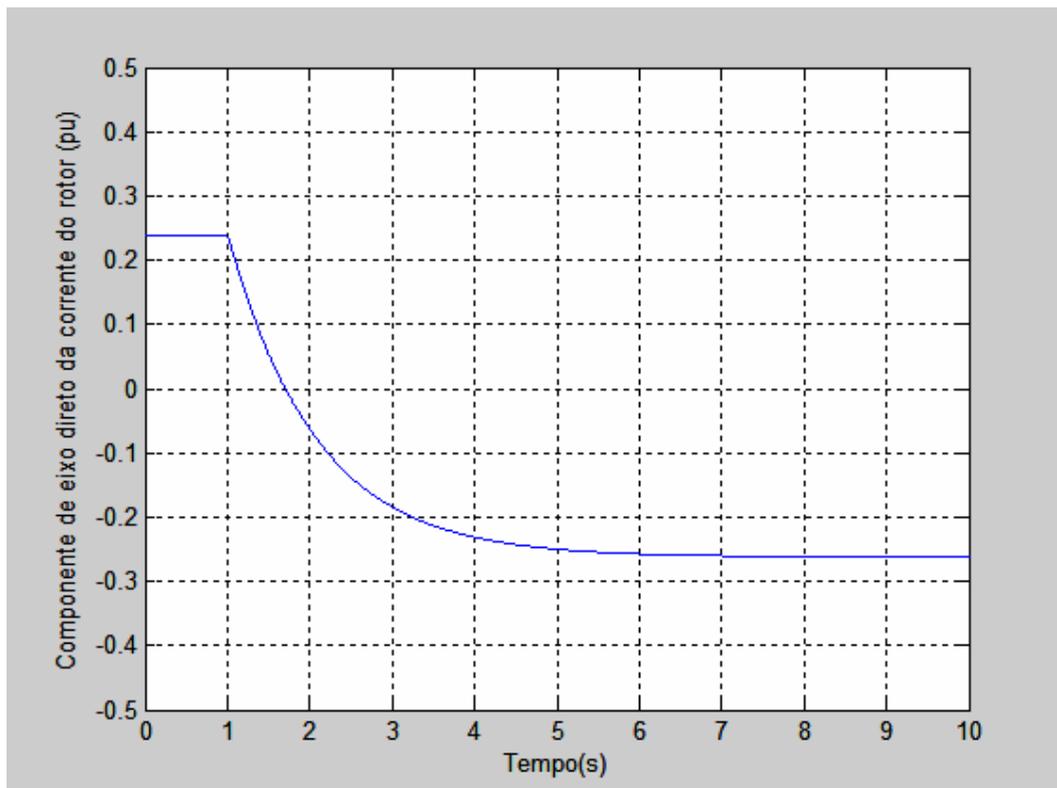


Figura 4.35 – Componente de eixo d da corrente de rotor do gerador de indução

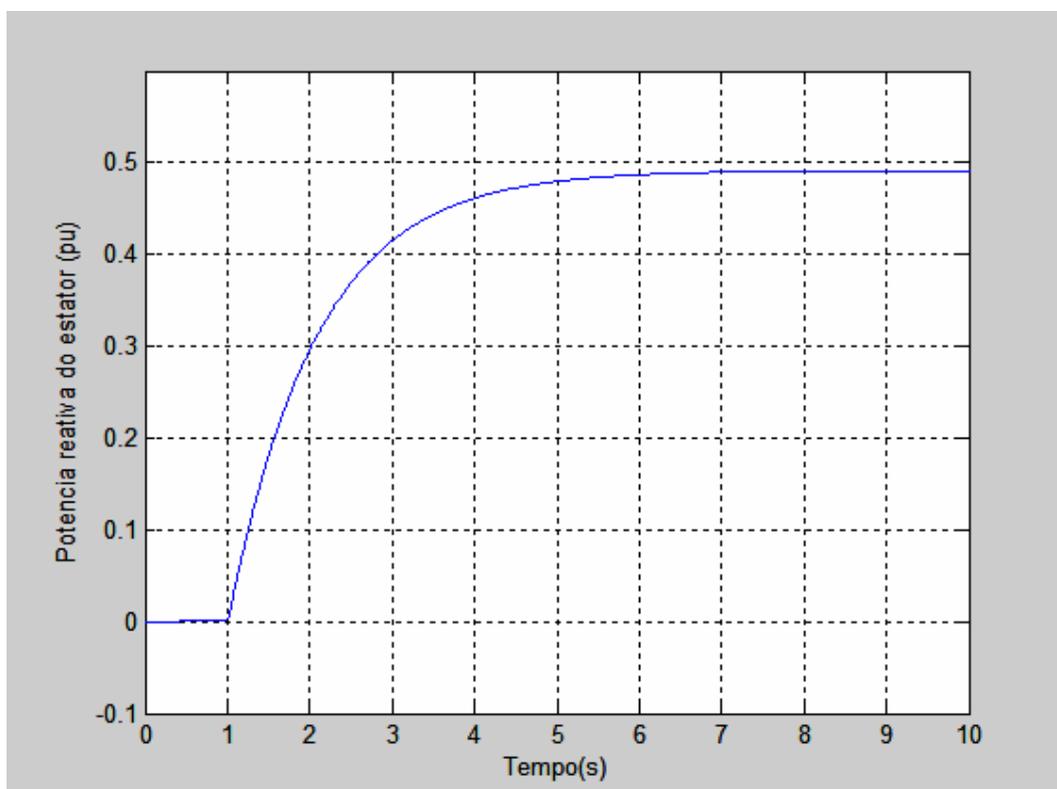


Figura 4.36 – Potência reativa no estator do gerador de indução

7° caso) Aplicação de degrau de 10% na referência de velocidade do vento. Nesta simulação foram ativadas as ações transitórias de todos os reguladores. Foram considerados os valores de ganhos do regulador de tensão do link CC $KI3 = 0,9$, $KP3 = 0,9$, $KI4 = -0,9$, $KP4 = 0$, os valores de ganhos do regulador de velocidade $KI2 = 2,0$ e $KP2 = 0$, os valores de ganhos do regulador de corrente em quadratura $KI5 = 0,1$, $KP5 = 0,1$ e os ganhos do regulador de tensão $KI1 = 0,1$, $KP1 = 0,1$, $KI6 = 1$ e $KP=100$. Simulação por 30 s.

As figuras relativas a este caso são indicadas a seguir. São apresentados a tensão do elo CC (E, Figura 4.37), a velocidade do rotor (ω_r , Figura 4.38), o conjugado elétrico (T_e , Figura 4.39), o conjugado mecânico (T_m , Figura 4.40), a componente de eixo q da tensão do rotor (v_{qr} , Figura 4.41), a potência elétrica fornecida pelo estator ao sistema elétrico (P_s , Figura 4.42), a potência elétrica que transita através dos conversores CA/CC (P_r , Figura 4.43), as correntes CC do lado do conversor do estator e do lado do conversor do rotor (i_{os} e i_{or} , Figura 4.44) e a componente de eixo direto da corrente do rotor (i_{dr} , Figura 4.45).

Considerando que, neste caso, o impacto deve ocorrer de forma mais ampla sobre o conjugado elétrico e sobre os fluxos de potência através da máquina,

Na Figura 4.37 vemos que a tensão do elo CC não sofre efeito sensível no seguimento à aplicação do degrau referido. Por outro lado, em razão do aumento simulado sobre a velocidade do vento, tanto a velocidade do rotor quanto o conjugado elétrico são diretamente afetados e amplamente alterados quando o objetivo é o de manter a eficiência máxima no processo de conversão de energia eólica – mecânica. Isto é obtido a partir da ação do sistema de controle de velocidade da máquina, implementado através de ação sobre o conversor ligado ao rotor. A velocidade do rotor sai de 0,7 pu para valor acima de 0,8 pu na Figura 4.38 e o conjugado elétrico aumenta de 0.363 pu para valor superior a 0,41 pu na Figura 4.39.

A figura 4.40 indica que o aumento instantâneo inicial sofrido pelo conjugado mecânico disponível através da ação do vento é maior que o de regime final permanente em razão da ação inversamente proporcional da velocidade sobre o conjugado. Com o aumento da velocidade do rotor ocorrendo em intervalo de tempo da ordem de 4 segundos, o resultado é a própria redução observada no conjugado mecânico ocorrendo

no mesmo intervalo de tempo. O conjugado sai logo do valor inicial de 0.363 pu para um valor máximo acima de 0,47 pu, recuando depois para o valor final permanente um pouco abaixo de 0,42 pu .

