Universidade Estadual de Campinas Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação Departamento de Sistemas de Controle e Energia DSCE-FEEC-UNICAMP

# CONTROLE DO FLUXO DE POTÊNCIA DA MÁQUINA DE INDUÇÃO DUPLAMENTE ALIMENTADA

Autor: Helio Henrique de Agostini SegniniOrientador: Prof. Dr. Edson Bim

Dissertação submetida à Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação da Universidade Estadual de Campinas, como parte dos requisitos exigidos para obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica

### Comissão Julgadora:

Prof. Dr. Edson Bim - DSCE/FEEC/UNICAMP Prof. Dr. Diógenes Pereira Gonzaga - SEL/EESC/USP Prof. Dr. Yaro Burian Júnior - DMCSI/FEEC/UNICAMP Prof. Dr. Anésio dos Santos Júnior - DENSIS/FEEC/UNICAMP

Campinas, 22 de março de 2006

#### FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA E ARQUITETURA - BAE - UNICAMP

Segnini, Helio Henrique de Agostini
Se37c
Segnini, Helio Henrique de Agostini
Controle do fluxo de potência da máquina de indução duplamente alimentada / Helio Henrique de Agostini
Segnini. --Campinas, SP: [s.n.], 2006.
Orientador: Edson Bim Dissertação (Mestrado) - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação.
1. Máquinas elétricas de indução. 2. Fator de potência. 3. Potência reativa (Engenharia elétrica). 4. Correntes alternadas. I. Bim, Edson. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação. III. Título.

Titulo em Inglês: Control of the power flux of the doubly fed induction machine Palavras-chave em Inglês: Doubly fed induction machine, Flux oriented control, Reactive power control, Power factor control

Área de concentração: Energia Elétrica Titulação: Mestre em Engenharia Elétrica Banca examinadora: Diógenes Pereira Gonzaga, Yaro Burian Júnior e Anésio dos Santos Júnior Data da defesa: 17/03/2006

# CONTROLE DO FLUXO DE POTÊNCIA DA MÁQUINA DE INDUÇÃO DUPLAMENTE ALIMENTADA

Autor: Helio Henrique de Agostini SegniniOrientador: Prof. Dr. Edson Bim

Dissertação submetida à Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação da Universidade Estadual de Campinas, como parte dos requisitos exigidos para obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica

Campinas, 22 de março de 2006

"Não basta saber, é preferível saber aplicar. Não é bastante querer, é preciso saber querer." **Goethe** 

Aos meus pais, irmãos e à minha namorada Angela

## Resumo

O objetivo deste trabalho é estudar o modelo da máquina de indução duplamente alimentada no sistema de referência síncrono, bem como controlar seu fluxo de potências através de orientação de fluxo. São analisadas as orientações de fluxo de estator, de entreferro e de rotor em várias operações: compensador de reativos, gerador e motor, com fator de potência indutivo, capacitivo e unitário, nas faixas de velocidade subsíncrona, síncrona e supersíncrona.

Palavras-chave: Máquina de Indução Duplamente Alimentada, Máquina de Indução Duplamente Excitada, Controle por Orientação de Fluxo, Controle de Potência Reativa, Controle de Fator de Potência.

## Abstract

The purpose of this work is to study the Doubly Fed Induction Machine modelling at the synchronous reference frame, as well as to control its power flux by flux oriented control. The stator, rotor and air gap flux orientations with the machine oparating as reactive compensator, generator and drive, with lag power factor, lead power factor and unity power factor at subsynchronous, synchronous and supersynchronous speeds are analysed.

**Keywords**: Doubly Fed Induction Machine, Flux Oriented Control, Reactive Power Control, Power Factor Control.

## Agradecimentos

Ao meu orientador, Prof. Edson Bim, sou grato pela orientação, inspiração e pelo contínuo estímulo.

A Angela por seu amor e por estar sempre ao meu lado.

A minha família por me apoiar, não somente durante esse trabalho, mas em toda a vida.

Aos colegas Eudemário Santana e Leandro Bertonha pela ajuda nos trabalhos, pelo companheirismo e pelas longas horas de discussões, acadêmicas ou não.

Ao amigo Carlos Capovilla por me prestar sua ajuda fundamental na utilização de programas de edição de texto entre outras ajudas e pela amizade.

Aos demais colegas de pós-graduação, André, Eduardo entre outros pela amizade nesse período.

À CAPES, pelo apoio financeiro.

# Sumário

Resum	.0				iii
Abstra	ct				iv
Agrade	ecimer	itos			V
Lista de	e Figura	as			ix
Lista de	e Tabel	as			xii
Lista de	e Símbo	olos			xiii
Capítul	o1 In	trodução			1
1.1	Apres	entação .		 	1
1.2	Organ	ização do	texto	 	2
Capítul	o 2 M	lodelo da N	l'áquina de Indução Duplamente Alimentada		3
2.1	Introd	lução		 	3
2.2	Revis	ão Bibliogr	áfica	 	6
2.3	Mode	lo Matemá	tico da MIDA	 	12
	2.3.1	Equações	Básicas	 	12
	2.3.2	Fluxo de	Potência	 	14
		2.3.2.1	Potência ativa	 	16
		2.3.2.2	Potência reativa	 	18
2.4	Orien	tação de F	luxo	 	20
	2.4.1	Orientaçã	ăo do Fluxo de Rotor	 	20
	2.4.2	Orientaçã	ão do Fluxo de Entreferro	 	25

	2.4.3	Orientação do Fluxo de Estator	28
2.5	Conexâ	ío à Barra Infinita	31
2.6	Conclu	são	32
Capítul	o 3 Co	ntrole do Fluxo de Potência da MIDA Conectada à Barra Infinita	35
3.1	Introdu	ıção	35
3.2	Compe	nsador de Reativos	37
	3.2.1	Operação com Fator de Potência Indutivo: $Q_1 > 0$	38
	3.2.2	Operação com Fator de Potência Capacitivo: $Q_1 < 0$	40
3.3	Gerado	or de Indução Duplamente Alimentado	40
	3.3.1	Fator de Potência Indutivo: $Q_1 > 0$	41
	3.3.2	Fator de Potência Capacitivo: $Q_1 < 0 \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots$	44
	3.3.3	Fator de Potência Unitário: $Q_1 = 0$	47
3.4	Motor	de Indução Duplamente Alimentado	49
	3.4.1	Fator de Potência Indutivo: $Q_1 > 0$	49
	3.4.2	Fator de Potência Capacitivo: $Q_1 < 0 \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots$	52
	3.4.3	Fator de Potência Unitário: $Q_1 = 0$	54
3.5	Conclu	são	57
Capítul	o 4 Co	ntrole do GIDA	59
4.1	Introdu	ıção	59
4.2	Modelc	da Simulação	59
4.3	Operaç	ao com Fator de Potência Indutivo	61
	4.3.1	Potência de eixo Constante	61
	4.3.2	Potência de eixo Variável	65
4.4	Operaç	ão com Fator de Potência Capacitivo	70
	4.4.1	Potência de eixo Constante	71
	4.4.2	Potência de eixo Variável	74
4.5	Operaç	ão com Fator de Potência Unitário	78
	4.5.1	Potência de eixo Constante	78
	4.5.2	Potência de eixo Variável	82
4.6	Curva	V	85

4.7 Conclusão	86	
Capítulo 5 Conclusão	87	
5.1 Conclusões finais	87	
5.2 Sugestões para trabalhos futuros	88	
Apêndice A Dados da Máquina de Indução com Rotor de Anel Utilizada na Sim- ulação		
Referências bibliográficas		

# Lista de Figuras

2.1	Máquina de Indução Duplamente Alimentada	5
2.2	Circuito equivalente em regime permanente da máquina de indução	
	duplamente alimentada. Tensões e correntes expressas em valores de	
	pico	15
3.1	Convenção de Receptor	38
3.2	Compensador de reativos operando com fator de potência indutivo e	
	$I_{d2} < 0$	39
3.3	Compensador de reativos operando com fator de potência indutivo e	
	$I_{d2} > 0$	39
3.4	Compensador de reativos operando com fator de potência capacitivo.	40
3.5	Gerador subsíncrono operando com fator de potência indutivo	42
3.6	Gerador supersíncrono operando com fator de potência indutivo	43
3.7	Gerador subsíncrono operando com fator de potência capacitivo	45
3.8	Gerador supersíncrono operando com fator de potência capacitivo	46
3.9	Gerador subsíncrono operando com fator de potência unitário	47
3.10	Gerador supersíncrono operando com fator de potência unitário	48
3.11	Motor subsíncrono operando com fator de potência indutivo	50
3.12	Motor supersíncrono operando com fator de potência indutivo	51
3.13	Motor subsíncrono operando com fator de potência capacitivo	53
3.14	Motor supersíncrono operando com fator de potência capacitivo	54
3.15	Motor subsíncrono operando com fator de potência unitário	55
3.16	Motor supersíncrono operando com fator de potência unitário	56
4.1	Esquema de funcionamento do GIDA	60

4.2	Velocidade supersíncrona e Torque	62
4.3	Referência do Fator de Potência Indutivo de Estator.	62
4.4	Erro $I_{d2}^* - I_{d2}$ e Fator de potência indutivo de estator	63
4.5	Correntes e tensões de rotor no sistema de referência síncrono	63
4.6	Potências durante operação com velocidade supersíncrona e fator de	
	potência indutivo	64
4.7	Correntes de rotor e potências de estator	64
4.8	Defasagem entre tensões e correntes, fator de potência indutivo e ve-	
	locidade supersíncrona	65
4.9	Velocidade e Torque.	66
4.10	Referência do Fator de Potência indutivo de Estator.	66
4.11	Erro $I_{d2}^* - I_{d2}$ e Fator de potência indutivo de estator	67
4.12	Correntes de rotor no sistema de referência síncrono.	67
4.13	Tensões de rotor no sistema de referência síncrono.	68
4.14	Potências durante operação com fator de potência indutivo	68
4.15	Defasagem entre tensões e correntes de estator, fator de potência in-	
	dutivo e potência de eixo variável	69
4.16	Defasagem entre tensões e correntes de rotor, fator de potência indu-	
	tivo e potência de eixo variável.	70
4.17	Tensões e correntes de rotor durante a passagem pela velocidade sín-	
	crona; operação com fator de potência indutivo.	70
4.18	Velocidade subsíncrona e Torque.	71
4.19	Erro $I_{d2}^* - I_{d2}$ e Fator de potência capacitivo de estator	72
4.20	Correntes e tensões de rotor no sistema de referência síncrono	72
4.21	Potências durante operação com velocidade subsíncrona e fator de	
	potência capacitivo.	73
4.22	Correntes de rotor e potências de estator	73
4.23	Defasagem entre tensões e correntes, fator de potência capacitivo e	
	velocidade subsíncrona	74
4.24	Velocidade e Torque.	75
4.25	Erro $I_{d2}^* - I_{d2}$ e Fator de potência capacitivo de estator	75

4.26	Correntes e tensões de rotor no sistema de referência síncrono	76
4.27	Potências durante operação com fator capacitivo.	76
4.28	Defasagem entre tensões e correntes de estator, fator de potência ca-	
	pacitivo e potência de eixo variável	77
4.29	Defasagem entre tensões e correntes de rotor, fator de potência capac-	
	itivo e potência de eixo variável	77
4.30	Tensões e correntes de rotor durante a passagem pela velocidade sín-	
	crona; operação com fator de potência capacitivo	78
4.31	Velocidade supersíncrona e Torque	79
4.32	Erro $I_{d2}^* - I_{d2}$ e Fator de potência unitário de estator	79
4.33	Correntes e tensões de rotor no sistema de referência síncrono	80
4.34	Potências durante operação com velocidade supersíncrona e fator de	
	potência unitário.	80
4.35	Correntes de rotor e potências de estator	81
4.36	Defasagem entre tensões e correntes, fator de potência unitário e ve-	
	locidade supersíncrona	81
4.37	Velocidade e Torque.	82
4.38	Erro $I_{d2}^* - I_{d2}$ e Fator de potência unitário de estator	83
4.39	Correntes e tensões de rotor no sistema de referência síncrono	83
4.40	Potências durante operação com fator de potência unitário	84
4.41	Defasagem entre tensões e correntes de estator, fator de potência	
	unitário e potência de eixo variável	84
4.42	Defasagem entre tensões e correntes de rotor, fator de potência unitário	
	e potência de eixo variável	85
4.43	Tensões e correntes de rotor durante a passagem pela velocidade sín-	
	crona; operação com fator de potência unitário.	85
4.44	Curva V	86