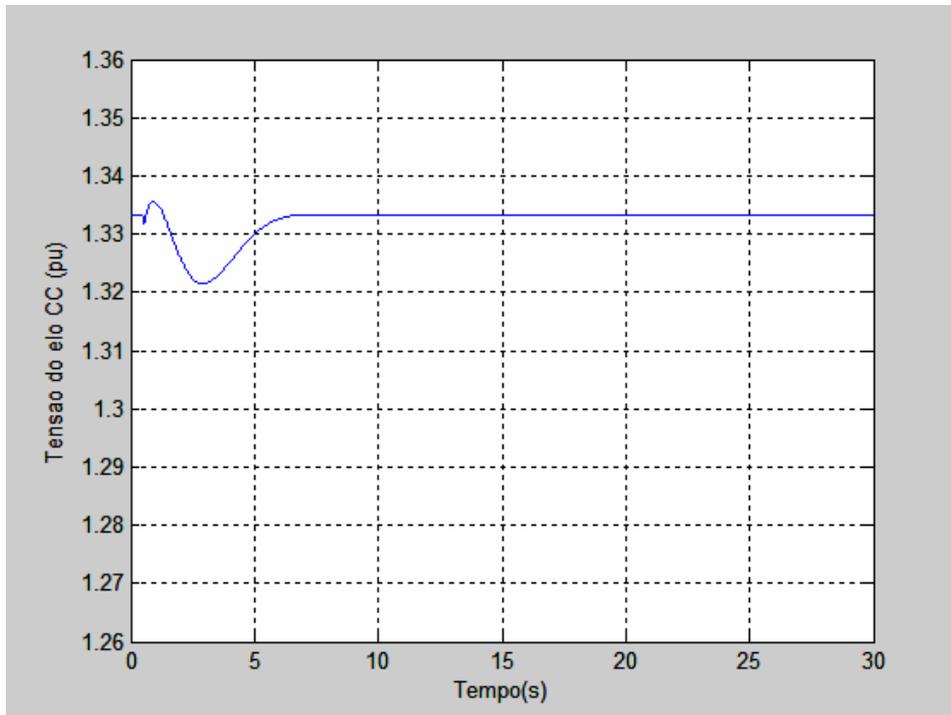


Figura 4.37 – Variação da tensão do capacitor do link CC

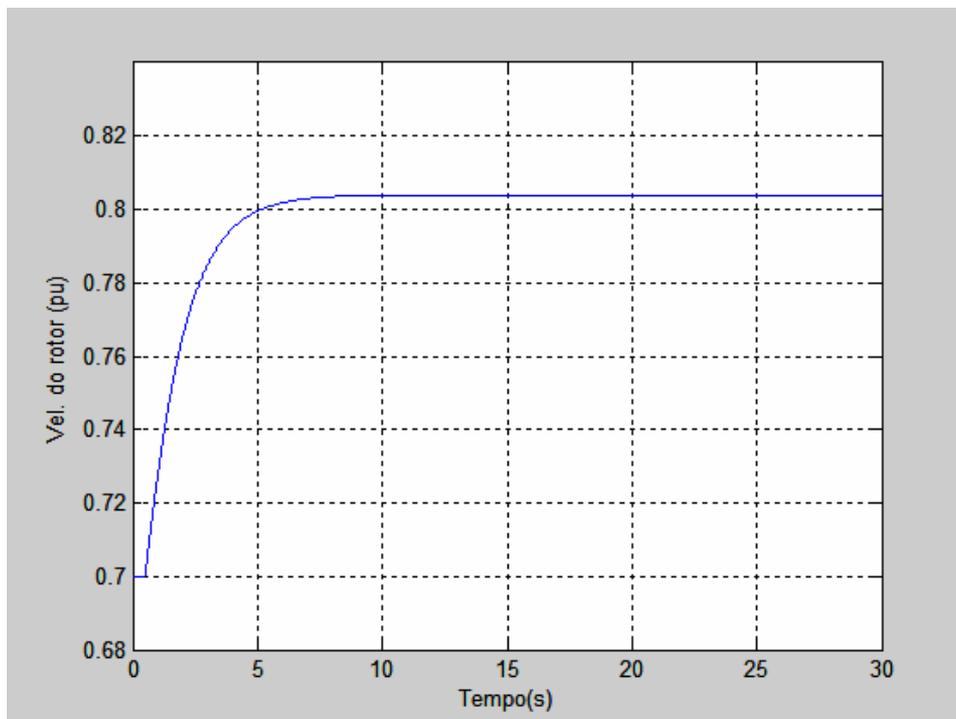


Figura 4.38 – Velocidade do rotor do gerador de indução

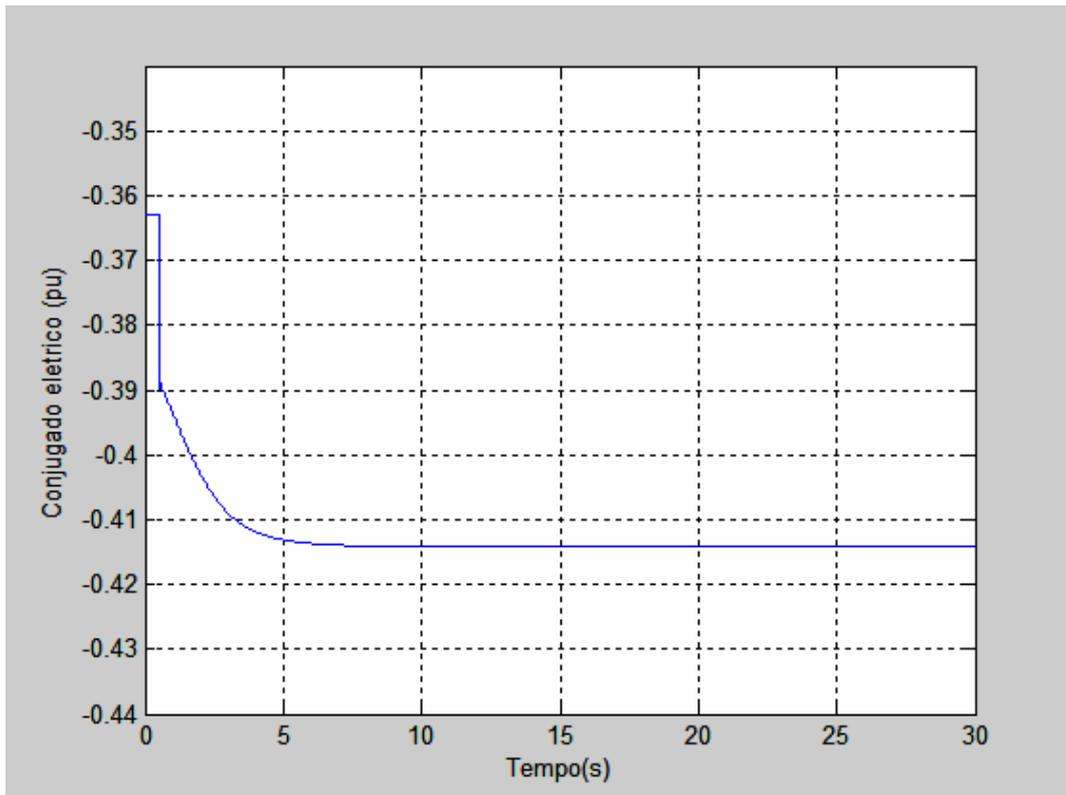


Figura 4.39 – Conjugado elétrico desenvolvido pelo gerador de indução

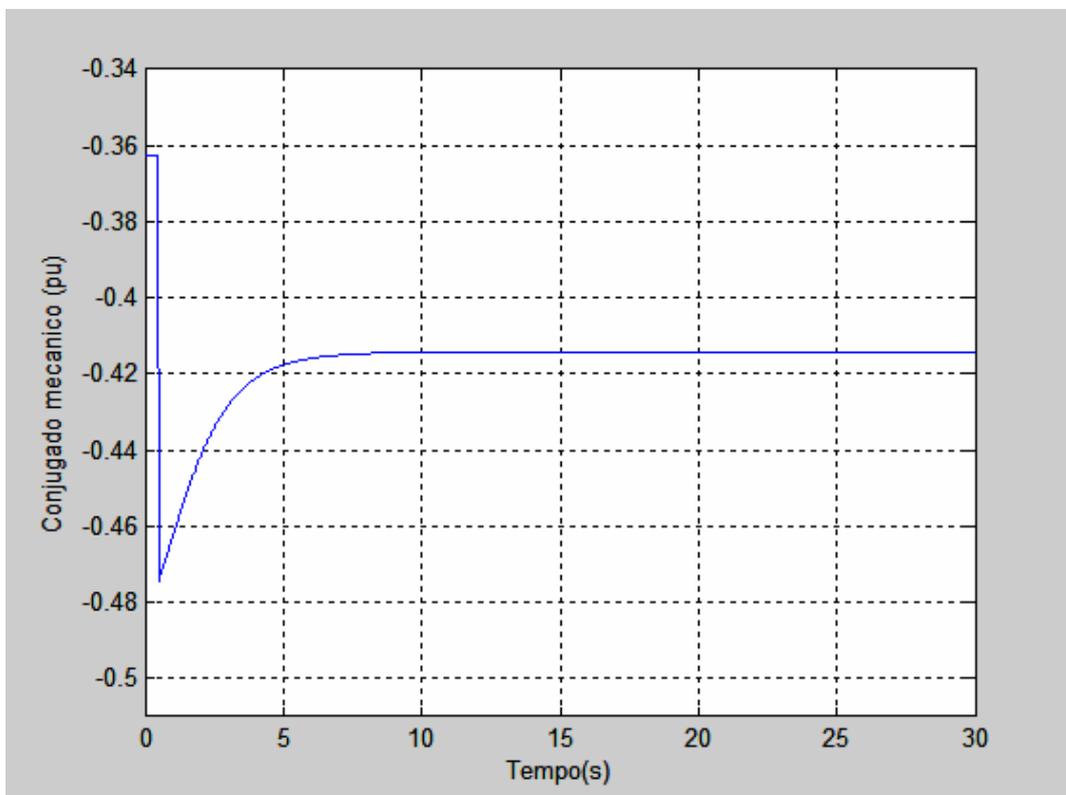


Figura 4.40 – Conjugado mecânico aplicado pela turbina eólica no eixo do gerador de indução