# Lista de Tabelas

3.1	Interdependência das potências e correntes do gerador operando com	
	fator de potência indutivo.	43
3.2	Interdependência das potências e correntes do gerador operando com	
	fator de potência capacitivo.	46
3.3	Interdependência das potências e correntes do gerador operando com	
	fator de potência unitário.	49
3.4	Interdependência das potências e correntes do motor operando com	
	fator de potência indutivo.	52
3.5	Interdependência das potências e correntes do motor operando com	
	fator de potência capacitivo.	54
3.6	Interdependência das potências e correntes do motor operando com	
	fator de potência unitário.	57

## Lista de Símbolos

- $V_{dq1}$  Tensão de estator no sistema de referência síncrono
- $V_{d1}$  e  $V_{q1}\,$  Componentes de tensão de estator no eixo direto e em quadratura
- $\hat{V}_1$  Fasor tensão de estator
- $E_{\omega 1}$  Tensão induzida no estator

 $V_{dq2}$  - Tensão de rotor no sistema de referência síncrono

- $V_{d2}$  e  $V_{q2}\,$  Componentes de tensão de rotor no eixo direto e em quadratura
- $\hat{V}_2\,$  Fasor tensão de rotor
- $E_{\omega 2}$  Tensão induzida no rotor
- $e_m$  Tensão induzida no entreferro
- $V_{\infty}$  Tensão da barra infinita
- $I_{dq1}$  Corrente de estator no sistema de referência síncrono

 ${\cal I}_{d1}$  e  ${\cal I}_{q1}\,$  - Componentes de corrente de estator no eixo direto e em quadratura

 $I_1$  - Fasor corrente de estator

 $I_{dq2}$  - Corrente de rotor no sistema de referência síncrono

- ${\cal I}_{d2}$  e  ${\cal I}_{q2}\,$  Componentes de corrente de rotor no eixo direto e em quadratura
- $I_2$  Fasor corrente de rotor

 $\lambda_{da1}$  - Fluxo de estator no sistema de referência síncrono

 $\lambda_{d1}$  e  $\lambda_{q1}\,$  - Componentes de fluxo de estator no eixo direto e em quadratura

 $\lambda_{l1}$  - Fluxo de dispersão de estator

 $\lambda_{dq2}\,$  - Fluxo de rotor no sistema de referência síncrono

 $\lambda_{d2}$  e  $\lambda_{q2}\,$  - Componentes de fluxo de rotor no eixo direto e em quadratura

 $\lambda_{l2}$  - Fluxo de dispersão de rotor

 $\lambda_{dqm}$  - Fluxo de entreferro no sistema de referência síncrono

 $\lambda_{dm}$  e  $\lambda_{qm}~$  - Componentes de fluxo de entreferro no eixo direto e em quadratura

 $P_1 \in P_2$  - Potências ativas de estator e de rotor

 $Q_1 \in Q_2$  - Potências reativas de estator e de rotor

 $Q_0$  - Potência reativa total associada aos fluxos de dispersão do estator, do rotor e ao de entreferro

FP - Fator de potência

 $P_{eixo}$  - Potência mecânica total

 $P_{mu} \in P_{rot}$  - Potência mecânica útil e perdas rotacionais

 $T_{eixo}$  - Torque mecânico total

- $T_{em}$  Torque eletromagnético
- J Constante de Inércia

 $r_1 \in r_2 \,$  - Resistências de estator e de rotor

 $L_1 \in L_2$  - Indutâncias totais de estator e de rotor

 $L_{l1} \in L_{l2}$  - Indutâncias de dispersão de estator e de rotor

 $L_m$  - Indutância de magnetização

 $x_{l1}$  e  $x_{l2}$  - Reatâncias de dispersão de estator e de rotor

 $x_m$  - Indutância de magnetização

 $\sigma\,$  - Coeficiente total de dispersão

- $\sigma_1 \in \sigma_2$  Coeficientes de dispersão de estator e de rotor
- $\omega_1$  Frequência elétrica de estator
- $\omega_{rm}\,$  Velocidade mecânica de rotor em radianos mecânicos por segundo
- $\omega_r\,$  Velocidade mecânica de rotor em radianos elétricos por segundo
- $\boldsymbol{s}$  Escorregamento
- $s\omega_1$  Frequência de escorregamento
- $\phi_1$  Defasagem entre tensão e corrente de estator
- $\phi_2$  Defasagem entre tensão e corrente de rotor

# Capítulo 1

## Introdução

### 1.1 Apresentação

Historicamente, a máquina de indução com rotor de anel era utilizada para se controlar a corrente de partida em sua operação como motor, através de resistências conectadas ao circuito de rotor. Na atualidade, muito se tem estudado sobre esse tipo de máquina para sua utilização em outras aplicações. Entre elas, tem-se a máquina operando como gerador, como compensador de reativos ou como motor.

A utilização da máquina de indução duplamente alimentada vem ganhando grande destaque em sua operação como gerador por sua flexibilidade e possibilidade de controle mais ampla. Notadamente, as máquinas síncronas são comumente utilizadas para esse fim, porém, deve-se ter a velocidade da turbina controlada. No caso do gerador de indução duplamente alimentado, o fato de se ter acesso aos terminais do rotor, oferece a vantagem de a máquina operar com velocidade variável e, mesmo assim, ter a frequência de estator constante e igual à da barra infinita. Outra possibilidade de controle é a correção do fator de potência de estator, ocasionando a máquina a entregar potência sem distorção à rede.

O compensador de reativos tem função apenas de fornecer ou absorver potência reativa à rede. O motor pode ter sua velocidade controlada pelo lado do rotor e, também, ter seu fator de potência corrigido.

Esse trabalho tem como objetivo o estudo teórico da máquina de indução duplamente alimentada de forma geral e a análise de casos específicos: a operação como compensador de reativos, como gerador e como motor. Ademais, tem como objetivo o estudo do controle de potência do gerador de indução duplamente alimentado.

### 1.2 Organização do texto

No capítulo 2 é descrito o modelo matemático da máquina de indução duplamente alimentada. São apresentadas as equações da máquina no sistema de referência síncrono e é discutido o controle por orientação de fluxo. Nesse caso, são estudadas as orientações de fluxo de rotor, de entreferro e de estator. Além disso, é analisada a conexão da máquina ao barramento infinito. Em resumo, o objetivo deste capítulo é de fazer uma introdução teórica sobre a máquina estudada.

O capítulo 3 aborda o controle do fluxo de potência da máquina de indução duplamente alimentada conectada ao barramento infinito em seus diversos modos de operação: atuando como compensador de reativos, como gerador e como motor. São estudados diagramas fasoriais para as diversas situações: fator de potência indutivo, capacitivo e unitário, e nas diversas faixas de velocidade: subsíncrona, síncrona e supersíncrona.

No capítulo 4 são apresentados resultados das simulações da máquina de indução duplamente alimentada atuando como gerador em operação com fator de potência indutivo, capacitivo e unitário nas diversas faixas de velocidade. Além disso, discutese a curva V.

Por fim, o capítulo 5 apresenta as conclusões finais e sugestões para trabalhos futuros.

## Capítulo 2

## Modelo da Máquina de Indução Duplamente Alimentada

### 2.1 Introdução

A máquina de indução possui uma vasta gama de aplicações, tanto no modo motor como no modo gerador e com duas configurações típicas: com rotor em gaiola e rotor bobinado. O motor com rotor de gaiola tem grande aplicação industrial devido à sua simplicidade, ao baixo custo e à robustez, enquanto que o gerador com rotor gaiola é mais utilizado em sistemas de pequenas quedas d'água. O motor com rotor bobinado permite que se atue no circuito de rotor alimentando-o com tensão, porém seu custo é mais elevado em relação ao motor com rotor em gaiola, tornando sua aplicação mais restrita. O emprego do gerador com rotor bobinado vem ganhando espaço em aplicações em que a velocidade da turbina é variável, uma vez que a alimentação pelo lado do rotor amplia a possibilidade de controle de potências ativa e reativa, torque e velocidade. O emprego do gerador de indução com rotor bobinado ligado ao barramento infinito é empregado atualmente em sistemas de geração, nos quais a fonte primária de energia mecânica tem velocidade variável, como é o caso da energia eólica. As máquinas de indução com rotor em gaiola e com rotor bobinado podem ser utilizadas em sistemas isolados da rede (através de inversores no caso do motor) ou em sistemas ligados ao barramento infinito.

Em qualquer das aplicações, isolado ou ligado ao barramento infinito, o GI (Gerador de Indução com rotor gaiola) necessita de fontes externas de potência reativa para sua magnetização. O GI ligado ao barramento infinito, tem a magnitude e a freqüência da tensão terminal de estator definidas pela rede, bem como a potência reativa necessária à magnetização do GI é fornecida pela rede, tornando o GI fornecedor de potência ativa e consumidor de potência reativa. Por outro lado, estando isolado da rede, o GI necessita de bancos de capacitores ligados em paralelo, condensadores síncronos ou conversores de estado sólido para fornecer potência reativa.

No caso do motor de indução com rotor gaiola ligado ao barramento infinito não há a possibilidade de controlá-lo via estator, diferentemente da operação isolada; neste caso, os inversores que o alimentam podem estabelecer tensões e freqüências de estator variáveis.

O gerador de indução com rotor bobinado, quando alimentado também pelo lado do rotor recebe a denominação GIDA (Gerador de Indução Duplamente Alimentado). Atuando isoladamente da rede, o gerador necessita do controle da magnitude e da freqüência da tensão gerada e do controle das potências reativa e ativa. O controle do GIDA ligado ao barramento infinito se torna menos complexo, pois a magnitude e a freqüência da tensão de estator são definidas pela rede e dessa forma, o controle do GIDA se reduz às potências reativa e ativa.

O motor de indução duplamente alimentado pode também atuar isoladamente ou ligado ao barramento infinito. Atuando isoladamente, há a possibilidade de se controlar o motor tanto pelo lado do estator como pelo lado do rotor. Conectado ao barramento infinito, o motor só pode ser controlado pelo lado do rotor, e nesse caso o controle se torna mais simples pelo fato de a tensão, a freqüência e o fluxo de estator serem constantes.

A estrutura da máquina de indução duplamente alimentada (MIDA) como ilustrada na figura 2.1 consiste em enrolamentos trifásicos tanto no estator como no rotor. O fato de a corrente do rotor ser alternada possibilita operar a máquina nas velocidades síncrona, subsíncrona e supersíncrona. Enquanto na velocidade síncrona, a excitação deve ser em corrente contínua, nas demais velocidades o rotor deve ser alimentado em corrente alternada, cuja freqüência e magnitude variam de acordo com o escorregamento.



Figura 2.1: Máquina de Indução Duplamente Alimentada

A grande vantagem da MIDA quando comparado à MI convencional é o fato de possuir mais variáveis de controle tanto no lado de estator quanto no lado de rotor o que resulta em maior flexibilidade de controle. Além disso, ela é capaz de trabalhar e de ser controlada eficientemente em sistemas que demandam velocidade variável e freqüência constante, como é o caso, por exemplo, de geradores eólicos. A principal desvantagem da MIDA em relação à MI convencional é a sua operação que exige sistemas complexos de controle e dispositivos de potência para alimentar o rotor, tornando a sua aplicação mais onerosa.

Nesse trabalho, a MIDA é modelada com orientação de fluxo e estudada operando em paralelo com o barramento infinito. Os seguintes tópicos são abordados:

- Controle de potência reativa com potência de eixo constante;
  - 1. Referência de fator de potência: fp = 0,92 indutivo;
  - 2. Referência de fator de potência: fp = 0,92 capacitivo;
  - 3. Referência de fator de potência: fp = 1,00 (unitário).
- Controle de potência reativa com potência de eixo variável;
  - 1. Referência de fator de potência: fp = 0,92 indutivo;
  - 2. Referência de fator de potência: fp = 0,92 capacitivo;
  - 3. Referência de fator de potência: fp = 1,00 (unitário).

### 2.2 Revisão Bibliográfica

Nas últimas décadas, o interesse em estudar a máquina de indução duplamente alimentada tem aumentado devido à possibilidade, principalmente, de empregá-la no aproveitamento da energia eólica e no controle de motores de forma mais robusta.

Liao et al. (1991) elaboraram um novo esquema para recuperação de energia de escorregamento (*slip energy recovery*) em que a recuperação se dá pela realimentação de corrente diretamente para o estator e compara com o método tradicional em que a recuperação se dá pela realimentação de corrente para a fonte. Para realizar esse experimento foi necessário modificar a estrutura da máquina para que essa se adequasse ao controle proposto, como a mudança na disposição do enrolamento de estator. Com o emprego do método proposto, a máquina adquire a possibilidade de operar em uma faixa maior de escorregamento. A característica torque-velocidade praticamente não se altera em relação ao método tradicional, porém a necessidade de um transformador entre o inversor e a rede é eliminada, reduzindo custos com equipamento. Além disso, o controle de fator de potência se torna mais eficiente. Como desvantagens, tem-se a necessidade de se modificar os enrolamentos da máquina e a isolação do neutro do rotor, o que pode causar flutuações no conversor.

O emprego do motor de indução duplamente alimentado para acionamentos em velocidades variáveis foi estudado por Lecocq et al. (1993). Como proposta, Lecocq utiliza um motor de indução duplamente alimentado por conversores de freqüência tanto no lado do estator como no lado do rotor, proporcionando controle independente de torque, fluxo, fator de potência e escorregamento (ou velocidade). O controle é feito com orientação de fluxo de estator e com controladores PI. O torque é controlado pela componente em quadratura da corrente de estator  $I_{q1}$ , o escorregamento é controlado pela componente em quadratura da tensão de estator  $V_{q1}$ . O fluxo e o fator de potência são dependentes do componente direto das correntes de estator e de rotor, porém essas variáveis de controle são acopladas, impossibilitando o controle independente do fluxo e do fator de potência. Pelas simulações esse método se mostrou flexível e dinâmico, além de possuir menor sensibilidade a variações de parâmetros da máquina, porém, o fato de essa ser alimentada por dois inversores de freqüência representa custos adicionais ao controle e o fator de potência não possui controle desacoplado ao do fluxo.

Para controlar a velocidade e a potência do motor de indução duplamente alimentado, Peresada et al. (1999a) propõem uma forma linearizada de controle realimentado, com rastreamento de velocidade e regulação de potência reativa no lado do estator, sem o conhecimento do torque. Sua abordagem consiste em decompor o modelo da máquina em dois sub-sistemas acoplados: o sistema do fluxo de estator e o sistema da velocidade. Apesar desses sistemas serem acoplados, o controle de velocidade se dá por meio de orientação de fluxo de estator com o objetivo de se alcançar o desacoplamento das variáveis de controle representadas pelas correntes do rotor. Os terminais de estator se encontram ligados diretamente ao barramento infinito enquanto os de rotor são alimentados por um inversor controlado, e o objetivo do estudo é controlar a velocidade para torque desconhecido e alcançar fator de potência unitário. Os sub-sistemas consistem em equações diferenciais de velocidade, fluxo de eixo direto de estator e fluxo de eixo em quadratura de estator, e esses sistemas são acoplados pois a velocidade depende das componentes de fluxo de estator. A linearização do modelo é alcançada pela hipótese de que a constante de tempo das correntes de rotor são muito menores que as constantes de tempo mecânicas responsáveis pela mudança do fluxo, portanto pode-se considerar que os fluxos de estator são constantes e as derivadas dos fluxos de estator nas equações diferenciais são nulas. Através das simulações os resultados alcançados foram bastante satisfatórios e o controle é robusto, pois funciona para qualquer valor de torque.

A preocupação de Congwei et al. (2001) é o estudo da estabilidade do controle vetorial do motor. Seu estudo começa com a comparação entre o motor de indução com rotor gaiola, que controlado com orientação de fluxo de rotor não apresenta instabilidade, e o motor de indução duplamente alimentado, que pode apresentar instabilidade devido à dupla alimentação. Weng descreve dois métodos utilizados para o estudo da estabilidade: estabilidade global, que resulta em um sistema não linear, portanto complexo; e estabilidade local próxima ao ponto de operação. Porém a ênfase do estudo é dada à estabilidade local. Nesse estudo o estator é ligado diretamente ao barramento infinito e o motor é controlado com orientação de fluxo de estator,

levando ao desacoplamento das componentes de corrente de rotor. Ao linearizar as equações diferenciais em torno do ponto de operação com o uso de condições de contorno como regime permanente e pequenas variações, são encontrados auto-valores que definem os limites de corrente para a operação estável do motor. Por meio de simulações os resultados obtidos foram satisfatórios, mesmo com mudanças nos parâmetros elétricos do motor.

Mohammed et al. (2005) propõem um novo tipo de controle para o motor sem o emprego de sensores de velocidade e baseado no emprego de análise de elementos finitos. O argumento de Mohammed et al. (2005) é que os esquemas tradicionais de motores de indução duplamente alimentados sem sensores de velocidade falham ao estimar a velocidade perto da velocidade síncrona, pois nesse caso a tensão de rotor possui pequena magnitude e pequena freqüência e esses esquemas se baseiam no fluxo de rotor/entreferro para estimar a velocidade. Sua estratégia de controle proposta utiliza a relação entre as componentes de excitação das correntes de estator e de rotor para estimar a velocidade do motor. Por não haver cálculos de integrais, essa estratégia fornece bom desempenho perto da velocidade síncrona. O modelo e os cálculos são desenvolvidos a partir de análise de elementos finitos. O comportamento dessa estratégia se mostrou eficiente através das simulações, o controlador pôde estimar eficientemente a velocidade em qualquer faixa e seguiu corretamente as referências de velocidade e torque.

Xu e Tang (1993) desenvolveram uma estratégia flexível para o controle das potências ativa e reativa de um sistema de velocidade variável e freqüência constante. Utilizando orientação de fluxo de estator, foi obtido o desacoplamento das correntes de rotor. Para esse controle, é necessário ter conhecimento das variáveis terminais da máquina e de sua velocidade. Com isso, é possível obter o ângulo do fluxo de estator, necessário à orientação, e, por meio de cálculos, desacoplar as correntes de rotor: a componente  $I_{q2}$  da corrente controla a potência ativa e a componente  $I_{d2}$  controla a potência reativa.

Com o objetivo de simplificar ainda mais o controle de torque e potência reativa, Xu e Cheng (1995) propõem um esquema sem sensores de velocidade do rotor. Para isso, utiliza orientação de fluxo de entreferro e através das tensões de rotor estima as componentes do fluxo de entreferro com as equações  $\lambda_{xm} = \int (V_{x2} - r_2 I_{x2}) dt - L_{l2} I_{x2}$ e  $\lambda_{ym} = \int (V_{y2} - r_2 I_{y2}) dt - L_{l2} I_{y2}$ . Em seguida calcula o módulo do fluxo através do teorema de Pitágoras e o ângulo de torque através de relações de seno e cosseno entre as componentes e o módulo do fluxo. Esse método tem como objetivo diminuir os custos do sistema, porém, a orientação de fluxo de entreferro só é possível devido a várias aproximações, que podem não ser válidas. Outra desvantagem desse esquema é o maior custo computacional demandado para a realização dos cálculos.

A preocupação com o controle de potência ativa e reativa sem o emprego de sensores de velocidade é objetivo de estudo de Datta e Ranganathan (1999), que propõem um esquema de controle do GIDA ligado à rede baseado em DSP. Esse esquema se contrapõe a outros esquemas sem sensores de posição como o de Xu e Cheng (1995) por não utilizar o cálculo de integrais de tensão. Ao invés disso, pelo fato de se adotar a orientação de fluxo estatórico e desprezar a resistência de estator, os vetores tensão de estator e fluxo de estator estão em quadratura, o que permite a estimação do ângulo entre os vetores de tensão e de fluxo de estator e, portanto, realizar o controle.

Kim et al. (2000) também propõem um esquema de controle de potência sem sensores de velocidade. Neste esquema a máquina está ligada à rede, o que significa que a tensão e o fluxo de estator são constantes. Com um método parecido ao de Xu e Cheng (1995), Kim et al. (2000) obtêm os fluxos de estator integrando as tensões  $V_{d1} - (r_1 I_{d1}) \in V_{q1} - (r_1 I_{q1})$  e estima o ângulo síncrono através de relações semelhantes às realizadas por Xu e Cheng (1995). Em seguida, calcula a velocidade de escorregamento utilizando uma equação que depende do fluxo encontrado, dos parâmetros da máquina e das correntes de estator e de rotor. Conhecendo a velocidade de escorregamento, facilmente determina a velocidade do rotor, que juntamente com a tensão e o fluxo de estator, estabelece as equações que regem o controle de potência.

Continuando com os estudos de controle de potência sem a utilização de sensores de posição do rotor, Datta e Ranganathan (2001) desenvolveram um método de controle em que as potências ativa e reativa são forçadas a seguir referências de controladores de histerese. Ele parte do princípio que a potência ativa de estator pode ser controlada pela posição angular do vetor do fluxo de rotor e a potência reativa de estator pode ser controlada pela magnitude do vetor do fluxo de rotor. Com isso, para manipular esse vetor, ele utiliza a Modulação por Vetores Espaciais de tensão do rotor e, uma vez conhecendo as propriedades de cada vetor espacial, modifica o vetor de fluxo de rotor, controlando, assim, as potências. A implementação desse esquema é realizada com a ajuda de um sistema baseado em DSP, que calcula as tensões necessárias de rotor e gera os sinais de chaveamento no conversor do lado do rotor.

Em outro artigo Kim et al. (2001) desenvolvem o controle de fator de potência comparando o desempenho de controladores Fuzzy e PI. Utilizando orientação de fluxo de estator, deduzem equações de potência ativa e reativa, bem como o estimador do ângulo síncrono. Com essas equações estipulam a malha de controle, utilizando-se do erro nas medidas de corrente de rotor. Em seguida realizam o controle pela lógica Fuzzy e comparam os resultados com os do controlador PI tradicional. Como resultados, mostraram que o controlador proposto possui menor variação em transições de velocidade que o controlador PI tradicional, porém, suas performances são similares.

Seguindo a mesma linha de Kim et al. (2001), Machmoum et al. (2002), desenvolvem um controlador baseado em observador realimentado e comparam com o controlador PI tradicional com relação à sensibilidade a perturbações e robustez contra a variação de parâmetros da máquina. Para estabelecer o controle baseado em observador, foi assumido que o sistema é linear e que não há acoplamento entre as tensões d e q do rotor e que as não linearidades são apenas perturbações transitórias. Os resultados das simulações mostram que o controlador baseado em observador é mais estável que o controlador PI, embora não apresente resultados experimentais a esse respeito.

Tapia et al. (2001a) estudam o controle de potência reativa de uma fazenda de vento cujos geradores são acionados em velocidades diferentes, podendo até mesmo haver geradores desconectados enquanto outros operam com máxima saída de potência. Por conta disso, as potências ativas e reativas de todos os geradores da fazenda de vento são somadas para que a potência total da fazenda seja encontrada; a partir dessa potência, supõe-se um gerador equivalente de mesma potência do sistema. A decisão tomada para este gerador equivalente é adotada para todos os geradores que compõem a fazenda. Isso tem como objetivo simplificar a atuação do controle, porém isso limita o controle otimizado e o resultado mostra que a correção do fator de potência não é sempre alcançada.

Para a realização do controle de potência do GIDA é necessário o emprego de conversores bidirecionais de tensão para alimentar o rotor com a tensão em magnitude e freqüência apropriadas. Os conversores devem ser bidirecionais devido ao fato de que o circuito de rotor pode absorver ou entregar potência ao circuito externo. Para tanto, Pena et al. (1996) estudam um conversor bidirecional composto de duas pontes de IGBTs controladas e de um *link DC*. A tensão de rotor é controlada através de modulação por largura de pulso (PWM). Além dessas características, o modelo de Pena et al. (1996) possui vantagens como baixa distorção nas correntes de estator e de rotor e controle independente de torque e da excitação do rotor, além do controle de fator de potência proposto.

Com a preocupação de reduzir custos envolvendo a eletrônica de conversores, Panda et al. (2001) propõem um conversor bidirecional para para manipular a tensão de rotor em uma máquina de rotor bobinado, atuando tanto como motor como gerador. Tradicionalmente emprega-se uma ponte bidirecional composta por IGBTs, o que torna o conversor custoso. A proposta de Panda et al. (2001) é reduzir esse custo utilizando um conversor cujo lado do rotor é composto por IGBTs e o lado da rede é composto por Tiristores. Os tiristores são componentes mais baratos porém possuem velocidade de chaveamento menor, por isso são localizados no lado da rede, uma vez que no lado do rotor é necessário um controle rápido e consequentemente um chaveamento também rápido. Um problema observado é que em velocidades próximas da síncrona, o chaveamento dos tiristores começa a falhar devido à baixa tensão induzida no rotor. Para corrigir esse problema um novo IGBT é empregado no *link DC* para forçar a comutação na ponte de tiristores. O sistema opera de forma semelhante à ponte convencional, porém, são necessários novos componentes para corrigir erros de comutação dos tiristores, o que torna a redução de custo menor do que a proposta.