A Figura 4.41 mostra uma redução de 0,31 pu para valor próximo a 0,2 pu na componente de eixo em quadratura da tensão do enrolamento de rotor, enquanto as Figuras 4.42 e 4.43 indicam uma mudança na distribuição da potência mecânica gerada, com aumento na potência ativa do estator, na direção máquina – rede, e uma redução na potência ativa através do rotor da máquina, na direção conversor do rotor – máquina. Estas variações visam atender ao processo de otimização da conversão eólica – mecânica e mecânica – elétrica, através do atendimento às restrições determinadas pela ação dos diversos controladores. Redução nas correntes CC através do elo entre os conversores pode ser observada na Figura 4.44, de forma coerente com a redução na potência ativa através do rotor, como acima referido.

O pequeno impacto do presente caso de simulação sobre a potência reativa é confirmado pela Figura 4.45, onde se observa pequena variação transitória e recuperação do valor de regime permanente experimentada pela componente de eixo direto da corrente do rotor do gerador de indução.

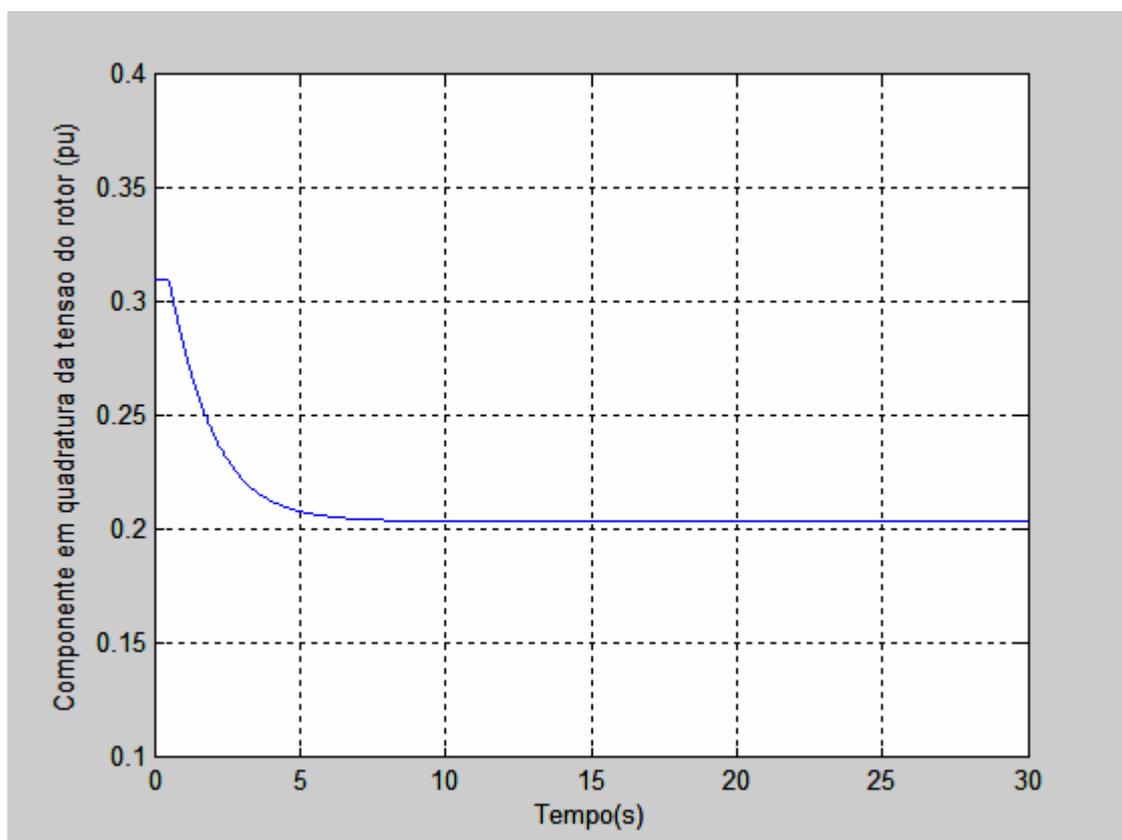


Figura 4.41 – Componente em quadratura da tensão do rotor

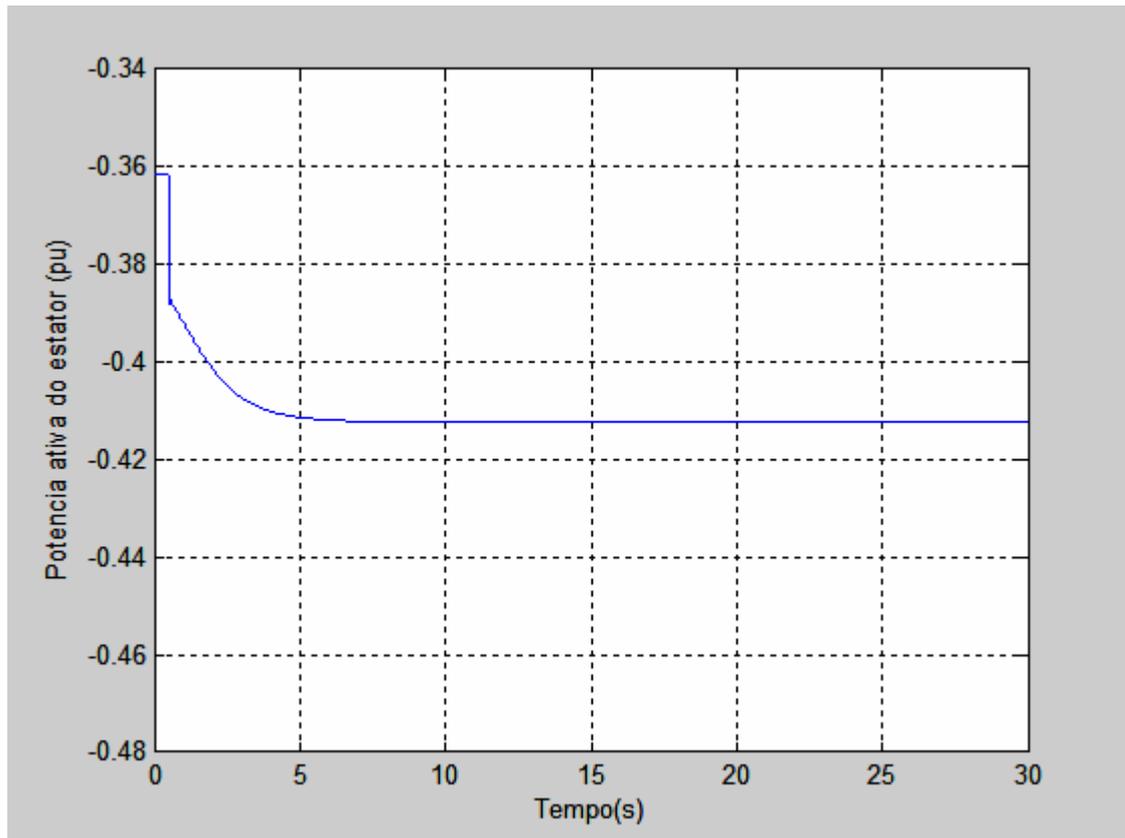


Figura 4.42 – Potência elétrica de estator

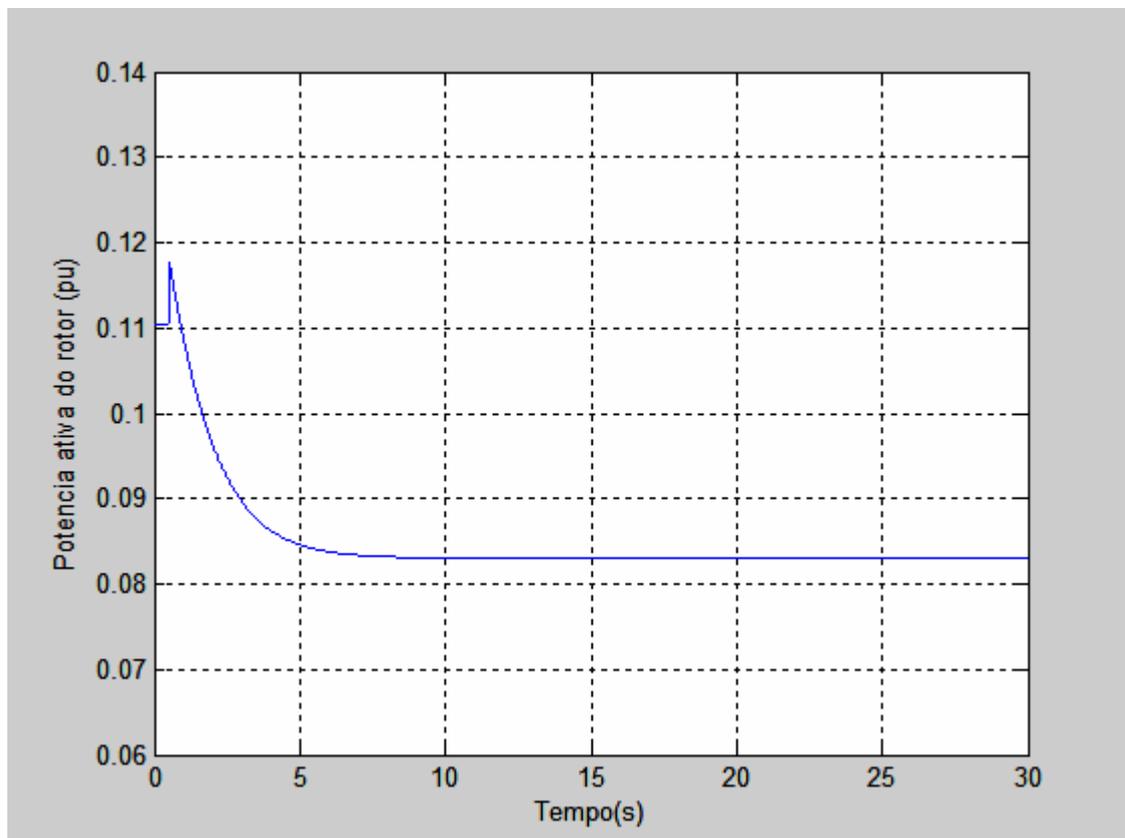


Figura 4.43 – Potência elétrica de rotor

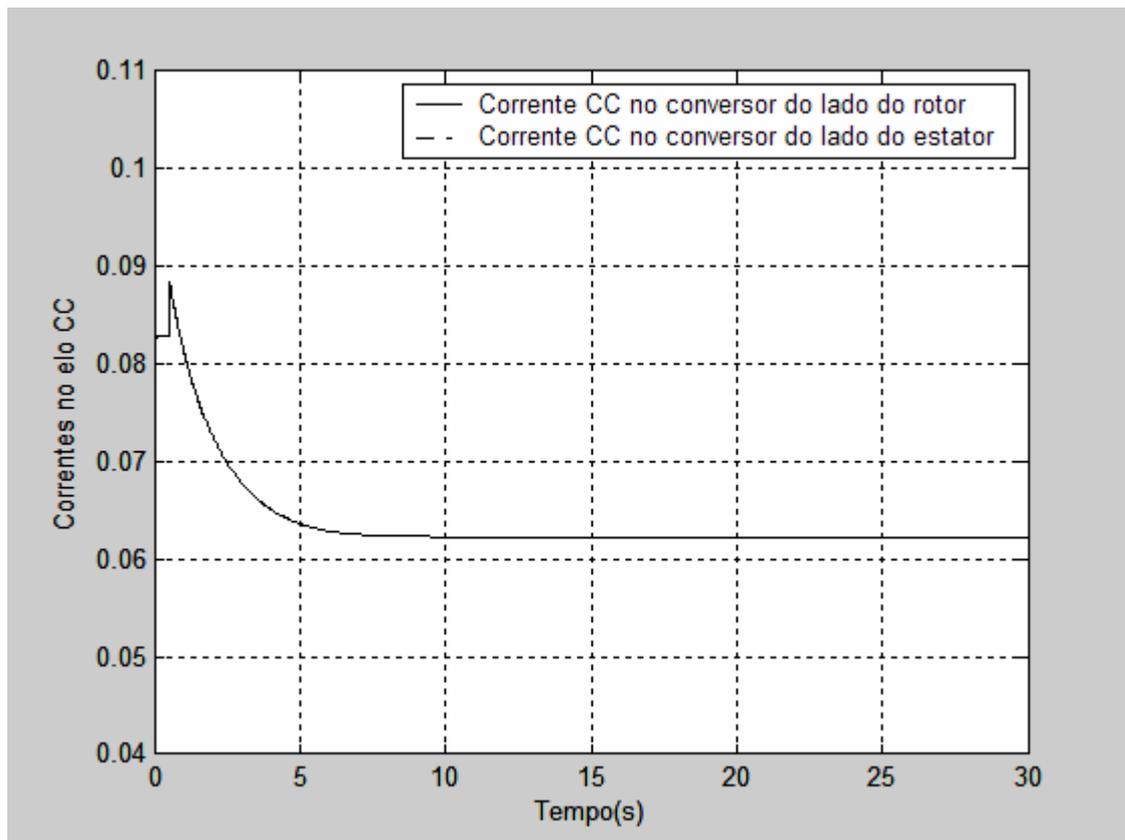


Figura 4.44 – Correntes CC nos conversores do elo

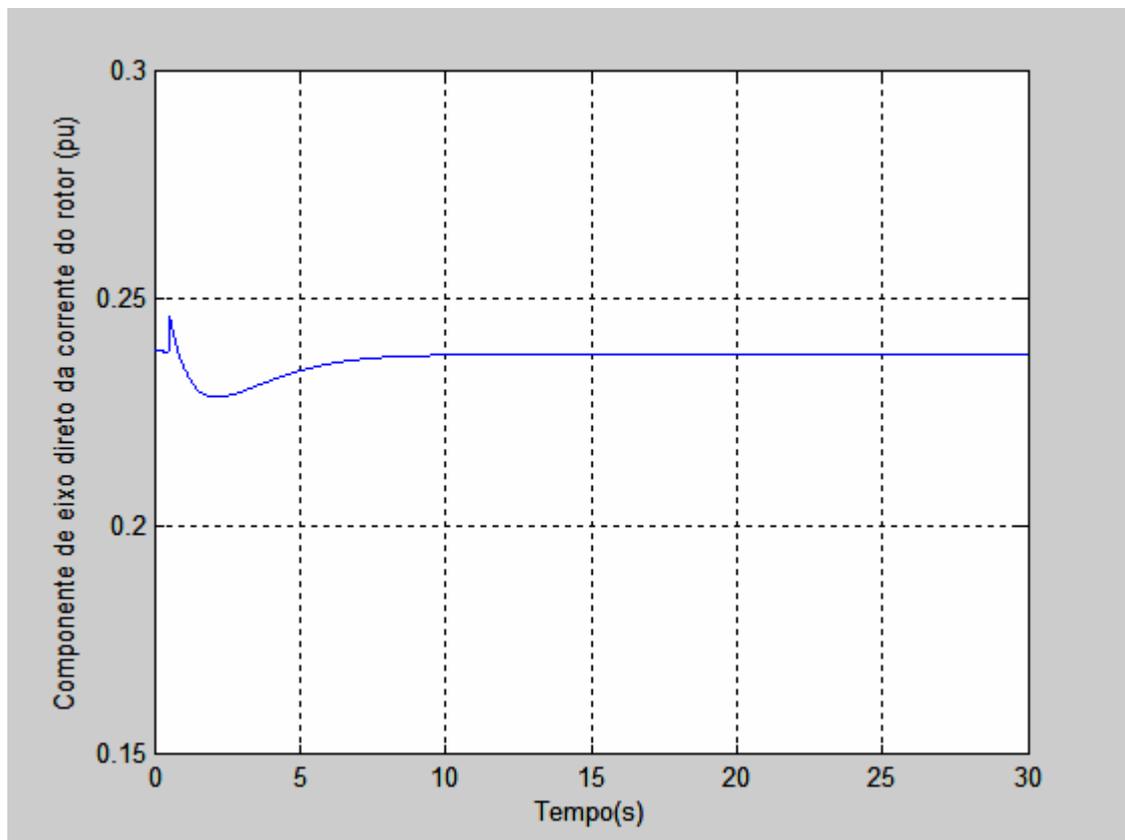


Figura 4.45 – Componente de eixo direto da corrente do rotor

8° caso) Aplicação de degrau de 50% no conjugado mecânico de referência. Nesta simulação foram ativadas as ações transitórias de todos os reguladores. Foram considerados os valores de ganhos do regulador de tensão do link CC $KI3 = 0,9$, $KP3 = 0,9$, $KI4 = -0,9$, $KP4 = 0$, os valores de ganhos do regulador de velocidade $KI2 = 2,0$ e $KP2 = 0$, os valores de ganhos do regulador de corrente em quadratura $KI5 = 0,1$, $KP5 = 0,1$ e os ganhos do regulador de tensão $KI1 = 0,1$, $KP1 = 0,1$, $KI6 = 1$ e $KP=100$. Simulação por 30 s.