Com o intuito de reduzir custos Panda e Lipo (2003) desenvolvem outro sistema para o gerador operando na velocidade acima da síncrona em que o GIDA não está ligado diretamente à rede, mas por meio de um novo tipo de conversor. Esse conversor é composto por duas pontes retificadoras semi controladas – uma ligada aos terminais de estator e outra ligada aos terminais de rotor –, por um elo CC, que por sua vez, está ligado a uma ponte inversora totalmente controlada e ligada à rede. Pelo fato de o estator não estar diretamente ligado à rede, a freqüência da tensão de estator independe da rede, pois a conversão de freqüência é controlada pela ponte inversora. A proposta resulta a redução global da implementação, pois a máquina tem seu tamanho reduzido, o conversor é unidirecional e apresenta a vantagem adicional de controle de potência por enfraquecimento de campo. As vantagens desse esquema estão na maior faixa de velocidade em que o GIDA trabalha e no seu menor custo, porém, possui a desvantagem de que o conversor manuseia toda a potência da máquina.

### 2.3 Modelo Matemático da MIDA

A partir das equações básicas da máquina de indução duplamente alimentada são obtidas as equações de regime permanente dos fluxos de potência ativa e reativa da máquina de indução duplamente alimentada.

#### 2.3.1 Equações Básicas

As equações da máquina de indução duplamente alimentada no sistema de referência dq síncrono são as seguintes (Bim, 2005):

• Equações de Tensão do Estator e do Rotor

$$V_{d1} = r_1 \ I_{d1} + \frac{d}{dt} \ \lambda_{d1} - \omega_1 \lambda_{q1}$$
(2.1)

$$V_{q1} = r_1 \ I_{q1} + \frac{d}{dt} \ \lambda_{q1} + \omega_1 \lambda_{d1}$$
(2.2)

$$V_{d2} = r_2 I_{d2} + \frac{d}{dt} \lambda_{d2} - s\omega_1 \lambda_{q2}$$
(2.3)

$$V_{q2} = r_2 I_{q2} + \frac{d}{dt} \lambda_{q2} + s\omega_1 \lambda_{d2}$$

$$(2.4)$$

• Equações de Fluxo de Estator

$$\lambda_{d1} = L_1 \ I_{d1} + L_m \ I_{d2} = \underbrace{L_{l1}I_{d1}}_{\lambda_{ld1}} + L_m(I_{d1} + I_{d2}) \tag{2.5}$$

$$\lambda_{q1} = L_1 \ I_{q1} + L_m \ I_{q2} = \underbrace{L_{l1}I_{q1}}_{\lambda_{lq1}} + L_m(I_{q1} + I_{q2}) \tag{2.6}$$

• Equações de Fluxo de Rotor

$$\lambda_{d2} = L_m \ I_{d1} + L_2 \ I_{d2} = L_m (I_{d1} + I_{d2}) + \underbrace{L_{l2} I_{d2}}_{\lambda_{ld2}}$$
(2.7)

$$\lambda_{q2} = L_m \ I_{q1} + L_2 \ I_{q2} = L_m (I_{q1} + I_{q2}) + \underbrace{L_{l2}I_{q2}}_{\lambda_{lq2}}$$
(2.8)

• Equações de Fluxo de Entreferro

$$\lambda_{dm} = L_m \left( I_{d1} + I_{d2} \right) \tag{2.9}$$

$$\lambda_{qm} = L_m \ (I_{q1} + I_{q2}) \tag{2.10}$$

• Equação Eletromecânica

$$J\frac{d}{dt}\omega_{rm} = T_{em} + T_{eixo} \tag{2.11}$$

na qual

$$T_{em} = \frac{3}{2} \frac{p}{2} \left[ \lambda_{d1} I_{q1} - \lambda_{q1} I_{d1} \right]$$
(2.12)

е

$$T_{eixo} = \frac{P_{eixo}}{\omega_{rm}} .$$
 (2.13)

na qual a potência mecânica  $P_{eixo}$  tem duas componentes: uma componente útil  $P_{mu}$  e uma componente de perdas rotacionais  $p_{rot}$ .

• Equações de Potência nos Terminais de Estator

$$P_1 = \frac{3}{2} \left[ V_{q1} I_{q1} + V_{d1} I_{d1} \right]$$
(2.14)

$$Q_1 = \frac{3}{2} \left[ V_{q1} I_{d1} - V_{d1} I_{q1} \right]$$
 (2.15)

• Equações de Potência nos Terminais de Rotor

$$P_2 = \frac{3}{2} \left[ V_{q2} I_{q2} + V_{d2} I_{d2} \right]$$
(2.16)

$$Q_2 = \frac{3}{2} \left[ V_{q2} I_{d2} - V_{d2} I_{q2} \right]$$
(2.17)

#### 2.3.2 Fluxo de Potência

As equações de regime permanente da máquina de indução são obtidas considerando as derivadas no tempo nulas nas equações da seção anterior. Retomando, então, as equações de tensão (2.1), (2.2), (2.3) e (2.4) e de de fluxo concatenado (2.5), (2.6), (2.7) e (2.8) obtém-se as tensões nos dois eixos em função das correntes de estator e de rotor:

$$V_{d1} = r_1 I_{d1} - \omega_1 L_1 I_{q1} - \omega_1 L_m I_{q2}$$
(2.18)

$$V_{q1} = r_1 I_{q1} + \omega_1 L_1 I_{d1} + \omega_1 L_m I_{d2}$$
(2.19)

$$V_{d2} = r_2 I_{d2} - s\omega_1 L_2 I_{q2} - s\omega_1 L_m I_{q1}$$
(2.20)

$$V_{q2} = r_2 I_{q2} + s\omega_1 L_2 I_{d2} + s\omega_1 L_m I_{d1}$$
(2.21)

nas quais os valores das tensões e correntes são valores de pico. No regime permanente de sistemas balanceados, as tensões e as correntes podem ser representadas por fasores. Os respectivos fasores tensão e correntes, expressos em valores de pico, do estator e rotor são

$$\hat{V}_1 = V_{d1} + jV_{q1} \tag{2.22}$$

$$\hat{I}_1 = I_{d1} + jI_{q1} \tag{2.23}$$

$$\widehat{V}_2 = V_{d2} + j V_{q2} \tag{2.24}$$

$$I_2 = I_{d2} + jI_{q2} . (2.25)$$

Com base nas equações (2.18-2.25) tem-se o circuito equivalente da figura 2.2.



Figura 2.2: Circuito equivalente em regime permanente da máquina de indução duplamente alimentada. Tensões e correntes expressas em valores de pico.

Para realçar a conversão eletromecânica de energia, a máquina de indução duplamente alimentada é vista como tendo três terminais, em termos de potência ativa:

- 1. Terminal elétrico do estator caracterizado pelas potências totais  $P_1$  e  $Q_1$ ;
- 2. Terminal elétrico do rotor caracterizado pelas potências totais  $P_2$  e  $Q_2$ ;
- 3. Terminal mecânico representado pelo eixo da máquina caracterizado pela potência mecânica total  $P_{eixo}$ .

### 2.3.2.1 Potência ativa

Substituindo as equações (2.18-2.21) naquelas das potências ativas (equações 2.14 e 2.16) têm-se as expressões das potências ativas totais nos terminais de estator e rotor:

$$P_1 = \frac{3}{2}r_1I_1^2 + \frac{3}{2}\omega_1L_m\left[I_{q1}I_{d2} - I_{d1}I_{q2}\right]$$
(2.26)

$$P_2 = \frac{3}{2}r_2I_2^2 + \frac{3}{2}s\omega_1L_m\left[I_{d1}I_{q2} - I_{q1}I_{d2}\right]$$
(2.27)

nas quais

$$|\hat{I}_1| = I_1 = \sqrt{I_{d1}^2 + I_{q1}^2} \tag{2.28}$$

$$|\widehat{I}_2| = I_2 = \sqrt{I_{d2}^2 + I_{q2}^2} \tag{2.29}$$

são as correntes de pico nas fases do estator e rotor, respectivamente. Comparando as equações (2.26) e (2.27) obtém-se a relação entre as potências terminais de estator e de rotor

$$P_2 = \frac{3}{2}r_2I_2^2 - s(P_1 - \frac{3}{2}r_1I_1^2). \qquad (2.30)$$

O torque mecânico  $T_{eixo}$  e o torque eletromagnético gerado  $T_{em}$  atuam no rotor em sentidos opostos e, em regime permanente,  $T_{eixo} = -T_{em}$ . Uma vez que a potência mecânica  $P_{eixo} = T_{eixo}\omega_{rm}$ , tem-se

$$P_{eixo} = -T_{em}\omega_{rm} . aga{2.31}$$

Ao torque eletromagnético gerado corresponde a potência eletromagnética  $P_{em} = T_{em}\omega_1$ . Levando em consideração a relação entre a velocidade mecânica do eixo e a do campo girante em radianos mecânicos

$$\omega_{rm} = (1-s)\frac{2}{p}\omega_1 \tag{2.32}$$

e a expressão do torque eletromagnético, escrito em função das correntes,

$$T_{em} = \frac{3p}{4} L_m \left[ I_{q1} I_{d2} - I_{d1} I_{q2} \right]$$
(2.33)

a expressão (2.31) torna-se

$$P_{eixo} = -(1-s) \underbrace{\frac{3}{2} \omega_1 L_m \left[ I_{q1} I_{d2} - I_{d1} I_{q2} \right]}_{P_1 - \frac{3}{2} r_1 I_1^2} .$$
(2.34)

De acordo com a equação (2.26), identifica-se nesta equação a potência terminal de estator  $P_1$  subtraída das perdas na resistência de estator  $r_1$ , como assinalado; portanto, a potência mecânica é a fração (1-s) da potência de entreferro  $P_1-3/2r_1I_1^2$ , ou seja,

$$P_{eixo} = -(1-s) \left[ P_1 - \frac{3}{2} r_1 I_1^2 \right] .$$
 (2.35)

A equação do fluxo de potência ativa da máquina de indução duplamente alimentada é a soma das potências ativas dos terminais (equações 2.26, 2.30 e 2.35), isto é,

$$P_1 + P_2 + P_{eixo} = \frac{3}{2}r_1I_1^2 + \frac{3}{2}r_2I_2^2 . \qquad (2.36)$$

Considerando a definição de potência de eixo dada na seção anterior a equação do fluxo de potência ativa da máquina de indução duplamente alimentada torna-se

$$P_1 + P_2 + P_{mu} = \frac{3}{2}r_1I_1^2 + \frac{3}{2}r_2I_2^2 - p_{rot} . \qquad (2.37)$$

#### 2.3.2.2 Potência reativa

Tomando as equações de tensão do estator (2.18 e 2.19) e do rotor (2.20 e 2.21), considerando que cada uma das indutâncias próprias tem as componentes de dispersão e a de magnetização ( $L_1 = L_{l1} + L_m$  e  $L_2 = L_{l2} + L_m$ ) e substituindo-as nas expressões da potência reativa dos terminais de estator (2.15) e rotor (2.17), respectivamente, obtém-se, após algumas simplificações:

$$Q_1 = \frac{3}{2} \left[ \omega_1 L_{l1} I_1^2 + \omega_1 L_m \left( I_1^2 + I_{d1} I_{d2} + I_{q1} I_{q2} \right) \right]$$
(2.38)

$$Q_2 = \frac{3}{2} \left[ s\omega_1 L_{l2} I_2^2 + s\omega_1 L_m \left( I_2^2 + I_{d1} I_{d2} + I_{q1} I_{q2} \right) \right] .$$
 (2.39)

Convertendo as quantidades constantes de eixo direto e em quadratura em valores por fase de grandezas alternadas, o que significa adotar o sistema estacionário de coordenadas, as tensões rotacionais transformam-se tensões de reatância e as correntes e tensões são substituídas pelos seus respectivos fasores. Como se nota a expressão resultante da potência reativa total do terminal do rotor está em função da freqüência de escorregamento  $s\omega_1$ ; é conveniente, então, escrevê-la na freqüência do estator  $\omega_1$ – isto equivale a transformar a potência reativa  $Q_2$  para o estator–, bastando para isso dividi-la pelo escorregamento:

$$\frac{Q_2}{s} = \frac{3}{2} \left[ \omega_1 L_{l2} I_2^2 + \omega_1 L_m \left( I_2^2 + I_{d1} I_{d2} + I_{q1} I_{q2} \right) \right] .$$
(2.40)

Portanto, a potência  $Q_2$  se transforma em  $Q_2/s$ , quando vista pelo estator.

A soma das potências reativas dos terminais resulta

$$Q_1 + \frac{Q_2}{s} = Q_0 \tag{2.41}$$

na qual  $Q_0$  é identificada como sendo a potência reativa total associada aos fluxos de dispersão do estator e do rotor e ao entreferro, ou seja,

$$Q_0 = \frac{3}{2} \left( x_{l1} I_1^2 + x_{l2} I_2^2 + x_m I_m^2 \right)$$
(2.42)

Os dois primeiros termos à direita do sinal de igualdade são as potências reativas associadas aos fluxos de dispersão e o terceiro é a potência reativa associada ao fluxo de entreferro.

Para melhor compreensão do fluxo de potência reativa, a equação (2.41) é reescrita da seguinte forma

$$Q_1 = Q_0 - \frac{Q_2}{s} . (2.43)$$

Considerando que  $Q_0$  é sempre positiva, a análise dessa equação resulta as condições que devem ser satisfeitas para que a máquina de indução duplamente alimentada funcione com os diversos fatores de potência, como segue:

1. Fator de potência capacitivo:  $Q_1 < 0$ 

$$\frac{Q_2}{s} > Q_0 \tag{2.44}$$

2. Fator de potência indutivo:  $Q_1 > 0$ 

$$\frac{Q_2}{s} < Q_0 \tag{2.45}$$

3. Fator de potência unitário:  $Q_1 = 0$ 

$$\frac{Q_2}{s} = Q_0 \tag{2.46}$$

Isso permite compreender que não somente o sinal de  $Q_2$  influi no fator de potência, como também, o sinal do escorregamento.

No próximo capítulo são obtidas as condições para as quais se tem os terminais do estator funcionando com fatores de potência capacitivo, indutivo e unitário.
#### 2.4 Orientação de Fluxo

No controle de alto desempenho de motores de indução, adota-se a orientação de fluxo segundo o eixo direto do sistema de referência – podendo ser o fluxo de rotor, de estator ou de entreferro –, o que torna o fluxo em questão definido apenas no eixo direto.

No modo motor, a orientação segundo o fluxo de rotor é preferida porque se obtém o desacoplamento entre as componentes de eixo direto e em quadratura da corrente de estator e, assim, tem-se o controle independente de torque e fluxo. Porém, no caso específico do da máquina de indução duplamente alimentada, operando no modo gerador, deseja-se o controle das potências ativa e reativa de estator, de forma independente, controlando-se as correntes  $I_{d2}$  e  $I_{q2}$ . Outra particularidade do gerador é que, diferentemente do motor, geralmente o estator é conectado ao sistema elétrico e, sendo assim, a sua tensão e a sua freqüência podem ser definidas pelo sistemanesse caso diz-se que o gerador está conectado ao barramento infinito.

#### 2.4.1 Orientação do Fluxo de Rotor

Nessa orientação, o eixo direto do sistema de referência coincide com o fluxo de rotor  $\lambda_{dq2}$  isto é

$$\lambda_{dq2} = \lambda_{d2} \tag{2.47}$$

$$\lambda_{q2} = 0 \tag{2.48}$$

que levadas em consideração nas expressões (2.7) e (2.8) dos componentes de fluxo de rotor, tem-se as relações de correntes

$$I_{d1} = \frac{\lambda_{d2}}{L_m} - \frac{L_2}{L_m} I_{d2}$$
(2.49)

$$I_{q1} = -\frac{L_2}{L_m} I_{q2}.$$
 (2.50)

A substituição dessas relações nas expressões do fluxo de estator $\ (2.5)$ e $\ (2.6)$ resulta

$$\lambda_{d1} = \frac{L_1}{L_m} \lambda_{d2} + \left(L_m - \frac{L_1 L_2}{L_m}\right) I_{d2}$$
(2.51)

$$\lambda_{q1} = \left(L_m - \frac{L_1 L_2}{L_m}\right) I_{q2} \tag{2.52}$$

que substituídas em (2.1) e (2.2), têm-se as tensões de estator em função das correntes e fluxo de rotor

$$V_{d1} = r_1 I_{d1} + \frac{L_1}{L_m} \frac{d}{dt} \lambda_{d2} + \left(L_m - \frac{L_1 L_2}{L_m}\right) \frac{d}{dt} I_{d2} - \omega_1 \left(L_m - \frac{L_1 L_2}{L_m}\right) I_{q2} \quad (2.53)$$

$$V_{q1} = r_1 I_{q1} + \left(L_m - \frac{L_1 L_2}{L_m}\right) \frac{d}{dt} I_{q2} + \omega_1 \left(\frac{L_1}{L_m} \lambda_{d2} + \left(L_m - \frac{L_1 L_2}{L_m}\right) I_{d2}\right)$$
(2.54)

que, por sua vez, combinadas com as equações (2.49), (2.50), (2.14) e (2.15), resulta as expressões de potência

$$P_{1} = \frac{3}{2} \left[ r_{1} (I_{d1}^{2} + I_{q1}^{2}) - \omega_{1} \lambda_{d2} I_{q2} - \left(L_{2} - \frac{L_{1}L_{2}}{L_{m}^{2}}\right) \left(I_{d2} \frac{d}{dt} I_{d2} + I_{q2} \frac{d}{dt} I_{q2}\right) + \left(\frac{L_{1}}{L_{m}^{2}} \lambda_{d2} - \frac{L_{1}L_{2}}{L_{m}^{2}} I_{d2}\right) \frac{d}{dt} \lambda_{d2} + \left(1 - \frac{L_{1}L_{2}}{L_{m}^{2}}\right) \lambda_{d2} \frac{d}{dt} I_{d2} \right]$$
(2.55)

$$Q_{1} = \frac{3}{2} \left[ \frac{L_{1}}{L_{m}^{2}} \lambda_{d2}^{2} \omega_{1} - \frac{L_{1}L_{2}}{L_{m}^{2}} \omega_{1} \lambda_{d2} I_{d2} + \frac{L_{1}L_{2}}{L_{m}^{2}} I_{q2} \frac{d}{dt} \lambda_{d2} \right. \\ \left. + \left( L_{m} - \frac{L_{1}L_{2}}{L_{m}} \right) \left( \frac{\lambda_{d2}}{L_{m}} \omega_{1}I_{d2} - \frac{L_{2}}{L_{m}} \omega_{1} I_{d2}^{2} - \frac{L_{2}}{L_{m}} I_{q2}^{2} \right. \\ \left. + \frac{\lambda_{d2}}{L_{m}} \frac{d}{dt} I_{q2} - \frac{L_{2}}{L_{m}} I_{d2} \frac{d}{dt} I_{q2} + I_{q2} \frac{d}{dt} I_{d2} \right] \right].$$
(2.56)

Considerando-se o regime permanente, essas equações tornam-se

$$P_1 = \frac{3}{2} \left[ r_1 (I_{d1}^2 + I_{q1}^2) - \omega_1 \ \lambda_{d2} \ I_{q2} \right]$$
(2.57)

$$Q_{1} = \frac{3}{2} \left[ \frac{L_{1}}{L_{m}^{2}} \lambda_{d2}^{2} \omega_{1} - \frac{L_{1}L_{2}}{L_{m}^{2}} \omega_{1} \lambda_{d2} I_{d2} + \left( L_{m} - \frac{L_{1}L_{2}}{L_{m}} \right) \left( \frac{\lambda_{d2}}{L_{m}} \omega_{1} I_{d2} - \frac{L_{2}}{L_{m}} \omega_{1} I_{d2}^{2} - \frac{L_{2}}{L_{m}} \omega_{1} I_{q2}^{2} \right) \right]$$
(2.58)

Como se observa, as potências ativa e reativa são funções das correntes  $I_{d2}$  e  $I_{q2}$  e, portanto, o controle independente de potência não é alcançado. Na equação (2.57) se a resistência de estator  $r_1$  é desprezada – como é o caso admitido nas máquinas de grande potência – a potência ativa torna-se função apenas da corrente  $I_{q2}$ :

$$P_1 = -\frac{3}{2}\omega_1 \ \lambda_{d2} \ I_{q2}. \tag{2.59}$$

Para a equação de potência reativa uma significativa simplificação é obtida se é admitido que as indutâncias de dispersão são menores que 10%, levando a

$$L_1 L_2 \approx L_m^2 \tag{2.60}$$

o que torna

$$L_m - \frac{L_1 L_2}{L_m} \approx 0 \tag{2.61}$$

que, por sua vez, se for levada em consideração na expressão da potência reativa (2.58) resulta na expressão final

$$Q_1 = \frac{3}{2} \frac{L_1}{L_m} \omega_1 \lambda_{d2} \left[ \frac{\lambda_{d2}}{L_m} - \frac{L_2}{L_m} I_{d2} \right].$$
(2.62)

A equação de torque eletromagnético para essa orientação é

$$T_{em} = -\frac{3}{2} \frac{p}{2} \frac{L_1 L_2}{L_m^2} \bigg[ \lambda_{d2} \ I_{q2} \bigg].$$
(2.63)

A motivação da aproximação feita atende ao objetivo apenas de simplificar a expressão de potência reativa empregada para as potências de estator. Essa não é uma aproximação absurda embora seja um tanto grosseira.

A obtenção das potências ativa e reativa do rotor, seguem o mesmo raciocínio empregado para as potências de estator. A substituição das tensões de rotor (2.3) e (2.4) nas potências de rotor (2.16) e (2.17) têm-se

$$P_{2} = \frac{3}{2} \left[ \left( r_{2} I_{q2}^{2} + I_{q2} \frac{d}{dt} \lambda_{q2} + s \omega_{1} I_{q2} \lambda_{d2} \right) + \left( r_{2} I_{d2} + I_{d2} \frac{d}{dt} \lambda_{d2} - s \omega_{1} I_{d2} \lambda_{q2} \right) \right]$$
(2.64)

$$Q_{2} = \frac{3}{2} \left[ \left( r_{2} I_{d2} I_{q2} + I_{d2} \frac{d}{dt} \lambda_{q2} + s \omega_{1} I_{d2} \lambda_{d2} \right) - \left( r_{2} I_{d2} I_{q2} + I_{q2} \frac{d}{dt} \lambda_{d2} - s \omega_{1} I_{q2} \lambda_{q2} \right) \right]$$
(2.65)

que em regime permanente, resultam

$$P_2 = \frac{3}{2} \left[ r_2 \left( I_{d2}^2 + I_{q2}^2 \right) + s \omega_1 I_{q2} \lambda_{d2} \right]$$
(2.66)

$$Q_2 = \frac{3}{2} \left[ s\omega_1 I_{d2} \lambda_{d2} \right]. \tag{2.67}$$

No emprego dessa orientação, foram necessárias muitas aproximações para se chegar às equações descritas, em particular no que se refere às indutâncias de dispersão – uma simplificação que pode ser considerada grosseira – que foi utilizada na equação de potência reativa de estator. Essa aproximação nem sempre representa a realidade, apenas em poucos casos as indutâncias de dispersão são menores que 10%. Em realidade, essa aproximação só é válida quando  $L_{l1} = L_{l2} \leq 0,05 L_1$ 

Outro fato a ser destacado é que a potência ativa de estator  $P_1$ , equação (2.59) é função do produto de  $\lambda_{d2}$  com  $I_{q2}$ . A combinação de (2.5) e (2.7) resulta a equação do fluxo de rotor em função de  $\lambda_{d1}$  e  $I_{d2}$ :

$$\lambda_{d2} = \frac{L_m}{L_1} \lambda_{d1} + \left(L_2 - \frac{L_m^2}{L_1}\right) I_{d2}.$$
 (2.68)

Uma vez que  $\lambda_{d1}$  é constante, o controle de  $I_{d2}$  leva ao controle de  $\lambda_{d2}$ , o que significa que a potência ativa de estator fica dependente de  $I_{d2}$ , que é uma situação indesejável. Conclui-se então que a orientação segundo o fluxo de rotor não permite o controle das potências de forma independente.