As figuras relativas a este caso são indicadas a seguir. São apresentados a tensão do elo CC (E , Figura 4.46), a velocidade do rotor (ω_r , Figura 4.47), o conjugado elétrico (T_e , Figura 4.48), a componente de eixo q da tensão do rotor (v_{qr} , Figura 4.49), a potência elétrica fornecida pelo estator ao sistema elétrico (P_s , Figura 4.50), a potência elétrica que transita através dos conversores CA/CC (P_r , Figura 4.51), as correntes CC do lado do conversor do estator e do lado do conversor do rotor (i_{os} e i_{or} , Figura 4.52) e a componente de eixo direto da corrente do rotor (i_{dr} , Figura 4.53).

Este caso é idêntico ao anterior no que diz respeito ao sistema elétrico, condições de operação e ativação dos controladores. Apenas a perturbação aplicada é sensivelmente aumentada (de 10 a 50%) e, ao invés da perturbação ser aplicada à velocidade do vento, é de novo aplicada ao conjugado mecânico da equação de oscilação do gerador. O objetivo é o de se observar qualquer efeito importante das não linearidades presentes no desempenho do gerador de indução ligado à rede, ao conversor do rotor e à turbina eólica.

Nenhum efeito não linear de relevância é observado, com a manutenção do mesmo tipo de resposta observada no caso anterior e mesmas tendências, apenas com amplitudes bem maiores nas grandezas indicadas nas Figuras 4.46 a 4.53.