#### 2.4.2 Orientação do Fluxo de Entreferro

Nessa orientação o eixo d coincide com a componente  $\lambda_{dm},$  e portanto

$$\lambda_{dqm} = \lambda_{dm} \tag{2.69}$$

$$\lambda_{qm} = 0 \tag{2.70}$$

que combinadas com (2.9) e (2.10), obtém-se

$$I_{d1} = \frac{\lambda_{dm}}{L_m} - I_{d2} \tag{2.71}$$

$$I_{q1} = -I_{q2}. (2.72)$$

que, por sua vez, combinadas com (2.5) e (2.6), têm-se

$$\lambda_{d1} = \frac{L_1}{L_m} \lambda_{dm} + (L_m - L_1) I_{d2} = \frac{L_1}{L_m} \lambda_{dm} - L_{l1} I_{d2}$$
(2.73)

$$\lambda_{q1} = (L_m - L_1) \ I_{q2} = -L_{l1} I_{q2}. \tag{2.74}$$

A substituição das expressões (2.73) e (2.74) nas equações de tensão de estator (2.1) e (2.2), têm-se as tensões de estator em função dos fluxos de entreferro

$$V_{d1} = r_1 I_{d1} + \frac{L_1}{L_m} \frac{d}{dt} \lambda_{dm} - L_{l1} \frac{d}{dt} I_{d2} + L_{l1} \omega_1 I_{q2}$$
(2.75)

$$V_{q1} = r_1 \ I_{q1} - L_{l1} \frac{d}{dt} \ I_{q2} + \omega_1 \left[ \frac{L_1}{L_m} \ \lambda_{dm} - L_{l1} \ I_{d2} \right]$$
(2.76)

que combinadas com as equações (2.14) e (2.15) resultam as potências ativa e reativa de estator

$$P_{1} = \frac{3}{2} \left[ \left[ r_{1} I_{q1} - L_{l1} \frac{d}{dt} I_{q2} + \omega_{1} \left[ \frac{L_{1}}{L_{m}} \lambda_{dm} - L_{l1} I_{d2} \right] \right] I_{q1} + \left[ r_{1} I_{d1} + \frac{L_{1}}{L_{m}} \frac{d}{dt} \lambda_{dm} - L_{l1} \frac{d}{dt} I_{d2} + L_{l1} \omega_{1} I_{q2} \right] I_{d1} \right]$$
(2.77)

$$Q_{1} = \frac{3}{2} \left[ \left[ r_{1} I_{q1} - L_{l1} \frac{d}{dt} I_{q2} + \omega_{1} \left[ \frac{L_{1}}{L_{m}} \lambda_{dm} - L_{l1} I_{d2} \right] \right] I_{d1} - \left[ r_{1} I_{d1} + \frac{L_{1}}{L_{m}} \frac{d}{dt} \lambda_{dm} - L_{l1} \frac{d}{dt} I_{d2} + L_{l1} \omega_{1} I_{q2} \right] I_{q1} \right]$$
(2.78)

que para o regime permanente tornam-se

$$P_{1} = \frac{3}{2} \left[ r_{1} (I_{q1}^{2} + I_{d1}^{2}) + \omega_{1} I_{q1} \left[ \frac{L_{1}}{L_{m}} \lambda_{dm} - L_{l1} I_{d2} \right] + L_{l1} \omega_{1} I_{d1} I_{q2} \right]$$

$$(2.79)$$

$$Q_{1} = \frac{3}{2} \left[ \omega_{1} \ I_{d1} \Big[ \frac{L_{1}}{L_{m}} \ \lambda_{dm} - L_{l1} \ I_{d2} \Big] - L_{l1} \ \omega_{1} \ I_{q1} \ I_{q2} \right].$$
(2.80)

Como o intuito do controle é que as potências estejam em função apenas das correntes de rotor substituem-se as expressões de correntes (2.71) e (2.72) em (2.79) e (2.80), e assumindo

$$\frac{L_1}{L_m} \approx 1 \ e \ r_1 = 0 \tag{2.81}$$

resulta as seguintes equações finais de potência e de torque de estator:

$$P_1 = -\frac{3}{2} \omega_1 \lambda_{dm} I_{q2}$$
 (2.82)

$$Q_1 = \frac{3}{2} \omega_1 \lambda_{dm} \left[ \frac{\lambda_{dm}}{L_m} - I_{d2} \right]$$
(2.83)

$$T_{em} = -\frac{3}{2} \frac{p}{2} \left[ \lambda_{dm} I_{q2} \right]. \tag{2.84}$$

Para a obtenção das equações de potência ativa e reativa de rotor em função do fluxo de entreferro, substitui-se as correntes de estator em função dos fluxos de entreferro (2.71) e (2.72) nas equações de fluxo de rotor (2.7) e (2.8), para se obter

as relações

$$\lambda_{d2} = \lambda_{dm} + L_{l2}I_{d2} \tag{2.85}$$

$$\lambda_{q2} = L_{l2}I_{q2} \tag{2.86}$$

que por sua vez, substituídas nas equações (2.64) e (2.65) resultam nas equações de regime permanente

$$P_2 = \frac{3}{2} \left[ r_2 \left( I_{d2}^2 + I_{q2}^2 \right) + s \omega_1 I_{q2} \lambda_{dm} \right]$$
(2.87)

$$Q_2 = \frac{3}{2} s \omega_1 \bigg[ I_{d2} \lambda_{dm} + L_{l2} \big( I_{d2}^2 + I_{q2}^2 \big) \bigg].$$
 (2.88)

Se a indutância de dispersão é desprezada, observa-se, na equação (2.73), que o termo que multiplica  $I_{d2}$  torna-se nulo e o termo que multiplica o fluxo de entreferro torna-se unitário. Isso resulta que, através dessa aproximação, pode-se considerar que o fluxo de entreferro é igual ao fluxo de estator e, portanto, constante, uma vez que a máquina está ligada à rede.

#### 2.4.3 Orientação do Fluxo de Estator

Segundo o conceito de orientação de fluxo, a orientação do fluxo de estator resulta

$$\lambda_{dq1} = \lambda_{d1} \tag{2.89}$$

$$\lambda_{q1} = 0 \tag{2.90}$$

que substituídas nas equações (2.5), (2.6), (2.1) e (2.2) levam a

$$I_{d1} = \frac{\lambda_{d1}}{L_1} - \frac{L_m}{L_1} I_{d2}$$
(2.91)

$$I_{q1} = -\frac{L_m}{L_1} I_{q2} \tag{2.92}$$

$$V_{d1} = r_1 \ I_{d1} + \frac{d}{dt} \ \lambda_{d1}$$
 (2.93)

$$V_{q1} = r_1 \ I_{q1} + \omega_1 \ \lambda_{d1}. \tag{2.94}$$

Substituindo estas equações naquelas de potência de estator $\ (2.14)$ e $\ (2.15)$ têm-se

$$P_1 = \frac{3}{2} \left[ r_1 (I_{q1}^2 + I_{d1}^2) + \omega_1 \ \lambda_{d1} \ I_{q1} + I_{d1} \ \frac{d}{dt} \ \lambda_{d1} \right]$$
(2.95)

$$Q_1 = \frac{3}{2} \left[ \omega_1 \ \lambda_{d1} \ I_{d1} - I_{q1} \ \frac{d}{dt} \ \lambda_{d1} \right].$$
 (2.96)

Considerando que em regime permanente  $\frac{d}{dt} \lambda_{d1} = 0$  e substituindo as relações de correntes (2.91) e (2.92) em (2.95) e (2.96), tem-se as potências em função das correntes de rotor

$$P_1 = \frac{3}{2} \left[ r_1 (I_{q1}^2 + I_{d1}^2) - \frac{L_m}{L_1} \omega_1 \lambda_{d1} I_{q2} \right]$$
(2.97)

$$Q_{1} = \frac{3}{2} \frac{L_{m}}{L_{1}} \omega_{1} \lambda_{d1} \left[ \frac{\lambda_{d1}}{L_{m}} - I_{d2} \right].$$
(2.98)

Como se observa a potência reativa é função apenas de  $I_{d2}$ , pois  $\lambda_1$  é constante; sendo assim, a potência reativa é controlada apenas por esta corrente. No que diz respeito à potência ativa, a presença da corrente  $I_{d1}$  em sua expressão caracteriza o acoplamento entre esta potência e a corrente responsável pelo controle de  $Q_1$ , pois  $I_{d1}$  é função de  $I_{d2}$  (recorra à expressão 2.91). Pelo fato de  $r_1$  ser pequena – vale aproximadamente 0,01 p.u para as máquinas de centenas de kW e 0,06 p.u para as máquinas de potência menor <sup>1</sup>– esse acoplamento é fraco. Se  $r_1$  é ignorada, o que é perfeitamente aceitável no caso de máquinas de grande potência, a expressão final de potência ativa de estator torna-se

$$P_1 = -\frac{3}{2} \frac{L_m}{L_1} \omega_1 \lambda_{d1} I_{q2}$$
(2.99)

e, sendo assim, tem-se o controle independente da potência ativa de estator.

Através das equações acima, observa-se que as potências ativa e reativa são funções das variáveis independentes  $I_{q2}$  e  $I_{d2}$ .

A equação de torque eletromagnético para essa orientação é

$$T_{em} = -\frac{3}{2} \frac{p}{2} \frac{L_m}{L_1} \lambda_{d1} I_{q2}.$$
 (2.100)

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup>Cf. VAS Peter. *Electrical Machines and Drives*. First Published, New York-EUA, Oxford Science Publications, 1992, página 372.

As potências ativa e reativa de rotor são obtidas pela substituição das equações (2.7) e (2.8) em (2.91) e (2.92), respectivamente, levando a

$$\lambda_{d2} = \frac{L_m}{L_1} \lambda_{d1} + \sigma L_2 I_{d2} \tag{2.101}$$

$$\lambda_{q2} = \sigma L_2 I_{q2} \tag{2.102}$$

que, por sua vez, substituídas nas equações (2.64) e (2.65) e considerando regime permanente, as potências ativa e reativa de rotor em função das correntes de rotor e do fluxo de estator são

$$P_2 = \frac{3}{2} \left[ r_2 \left( I_{d2}^2 + I_{q2}^2 \right) + s\omega_1 \frac{L_m}{L_1} I_{q2} \lambda_{d1} \right]$$
(2.103)

$$Q_2 = \frac{3}{2} s\omega_1 \left[ \frac{L_m}{L_1} I_{d2} \lambda_{d1} + \sigma L_2 \left( I_{d2}^2 + I_{q2}^2 \right) \right]$$
(2.104)

onde  $\sigma = 1 - \frac{L_m^2}{L_1 L_2}$  é o coeficiente total de dispersão.

# 2.5 Conexão à Barra Infinita

Uma melhor compreensão do comportamento da máquina operando em regime permanente é obtida conectando-a ao barramento infinito e considerando resistência de estator nula. Como visto na orientação do fluxo de estator, a hipótese de resistência de estator nula torna a potência ativa de estator função de  $\lambda_{d1}$  e  $I_{q2}$ . Adicionalmente, se a máquina de indução duplamente alimentada sob orientação de fluxo de estator é conectada à barra infinita (tensão  $V_{\infty}$  e freqüência  $\omega_1$  constantes) os componentes da tensão tornam-se

$$V_{d1} = 0 (2.105)$$

$$V_{q1} = V_{\infty} = \omega_1 \lambda_{d1} \tag{2.106}$$

e, assim, o fluxo de estator de eixo direto é constante, o que facilita sobremaneira o entendimento da operação da máquina. Portanto, a MIDA conectada à barra infinita, modelada com orientação do fluxo de estator e tendo a resistência de estator desprezível, tem o seu fluxo de estator constante, determinado pela tensão e freqüência do barramento.

# 2.6 Conclusão

Sob o ponto de vista de controle de potência a MIDA conectada à barra infinita tem, em função do tipo de orientação de fluxo, as seguintes propriedades:

• Potência ativa de Estator:

 $P_1 = f(I_{q2})$  na orientação segundo fluxo de estator;

 $P_1 = f(I_{d1}, I_{d2}, I_{q2})$  na orientação segundo fluxo de entreferro;

 $P_1 = f(I_{d1}, I_{q2})$  na orientação segundo fluxo de rotor.

• Potência reativa de estator:

 $Q_1 = f(I_{d2})$  na orientação segundo fluxo de estator;

 $Q_1 = f(I_{d1}, I_{q2})$  nas orientações segundo fluxo de entreferro e de rotor.

• Potência ativa de rotor:

 $P_2 = f(I_{d1}, I_{d2}, I_{q1}, I_{q2}, \omega_2)$  na orientação segundo fluxo de entreferro;  $P_2 = f(I_{d2}, I_{q2}, \omega_2)$  nas orientações segundo fluxo de estator e de rotor.

• Potência reativa de rotor:

 $Q_2 = f(I_{d2}, I_{q2}, \omega_2)$  na orientação segundo fluxo de estator;  $Q_2 = f(I_{d2}, \omega_2)$  na orientação segundo fluxo de rotor;  $Q_2 = f(I_{d1}, I_{d2}, I_{q2}, \omega_2)$  na orientação segundo o fluxo de entreferro. Verifica-se, então, que a orientação dos fluxos de rotor e de entreferro não resulta no desacoplamento entre as potências ativa e reativa, quando se considera o estator conectado à barra infinita. O modelo obtido é tal que o controle da potência ativa não é independente do controle da potência reativa. Assim, mudanças na componente de campo da corrente de rotor levam a mudanças nas potências ativa e reativa do estator. Na orientação do fluxo de rotor, mudanças no valor das correntes  $I_{d1}$ ,  $I_{q1}$  e  $I_{q2}$  levam a mudanças na potência ativa, enquanto alterações nas correntes  $I_{d2}$  e  $I_{q2}$ modificam a potência reativa do estator.

Contrariamente, o modelo segundo a orientação do fluxo de estator permite o controle independente das potências ativa e reativa do estator, por meio das componentes da corrente de rotor: a componente  $I_{q2}$  controla a potência ativa  $P_1$  e a componente  $I_{d2}$  a potência reativa  $Q_1$ . Na verdade, se é considerada a resistência de estator, o modelo apresenta um acoplamento, embora de magnitude pequena. Sendo assim, para a máquina de indução duplamente alimentada e conectada ao barramento infinito, a orientação segundo fluxo de estator é a mais apropriada para a implementação do controle das potências ativa e reativa.

# Capítulo 3

# Controle do Fluxo de Potência da MIDA Conectada à Barra Infinita

# 3.1 Introdução

Como visto no capítulo anterior, para a máquina de indução duplamente alimentada conectada à barra infinita e com  $r_1 = 0$ , a vantagem de se realizar o seu controle com orientação de fluxo de estator é que o seu modulo é constante por conta de sua tensão terminal ser definida pela barra infinita; conclui-se então, que seu módulo independe da corrente de estator.

Nessas condições as equações empregadas na análise de fluxo de potência da máquina duplamente alimentada operando nas velocidades subsíncrona, síncrona e supersíncrona, são

• Tensão de estator:

$$V_{d1} = 0$$
 (3.1)

$$V_{q1} = V_1 = \omega_1 \lambda_{d1} \tag{3.2}$$

• Tensão de rotor:

$$V_{dq2} = r_2 I_{dq2} + j \underbrace{s\omega_1 \lambda_{dq2}}_{E_{\omega_2}}$$
(3.3)

na qual  $E_{\omega 2}$  é a tensão gerada pelo fluxo  $\lambda_{dq2}$ .

• Relações entre correntes de estator e correntes de rotor:

$$I_{d1} = \frac{\lambda_{d1}}{L_1} - \frac{L_m}{L_1} I_{d2}$$
(3.4)

$$I_{q1} = -\frac{L_m}{L_1} I_{q2} \tag{3.5}$$

• Fluxo de Estator:

$$\lambda_{d1} = \frac{V_1}{\omega_1} = L_1 i_{d1} + L_m i_{d2} \tag{3.6}$$

$$\lambda_{q1} = 0 = L_1 i_{q1} + L_m i_{q2} \tag{3.7}$$

• Torque Eletromagnético:

$$T_{em} = -\frac{3}{2} \frac{p}{2} \frac{L_m}{L_1} \left[ \lambda_{d1} \ I_{q2} \right]$$
(3.8)

• Equação Eletromecânica:

$$J\frac{d}{dt}\omega_{rm} = \pm (T_{eixo} - T_{em}) \tag{3.9}$$

na qual adota-se o sinal + para a máquina funcionando no modo gerador e o sinal – para o modo motor.

• Potências ativa e reativa nos terminais de estator:

$$P_1 = -\frac{3}{2} \frac{L_m}{L_1} \omega_1 \lambda_{d1} I_{q2}$$
(3.10)

$$Q_{1} = \frac{3}{2} \frac{L_{m}}{L_{1}} \omega_{1} \lambda_{d1} \left[ \frac{\lambda_{d1}}{L_{m}} - I_{d2} \right]$$
(3.11)

• Potências ativa e reativa nos terminais de rotor:

$$P_2 = \frac{3}{2} \left[ r_2 \left( I_{d2}^2 + I_{q2}^2 \right) + s\omega_1 \frac{L_m}{L_1} I_{q2} \lambda_{d1} \right]$$
(3.12)

$$Q_2 = \frac{3}{2} s\omega_1 \left[ \frac{L_m}{L_1} I_{d2} \lambda_{d1} + \sigma L_2 \left( I_{d2}^2 + I_{q2}^2 \right) \right]$$
(3.13)

De acordo com as equações (3.10) e (3.11) o controle de potências ativa e reativa de estator é feito controlando-se, de forma independente, as correntes  $I_{q2}$  e  $I_{d2}$  respectivamente.

No que diz respeito ao rotor, de acordo com as equações (3.12) e (3.13), o controle de suas potências é função de suas correntes, bem como de sua freqüência de escorregamento  $s\omega_1$ , ou seja, o controle das potências de rotor não ocorre de forma independente. Observe que o termo dependente das correntes é proporcional à soma dos quadrados de  $I_{d2}$  e  $I_{q2}$ , o que significa que não importa se as correntes são positivas ou negativas. Adicionalmente, ressalte-se que o coeficiente total de dispersão  $\sigma$ , para as máquinas de grande potência pode ser desprezado e, conseqüentemente, a potência reativa do rotor torna-se dependente apenas da componente  $I_{d2}$  e da freqüência de escorregamento  $s\omega_1$ .

As seções seguintes discutem com maior detalhe o fluxo de potência nos modos gerador e motor da máquina de indução duplamente alimentada conectada ao barramento infinito nas velocidades subsíncrona, síncrona e supersíncrona. É adotada a convenção de receptor, na qual potência positiva significa potência absorvida e, conseqüentemente, potência negativa significa potência fornecida pela máquina; por exemplo, se a máquina opera como motor a potência ativa de estator é positiva, enquanto que se ela opera como gerador, a mesma potência é negativa, como ilustrado na figura 3.1:

#### 3.2 Compensador de Reativos

Nesse modo de operação a máquina de indução duplamente alimentada tem como função apenas a de entregar potência reativa para a rede ou absorvê-la da rede com o



Figura 3.1: Convenção de Receptor

objetivo de compensar os reativos da barra infinita, e portanto a potência de estator é idealmente nula ( $P_1 = 0$ ). Nessa condição as correntes  $I_{q2}$  e  $I_{q1}$  são nulas (equações 3.10 e 3.5, respectivamente), que consideradas na expressão da potência ativa do rotor (3.12), conclui-se que  $P_2$  é sempre positiva.

Por conta de  $I_{q1}$  e  $I_{q2}$  serem nulas, o fluxo de entreferro  $\lambda_{qm}$  é nulo (equação 2.10), enquanto a componente  $\lambda_{dm}$  é função de  $I_{d2}$ :

$$\lambda_{dm} = \lambda_{d1} \frac{L_m}{L_1} + \sigma_1 L_m I_{d2} \tag{3.14}$$

Portanto, no modo compensador de reativos, os fluxos magnéticos estão na direção do eixo direto, o que leva as tensões induzidas por esses fluxos estarem definidas no eixo em quadratura.

Na sequência são analisadas as operações do compensador com fator de potência indutivo e capacitivo nas faixas de velocidade subsíncrona, síncrona e supersíncrona.

#### 3.2.1 Operação com Fator de Potência Indutivo: $Q_1 > 0$

Para que a potência reativa de estator seja positiva, a corrente  $I_{d2}$  deve ser positiva e menor que  $V_1/\omega_1 L_m$  ou negativa (equação 3.11). Dessa forma, através de análise da equação (3.4), tem-se  $I_{d1} > 0$ .

Nesse caso, há duas situações possíveis. A primeira, na qual  $I_{d2} < 0$ , tem-se  $\lambda_{dm} < \lambda_{d1}$ , caracterizando o compensador como subexcitado, como ilustrado no diagrama fasorial da figura 3.2. Consequentemente a tensão induzida no entreferro  $e_m$ é menor que a tensão terminal de estator  $V_{q1}$ . O fluxo de rotor  $\lambda_{d2}$  é menor que o fluxo de entreferro, denotando que o rotor está subexcitado em relação ao entreferro. Analisando a equação (3.13), se o compensador opera com velocidade subsíncrona ou supersíncrona, a potência reativa de rotor  $Q_2$  pode ser positiva ou negativa a depender da magnitude de  $I_{d2}$  e com velocidade síncrona,  $Q_2 = 0$ .



Figura 3.2: Compensador de reativos operando com fator de potência indutivo e $I_{d2} < 0$ 

Na segunda situação o compensador é caracterizado por  $I_{d2} > 0$ ,  $\lambda_{dm} < \lambda_{d1}$  e por estar subexcitado, como ilustrado no diagrama fasorial da figura 3.3. Porém,  $\lambda_{d2} > \lambda_{dm}$ , denotando que o rotor está sobreexcitado em relação ao entreferro. O compensador possui potência reativa de rotor  $Q_2 > 0$  durante operação com velocidade subsíncrona,  $Q_2 = 0$  com velocidade síncrona e  $Q_2 < 0$  com velocidade supersíncrona, como pode ser observado na equação (3.13).



Figura 3.3: Compensador de reativos operando com fator de potência indutivo e $I_{d2}>0$ 

Além dessas situações, deseja-se que o circuito de rotor possua potência reativa nula. Reportando à equação (2.104) do capítulo 2, a condição de  $Q_2 = 0$  é satisfeita para dois valores de  $I_{d2}$ :  $I_{d2} = 0$  e  $I_{d2} = -(\lambda_{d1}L_m)/(\sigma L_1L_2)$ .

# 3.2.2 Operação com Fator de Potência Capacitivo: $Q_1 < 0$

Se a potência reativa de estator é negativa, a corrente  $I_{d2} > V_1/\omega_1 L_m$ , como pode ser concluído a partir da equação (3.11) e, consequentemente, a corrente  $I_{d1} < 0$ (equação 3.4). O diagrama fasorial representativo desse modo de operação é o da figura 3.4, onde se observa  $\lambda_{dm} > \lambda_{d1}$  e  $e_m > V_{q1}$ , ou seja, o compensador está sobreexcitado, isto é,  $\lambda_{d2} > \lambda_{dm}$ .



Figura 3.4: Compensador de reativos operando com fator de potência capacitivo.

Analisando a equação (3.13), observam-se que se tem  $Q_2 > 0$  quando o compensador opera com velocidade subsíncrona,  $Q_2 = 0$  quando a velocidade é síncrona e  $Q_2 < 0$  para a faixa supersíncrona de velocidade.

## 3.3 Gerador de Indução Duplamente Alimentado

Atuando como gerador conectado à barra infinita, o estator entrega potência ativa e, dessa forma, seguindo convenção de receptor, a potência ativa terminal de estator é negativa ( $P_1 < 0$ ). Nesta condição, segundo a equação (3.10), tem-se  $I_{q2} > 0$ , o que leva a  $I_{q1} < 0$ . No que diz respeito à potência reativa terminal de estator, o seu fluxo depende exclusivamente de  $I_{d2}$ . Por sua vez, os fluxos de potência ativa e reativa do rotor dependem dos valores da corrente de rotor e do escorregamento. Na seqüência, com o gerador sendo acionado nas velocidades síncrona, subsíncrona e supersíncrona, são analisadas a operação com fatores de potência capacitivo, unitário e indutivo.

# 3.3.1 Fator de Potência Indutivo: $Q_1 > 0$

A operação com fator de potência indutivo é alcançada para duas regiões de valores da corrente  $I_{d2}$ : uma quando ela tem valores positivos menores que  $V_{q1}/\omega_1 L_m$ , e outra quando ela tem valores negativos, como pode ser concluído a partir da análise da equação (3.11).

Em seguida, o comportamento do rotor com fator de potência indutivo é analisado nas faixas de velocidade subsíncrona, síncrona e supersíncrona.

#### • Velocidade Subsíncrona

Na faixa de velocidade subsíncrona, segundo a equação (3.13), a potência ativa de rotor  $P_2$  é sempre positiva (3.12). A potência reativa terminal de rotor  $Q_2$  pode ser positiva ou negativa dependendo do valor de  $I_{d2}$ .

No diagrama fasorial da figura 3.5 que representa as equações (3.2), (3.3), (3.6) e (3.7) do gerador subsíncrono com fator de potência indutivo, pode-se observar que os fluxos de entreferro  $\lambda_m$  e de rotor  $\lambda_{dq2}$  estão adiantados em relação ao fluxo de estator  $\lambda_{d1}$ , característica da máquina funcionando no modo gerador. A projeção do fluxo de entreferro  $\lambda_m$  no eixo d é menor que  $\lambda_{d1}$ , o que significa que o gerador está subexcitado.



Figura 3.5: Gerador subsíncrono operando com fator de potência indutivo

#### • Velocidade Síncrona

Por conta do escorregamento ser nulo, quando o rotor gira na velocidade síncrona, tem-se  $Q_2 = 0$ , de acordo com a equação 3.13.

A potência ativa terminal de rotor  $P_2 > 0$  e se resume à dissipação de potência na resistência de rotor  $r_2$ , de acordo com a equação (3.12).

#### • Velocidade Supersíncrona

Nessa faixa de velocidade a potência ativa de rotor  $P_2$  é positiva se o termo dependente da corrente  $I_{q2}$  na equação (3.12) é menor que as perdas na resistência de rotor, ou negativa, caso contrário.

Analisando a equação (3.13) e considerando que, para máquinas de grande potência,  $\sigma$  é pequeno e, assim, por simplicidade pode ser desprezado, o que faz a potência reativa de rotor  $Q_2$  depender exclusivamente da corrente  $I_{d2}$ ; se esta corrente é positiva, o rotor fornece potência reativa e, caso contrário, se  $I_{d2} < 0$ , o rotor passa a consumir potência reativa.