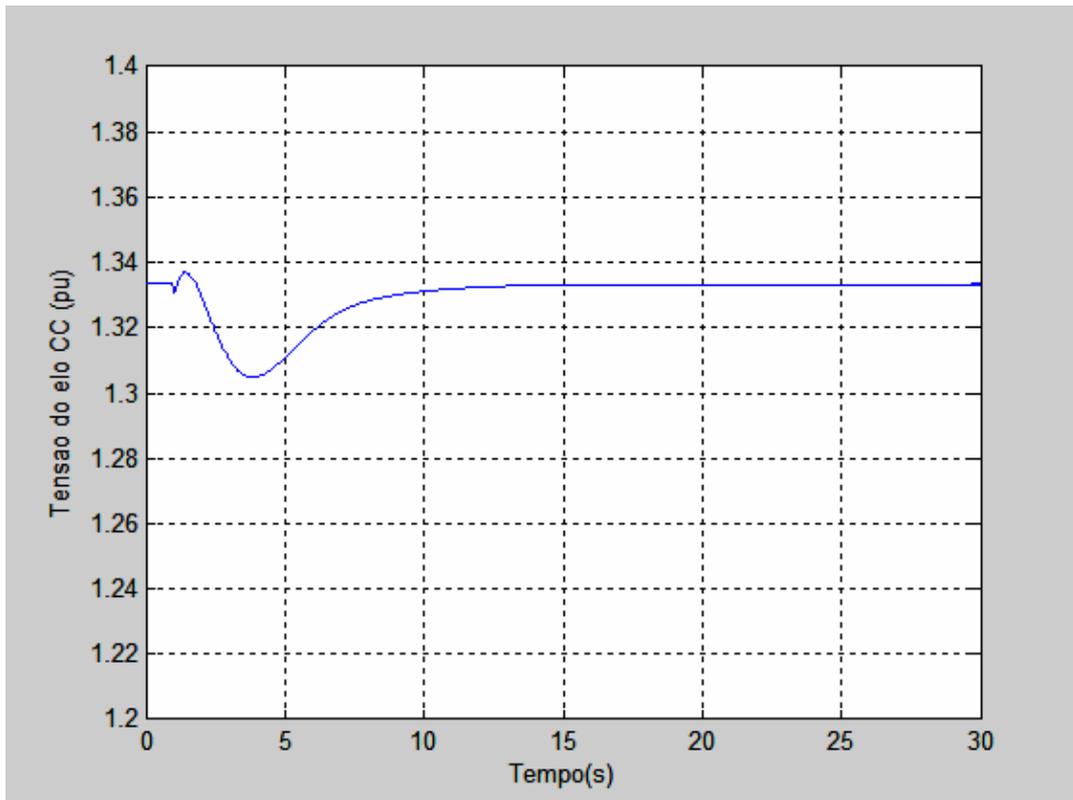


Figura 4.46 – Variação da tensão do capacitor do link CC

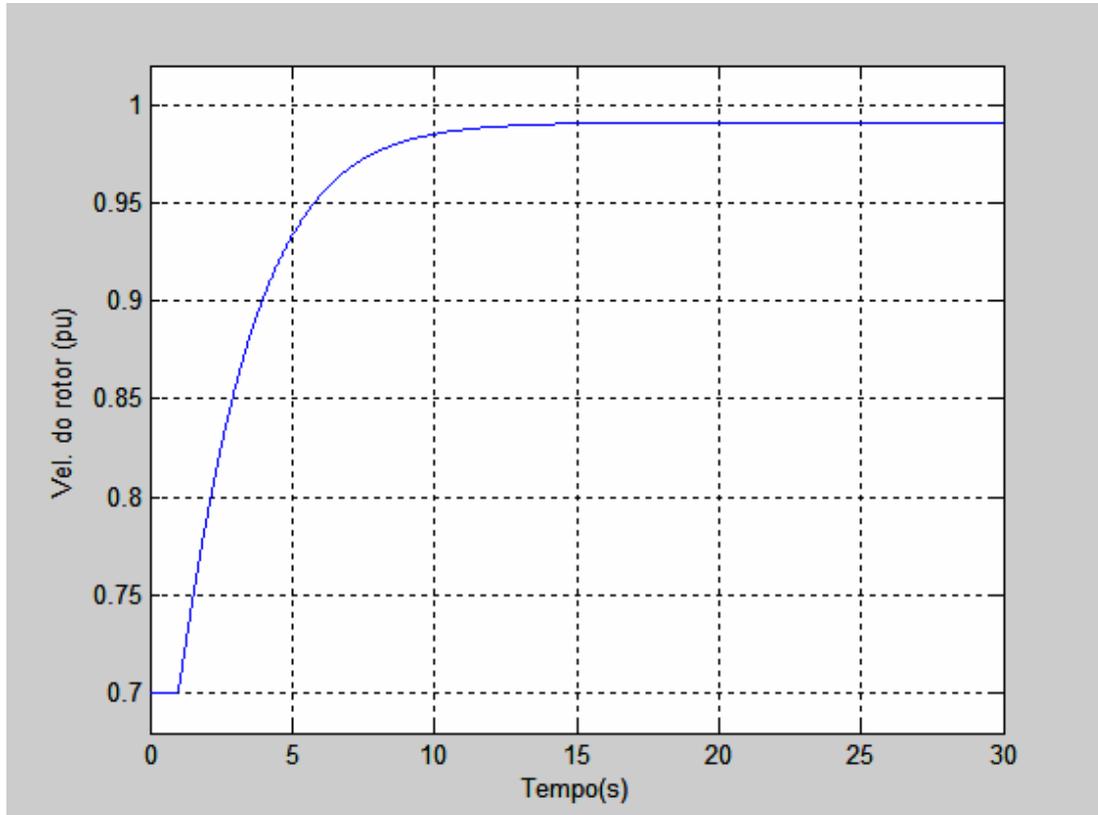


Figura 4.47 – Velocidade do rotor do gerador de indução

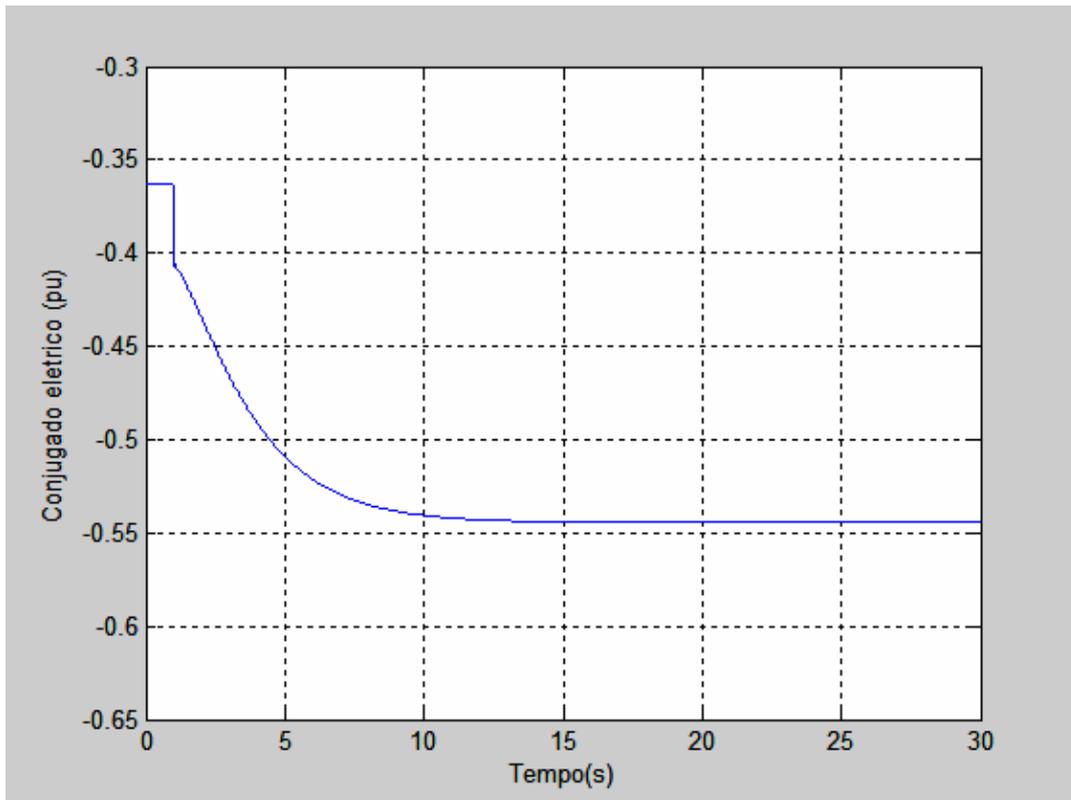


Figura 4.48 – Conjugado elétrico desenvolvido pelo gerador de indução

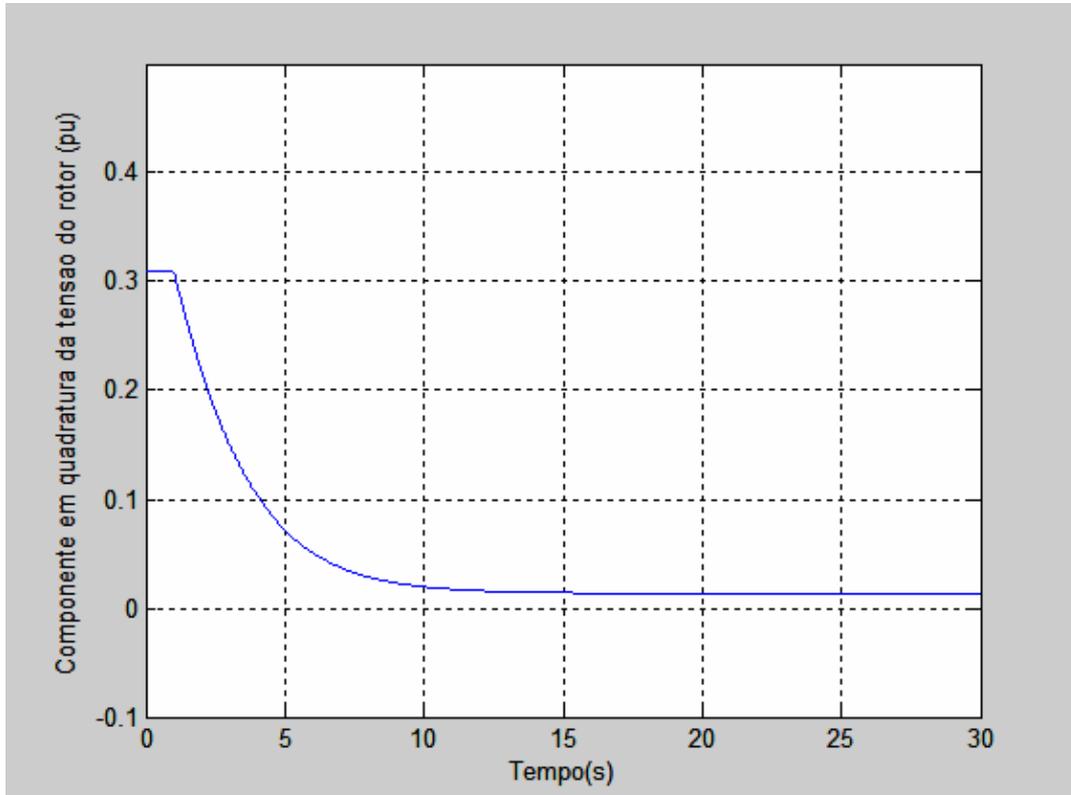


Figura 4.49 – Componente em quadratura da tensão do rotor

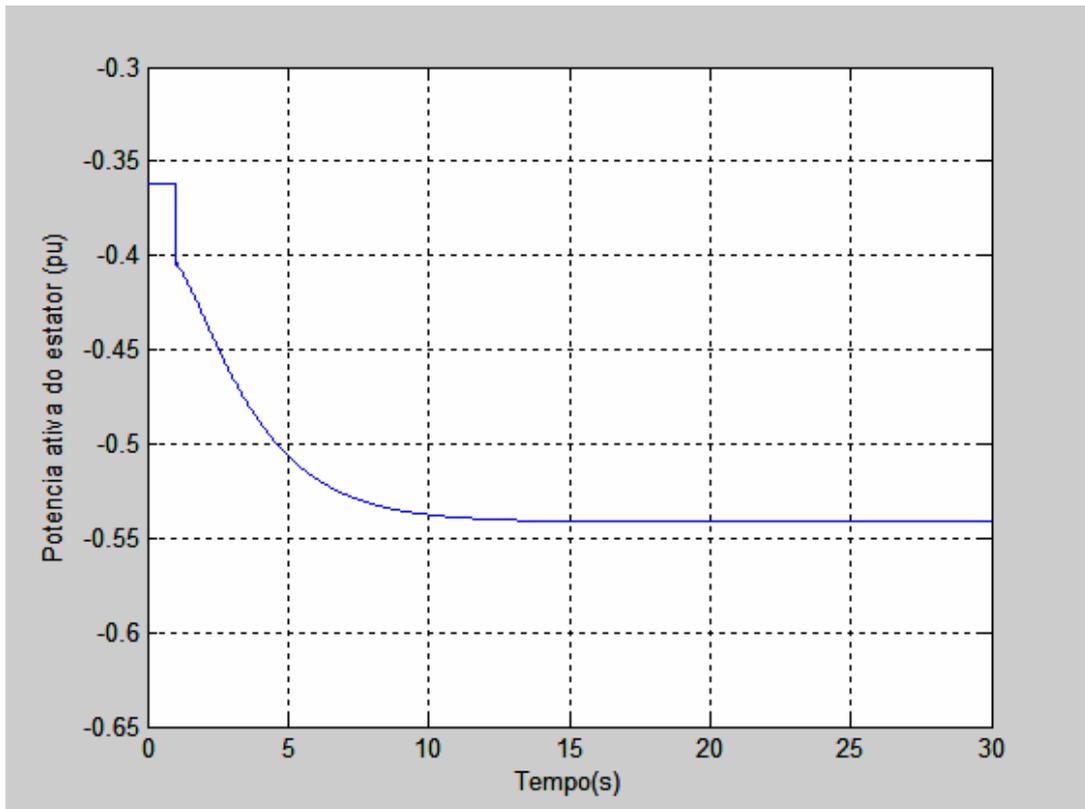


Figura 4.50 – Potência elétrica de estator

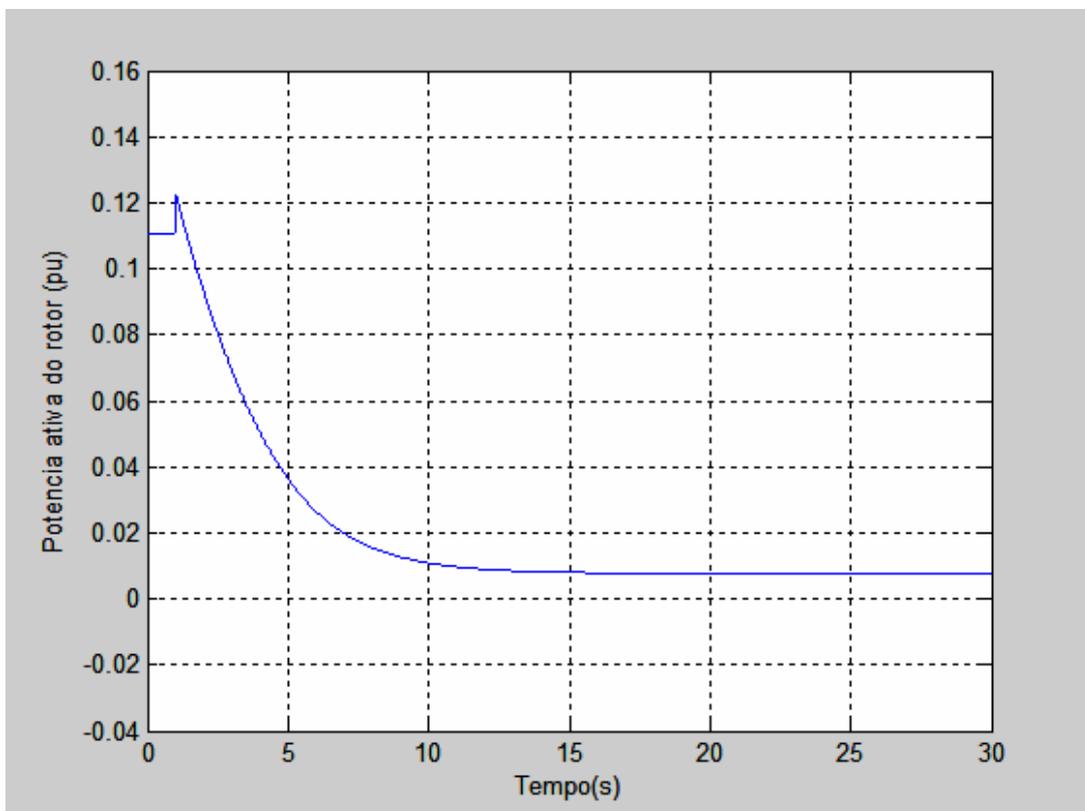


Figura 4.51 – Potência elétrica de rotor

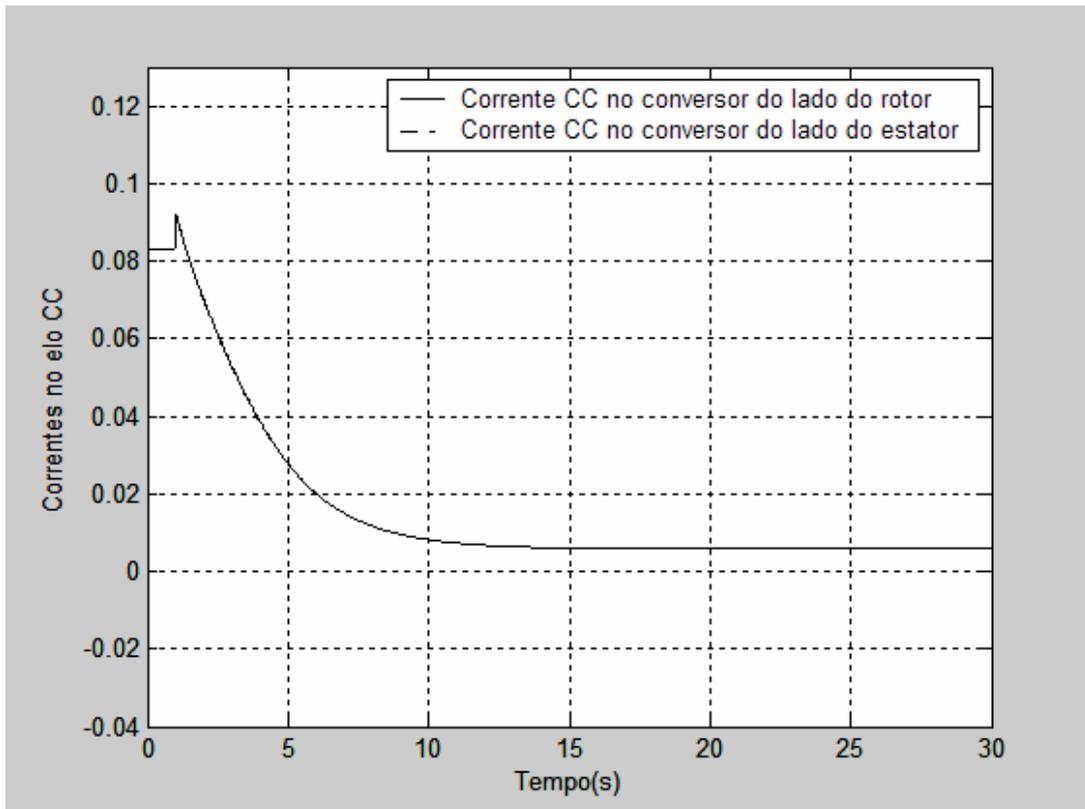


Figura 4.52 – Correntes CC nos conversores do elo

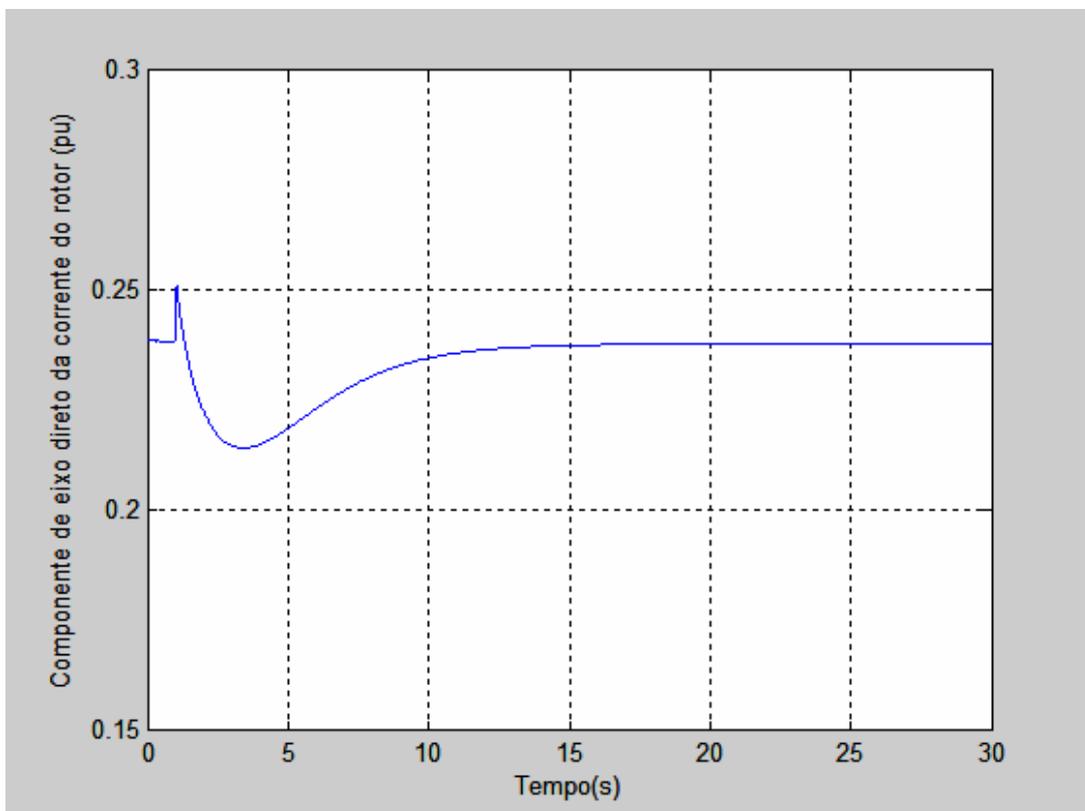


Figura 4.53 – Componente de eixo direto da corrente do rotor

5 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

A análise dos modelos desenvolvidos neste trabalho de dissertação e das simulações efetuadas permitiu concluir que os mesmos revelam-se adequados para estudo de incorporação de centrais eólicas ao sistema elétrico em programas de estabilidade transitória.

Os resultados permitiram avaliar o comportamento das grandezas elétricas referentes ao gerador de indução duplamente alimentado operando em sistemas de geração eólica.

Dentre as sugestões para próximos trabalhos citamos:

- A validação experimental do esquema proposto, confrontando-se os resultados das simulações com medições laboratoriais;
- A incorporação de modelos de saturação magnética no modelo de geradores de indução duplamente alimentados operando em sistemas de geração eólica;
- O levantamento da lógica de controle e estudo de geradores de indução de rotor de gaiola operando com conversores back-to-back entre o estator e a rede em para sistemas de geração eólica;
- O levantamento da lógica de controle e estudo de geradores síncronos operando com conversores back-to-back entre o estator e a rede em para sistemas de geração eólica.

O presente trabalho apresenta informações importantes relativas à modelagem dos componentes básicos de um sistema de geração eólica utilizando geradores de indução duplamente alimentados. Os modelos foram efetivamente implementados no programa MATLAB e as simulações executadas permitiram uma avaliação efetiva do desempenho dinâmico do sistema global. Algumas rotinas também integradas ao ambiente MATLAB foram desenvolvidas para inicialização das grandezas e definição das variáveis de estado pertinentes.

CONCLUSÕES

O trabalho mostra claramente a importância da ação do sistema de controle da tensão do link CC e do sistema de controle de velocidade sobre o desempenho dinâmico do sistema de geração eólica e, ainda, a necessidade de ação de proteção em caso de grandes excursões de potência mecânica e na ausência e/ou desligamento por falha destes sistemas de controle.

Como contribuição para a elaboração de outros trabalhos, podemos enumerar a necessidade da verificação mais detalhada do desempenho do gerador sob a ação do campo orientado, a verificação da ação dos outros controles sobre o desempenho dos sistemas de potência, a análise da divisão dos fluxos de energia através do estator e do rotor, a incorporação mais detalhada dos efeitos torsionais sobre a potência elétrica disponível através do gerador de indução, etc.

Como recomendação de desdobramentos deste trabalho para outras dissertações, citamos ainda a adaptação dos modelos implementados neste trabalho para incorporar os efeitos da rede elétrica, analisando o impacto de centrais eólicas sobre redes fracas, com baixo nível de curto-circuito.

BIBLIOGRAFIA

- [1] Scott, G. W., Wilreker, V. F., Shaltens, R. K., “Wind Turbine Generator Interaction With Diesel Generators on an Isolated Power System“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-103, n. 5, pp. 933 – 937, Maio 1984.
- [2] Carlin, P. W., “The Probable Source of Certain Spurious Frequencies Found in the Output of a Variable Speed Generating System Using Slip Recovery”, *Proceedings of the 24th IEEE Energy Conversion Engineering Conference (IECEC-89)*, vol. 4, pp. 2041 – 2044, Ago. 1989.
- [3] Shibata, F., Taka, K., “A Self-Cascaded Induction Generator Combined With a Separately Controlled Inverter and a Synchronous Condenser”, *Conference Record of the 1990 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting*, Vol. 1, pp. 309 – 317, Out. 1990.
- [4] Leithead, W. E., Connor, B., “Control of a Variable Speed Wind Turbine with Induction Generator”, *IEE International Conference on Control*, vol. 2, pp. 1215 – 1220, Mar. 1994.
- [5] Üçtug, M.Y., Eskandarzadeh, I., Ince, H., “Modelling and Output Power Optimisation of a Wind Turbine Driven Double Output Induction Generator”, *IEE Proceedings-Electric Power Applications*, vol.141, n.2, pp. 33 – 38, Mar. 1994.
- [6] Akhmatov, V., Knudsen, H., “Modelling of Windmill Induction Generators in Dynamic Simulation Programs”, *International Conference on Electric Power Engineering*, pp. 108, Ago. 1994.

- [7] Djurovic, M., Joksimovic, G., Saveljic, R., Maricic, I., “Double Fed Induction Generator with Two Pair of Poles”, *IEE Seventh International Conference on Electrical Machines and Drives*, n. 412, pp. 449 – 452, Set. 1995.
- [8] Kimura, N., Taniguchi, K., “Uninterrupted Power Supply Using Slip-Power Recovery Induction Generator”, *IEEE Proceedings of 1995 International Conference on Power Electronics and Drive Systems*, vol. 1, pp. 353-357, Fev. 1995.
- [9] Peña, R., Asher, G.M., Clare, J. C., “Doubly Fed Induction Generator Using Back-to-Back PWM Converters and Its Application to Variable Speed Wind-Energy Generation”, *IEE Proceedings - Electric Power Applications*, vol. 143, n. 3, pp. 231 - 241, Maio 1996.
- [10] Peña, R., Asher, G.M., Clare, J. C., “A Doubly Fed Induction Generator Using Back to Back PWM Converters Supplying an Isolated Load from a Variable Speed Wind Turbine”, *IEE Proceedings - Electric Power Applications*, vol.143, n.5, pp. 380 – 387, Set. 1996.
- [11] Zhang, L., Watthanasarn, C., Shepperd, W., “Application of a Matrix Converter for the Power Control of a Variable-Speed Wind-Turbine Driving a Doubly-Fed Induction Generator”, *23rd International Conference on Industrial Electronics, Control and Instrumentation (IECON 97)*, vol. 2, pp. 906 – 911, Nov. 1997.
- [12] Das, D., Aditya, S. K., Kothari, D. P., “Dynamics of Diesel and Wind Turbine Generators on an Isolated Power System”, *Electrical Power and Energy Systems*, n. 21, pp. 183-189, Mar. 1999.
- [13] Papathanassiou, S. A., Papadopoulos, M.P., “Dynamic Behavior of Variable Speed Wind Turbines under Stochastic Wind”, *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 14, n. 4, pp. 1617-1623, Dez. 1999.

- [14] Sloomweg, J. G., Polinder, H., Kling, W. L., “Dynamic Modelling of a Wind Turbine with Doubly Fed Induction Generator”, IEEE Power Engineering Society Summer Meeting, vol. 1, pp. 644-649, Jul. 2001.
- [15] Usaola, J., Ledesma, P., “Dynamic Incidence of Wind Turbines in Networks with High Wind Penetration”, IEEE Power Engineering Society Summer Meeting, vol. 2, pp. 755 – 760, Jul. 2001.
- [16] Undeland, Tore M., Gjengedal, Terje, Rostoen, Hans Overseth, “Doubly Fed Induction Generator in a Wind Turbine”, IEEE Workshop on Wind Power, Oslo, Noruega, Jun. 2002.
- [17] Sloomweg, J.G., de Haan, S.W.H., Polinder, H., Kling, W. L. “Modeling Wind Turbines in Power System Dynamics Simulations”, IEEE Power Engineering Society Summer Meeting, vol. 1, pp. 22 – 26, Jul. 2001.
- [18] Sloomweg, J.G., Polinder, H., Kling, W.L., “Initialization of Wind Turbine Models in Power System Dynamics Simulations”, IEEE Porto Power Tech Proceedings, vol. 4, 6 pp., Porto, Portugal, Set. 2001.
- [19] Petru, T., Thiringer, T., “Modeling of Wind Turbines for Power System Studies”, IEEE Transactions on Power Systems, vol.17, n. 4, pp. 1132 – 1139, Nov. 2002.
- [20] Ekanayake, J. B., Holdsworth, L., XueGuang Wu, Jenkins, N., “Dynamic Modeling of Doubly Fed Induction Generator Wind Turbines”, IEEE Transactions on Power Systems, vol.18, n. 2, pp. 803-809, Maio 2003.
- [21] Müller, S., Deicke, M., Doncker, Rik W. De “Doubly Fed Induction Generator Systems for Wind Turbines”, IEEE Industrial Applications Magazine, vol. 8, n. 3, pp. 26 – 33, May/June 2002.
- [22] Runcos, F., “Gerador Eólico”, WEG, 2002

- [23] Naess, B. I., Undeland, T. M., Gjengedal, T., “Methods for Reduction of Voltage Unbalance in Weak Grids Connected to Wind Plants”, IEEE Workshop on Wind Power, Oslo, Noruega, Jun. 2002.
- [24] Slootweg, J.G., Kling, W. L., “Modeling of Large Wind Farms in Power System Simulations”, Proceedings of the IEEE Power Engineering Society Summer Meeting, vol. 2, pp. 503 -508, Chicago, USA, Jul. 2002.
- [25] Kling, W. L., Slootweg, J. G. “Wind Turbines as Power Plants” – IEEE Workshop on Wind Power, Oslo, Noruega, Jun. 2002.
- [26] Slootweg, J.G., de Haan, S.W.H., Polinder, H., Kling, W. L., “General Model for Representing Variable Speed Wind Turbines in Power System Dynamics Simulations” — IEEE Transactions on Power Systems, vol.18 no. 1, pp. 144-151, Fev. 2003.
- [27] Ekanayake, J.B., Holdsworth, L., Jenkins, N. ,“Control of Doubly Fed Induction Generator (DFIG) Wind Turbines” , IEE Power Engineer, pp 28-32, Fev.2003.
- [28] Campos, F. G. R. de, Penteado Jr., A. A. ,“A Geração de Energia Eólica com Gerador Assíncrono com Rotor de Anéis Conectado a um Conversor Quatro Quadrantes”, XVII Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica, Uberlândia, Brasil, Out. 2003.
- [29] Tang, Y., Xu, L. ,“A Flexible Active and Reactive Power Control Strategy for a Variable Speed Constant Frequency Generating System”, IEEE Transactions on Power Electronics, vol. 10, n. 4, pp. 472 – 478, Jul. 1995.
- [30] Carvalho, P., “Geração Eólica” , 1ª ed., Editora Imprensa Universitária, 2003
- [31] Krause, P. C.,“Analysis of Electric Machinery”, Editora McGraw Hill, 1986

- [32] Hansen, A. D., Jauch, C., Sørensen, P., Iov, F., Blaabjerg, F., “Dynamic wind turbine models in power system simulation tool DIgSILENT”, RisØ National Laboratory, 2003.

APÊNDICE A

DADOS DO SISTEMA ANALISADO

Dados da máquina de indução (pu)

$$R_s=0.01060$$

$$L_{ss}=4.28270$$

$$R_r=0.0078$$

$$L_{rr}=4.28270$$

$$L_m=4.203$$

$$L_s=L_{ss}-L_m$$

$$L_r=L_{rr}-L_m$$

$$H=0.708 \text{ S}$$

$$\text{Pólos}=4$$

$$\text{sig}=1-(L_m^2/(L_{ss} \cdot L_{rr}))$$

$$\omega_s=2 \cdot \pi \cdot 60 \text{ rd/s}$$

Indutância e resistência entre o conversor da rede e a rede (pu)

$$X=0.16417$$

$$R=0.004355$$

Capacitância do link CC (pu)

$$C=0.012183$$

Curva de conjugado

A parte quadrática da curva de conjugado-velocidade ótima apresenta velocidade de entrada de 0,4pu e velocidade limite de 1,4pu, e conjugado correspondente de 0,3pu a 1,3p