O comportamento descrito acima pode ser observado no diagrama fasorial da figura 3.6. Por a máquina estar trabalhando como gerador, os fluxos de entreferro  $\lambda_m$  e de rotor  $\lambda_{dq2}$  estão adiantados em relação ao fluxo de estator  $\lambda_{d1}$ . A corrente de rotor  $I_{dq2}$  está adiantada em relação à tensão de rotor  $V_{dq2}$  o que resulta num fator de potência capacitivo para o rotor em contraposição ao estator que possui fator de potência indutivo pois a corrente de estator  $I_{dq1}$  está atrasada em relação à tensão terminal  $V_{dq1}$ . Porém, caso a corrente  $I_{d2}$  assuma valores negativos, a corrente  $I_{dq2}$ fica definida no segundo quadrante, o que levaria o rotor a um fator de potência também indutivo, pois a corrente de rotor  $I_{dq2}$  estaria atrasada em relação à tensão de rotor  $V_{dq2}$ .



Figura 3.6: Gerador supersíncrono operando com fator de potência indutivo

A análise dessa seção está exposta na tabela 3.1.

Tabela 3.1: Interdependência das potências e correntes do gerador operando com fator de potência indutivo.

		$I_{d1}$	$I_{q1}$	$I_{d2}$	$I_{q2}$	$P_2$	$Q_2$
	$P_1 < 0$	•	—	•	+	•	•
$Q_1 > 0$	0 < s < 1	+	•		•	+	$\pm$
	s = 0	+	•	$\left  < \frac{V_1}{\omega_1 L_m} \right $	•	+	0
	s < 0	+	٠		٠	Ŧ	Ŧ

obs: o sinal • indica que não há dependência entre a variável que consta na linha da tabela com aquela da coluna.

## 3.3.2 Fator de Potência Capacitivo: $Q_1 < 0$

Para se obter fator de potência capacitivo, a potência reativa de estator  $Q_1$  deve ser negativa, exigindo  $I_{d2} > V_1/\omega_1 L_m$ , segundo a equação (3.11). Com este dado, a análise das equações (3.5) e (3.4) respectivamente, resulta  $I_{q1} < 0$  e  $I_{d1} < 0$ .

O comportamento do rotor para o gerador operando com fator de potência capacitivo, nas diferentes faixas de velocidade é descrito na sequência.

#### • Velocidade Subsíncrona

A potência reativa de rotor  $Q_2$  é positiva na faixa de velocidade subsíncrona, pois sendo o escorregamento e a corrente  $I_{d2}$  positivos, a análise da equação (3.13) leva a esta conclusão. E a potência ativa de rotor é sempre positiva, conforme análise da equação (3.12)

A figura 3.7 mostra o diagrama fasorial que representa as equações (3.2), (3.3), (3.6) e (3.7) para a máquina atuando como gerador com velocidade subsíncrona e com fator de potência capacitivo. Nesse diagrama fasorial é possível observar que no modo gerador, os fluxos de entreferro  $\lambda_m$  e de rotor  $\lambda_{dq2}$  estão adiantados em relação ao fluxo de estator  $\lambda_{d1}$  e que o entreferro está sobreexcitado para que o fator de potência da máquina seja capacitivo, o que pode ser visto pelo fato de a projeção do fluxo de entreferro  $\lambda_m$  no eixo d ser maior que o fluxo de estator  $\lambda_{d1}$ . Outra característica é que a corrente de rotor  $I_{dq2}$  está atrasada em relação à tensão de rotor  $V_{dq2}$ .



Figura 3.7: Gerador subsíncrono operando com fator de potência capacitivo

#### • Velocidade Síncrona

Como no caso da operação com fator de potência indutivo, o gerador de indução com fator de potência capacitivo na velocidade síncrona, têm-se  $Q_2 = 0$  e  $P_2 > 0$ , pois essa se resume às perdas na resistência  $r_2$ .

#### • Velocidade Supersíncrona

Nessa faixa de velocidade, de maneira similar à operação com fator de potência indutivo, a potência ativa de rotor  $P_2$  é positiva se o termo dependente da corrente  $I_{q2}$  na equação (3.12) é menor que as perdas na resistência de rotor, ou negativa, caso contrário.

De acordo com a equação (3.13), a potência reativa de rotor  $Q_2$  sempre é negativa, pois o resultado dos termos entre colchetes sempre é positivo e, conseqüentemente, o sinal da potência reativa é definida pelo escorregamento, que é sempre negativo, por conta da velocidade do rotor ser supersíncrona. O diagrama fasorial representativo dessa situação é o da figura 3.8. Nota-se que o fluxo de entreferro  $\lambda_m$  na direção do eixo direto é maior que o fluxo do estator, o que caracteriza a sobreexcitação do gerador, isto é, o gerador opera com fator de potência capacitivo. Pode-se ainda observar que os fluxos de entreferro  $\lambda_m$  e de rotor  $\lambda_{dq2}$  estão adiantados em relação ao fluxo de estator  $\lambda_{d1}$ .

Em relação ao rotor, observa-se que a corrente de rotor  $I_{dq2}$  está adiantada em relação à tensão de rotor  $V_{dq2}$ , assim como a corrente de estator  $I_{dq1}$  está adiantada em relação à tensão terminal  $V_{dq1}$ ; portanto, o estator e o rotor operam com fator de potência capacitivo.



Figura 3.8: Gerador supersíncrono operando com fator de potência capacitivo

A síntese da análise dessa seção está exposta na tabela 3.2.

Tabela 3.2: Interdependência das potências e correntes do gerador operando com fator de potência capacitivo.

		$I_{d1}$	$I_{q1}$	$I_{d2}$	$I_{q2}$	$P_2$	$Q_2$
	$P_1 < 0$	•	—	•	+	•	•
$Q_1 < 0$	0 < s < 1	—	•		•	+	+
	s = 0	_	•	$> \frac{V_1}{\omega_1 L_m}$	•	+	0
	s < 0	—	•	1	٠	Ŧ	_

obs: o sinal • indica que não há dependência entre a variável que consta na linha da tabela com aquela da coluna.

#### 3.3.3 Fator de Potência Unitário: $Q_1 = 0$

De acordo com as equações (3.11) e (3.4) respectivamente, têm-se  $I_{d2} = V_1/\omega_1 L_m$ e  $I_{d1} = 0$ , quando o gerador opera com fator de potência unitário.

Na sequência, há a análise do comportamento do rotor para o gerador atuando nas diferentes faixas de velocidade.

#### • Velocidade Subsíncrona

Para este caso, as potências ativa e reativa de rotor são positivas, pois as variáveis  $I_{d2}$ ,  $I_{q2}$  e o escorregamento são positivas, como pode ser observado nas equações (3.12) e (3.13).

O diagrama fasorial que representa as equações (3.2), (3.3), (3.6) e (3.7) do gerador para fator de potência unitário pode ser visto na figura 3.9. Nesse diagrama, pode-se observar que a corrente de rotor  $I_{dq2}$  está atrasada em relação à tensão de rotor  $V_{dq2}$  e o fator de potência do rotor é indutivo. Também pode ser observado que os fluxos de entreferro  $\lambda_m$  e de rotor  $\lambda_{dq2}$  estão adiantados em relação ao fluxo de estator  $\lambda_{d1}$ , característica de gerador, e que a projeção do fluxo de entreferro  $\lambda_m$  no eixo d possui o mesmo valor do fluxo de estator  $\lambda_{d1}$ .



Figura 3.9: Gerador subsíncrono operando com fator de potência unitário

#### • Velocidade Síncrona

Como visto anteriormente para a operação com outros fatores de potência, o gerador com velocidade síncrona e fator de potência unitário possui  $Q_2 = 0$  e  $P_2 > 0$ representando as perdas elétricas no circuito de rotor.

#### • Velocidade Supersíncrona

A potência ativa de rotor depende das potências ativa – diretamente proporcional a  $I_{q2}$ – e reativa de estator – função de  $I_{d2}$ –, e do escorregamento. Os valores relativos dessas grandezas definem se o rotor fornece ou absorve potência ativa.

No que diz respeito à potência reativa, como pode ser concluído da análise da equação (3.12), o rotor é sempre fornecedor de reativos, por conta do escorregamento ser negativo.

O diagrama fasorial representativo do gerador operando na velocidade supersíncrona e com fator de potência unitário está ilustrado na figura 3.10. Observar que a corrente de rotor  $I_{dq2}$  se encontra adiantada em relação à tensão de rotor  $V_{dq2}$ , demonstrando o fator de potência capacitivo do rotor. Pode-se observar também que, por atuar como gerador, os fluxos de entreferro  $\lambda_m$  e de rotor  $\lambda_{dq2}$  da máquina estão adiantados em relação ao fluxo de estator  $\lambda_{d1}$ .



Figura 3.10: Gerador supersíncrono operando com fator de potência unitário

A tabela 3.3 abaixo foi elaborada seguindo as equações (3.4 - 3.13) e a análise acima.

		$I_{d1}$	$I_{q1}$	$I_{d2}$	$I_{q2}$	$P_2$	$Q_2$
	$P_1 < 0$	•	—	•	+	•	•
$Q_1 = 0$	0 < s < 1	0	•		•	+	+
	s = 0	0	•	$=\frac{V_1}{\omega_1 L_m}$	٠	+	0
	s < 0	0	•		•	Ŧ	_

Tabela 3.3: Interdependência das potências e correntes do gerador operando com fator de potência unitário.

obs: o sinal • indica que não há dependência entre a variável que consta na linha da tabela com aquela da coluna.

## 3.4 Motor de Indução Duplamente Alimentado

Se no modo gerador, a máquina de indução deve gerar potência elétrica a ser entregue a sua carga elétrica, no modo motor deve gerar torque para atender a sua carga mecânica. Assim, contrariamente ao gerador conectado à barra infinita, o estator do motor consome potência ativa, o que significa na convenção de receptor, que a potência ativa terminal de estator é positiva ( $P_1 > 0$ ). Nesta condição, segundo a equação (3.10), tem-se  $I_{q2} < 0$ , o que torna  $I_{q1} > 0$ . No que diz respeito à potência reativa terminal de estator, o seu fluxo continua a depender exclusivamente da magnitude de  $I_{d2}$ . Para que o motor opere com fatores de potência capacitivo, indutivo ou unitário, a corrente  $I_{d2}$  deve assumir os mesmos valores do gerador operando nessas mesmas condições de fator de potência.

Alterações na corrente do rotor bem como mudanças no escorregamento levam à alteração no fluxo de potência ativa no rotor, enquanto o fluxo de potência reativa de rotor se altera em função exclusivamente do escorregamento, como analisados na sequência.

#### 3.4.1 Fator de Potência Indutivo: $Q_1 > 0$

De maneira semelhante ao gerador e ao compensador de reativos,  $I_{d2} < V_1/\omega_1 L_m$ e  $I_d 1 > 0$  para operação com fator de potência indutivo.

#### • Velocidade Subsíncrona

Como pode ser observado na equação (3.13), se  $I_{d2} > 0$ , tem-se  $Q_2 > 0$ . E através de análise da equação (3.12),  $P_2 > 0$  ou  $P_2 < 0$  dependendo da magnitude do escorregamento. Caso  $I_{d2} < 0$ , a potência reativa de rotor  $Q_2$  assume valores negativos. Lembrando que o coeficiente total de dispersão  $\sigma$  é pequeno para máquinas de grande potência, o termo  $\sigma L_2(I_{d2}^2 + I_{q2}^2)$  exercerá pequena influência na equação (3.13).

A figura 3.11 ilustra o diagrama fasorial que representa as equações (3.2), (3.3), (3.6) e (3.7) do motor para fator de potência indutivo na velocidade subsíncrona. Pode-se observar a influência da corrente  $I_{d2}$  no fator de potência. Como descrito acima, modificando a corrente  $I_{d2}$ , a potência reativa de rotor  $Q_2$  se modifica alterando o fator de potência do rotor. É possível também observar que os fluxos de entreferro  $\lambda_m$  e de rotor  $\lambda_{dq2}$  estão atrasados em relação ao fluxo de estator  $\lambda_{dq1}$ , característica de motor.



Figura 3.11: Motor subsíncrono operando com fator de potência indutivo

#### • Velocidade Síncrona

Como na operação como gerador, o motor possui potência ativa de rotor  $P_2$  positiva e potência reativa de rotor  $Q_2$  nula, durante operação com velocidade síncrona.

#### • Velocidade Supersíncrona

Através de análise da equação (3.12) tem-se  $P_2 > 0$ , pois tanto o escorregamento como  $I_{q2}$  são negativos.

Analisando a equação (3.13), pode-se observar que se  $I_{d2} > 0$ , tem-se  $Q_2 < 0$ levando o rotor a um fator de potência capacitivo. Em contraposição, se  $I_{d2} < 0$ , tem-se  $Q_2 > 0$  levando o rotor a um fator de potência indutivo. Lembrando que, para máquinas de grande potência, o coeficiente total de dispersão  $\sigma$  é pequeno e desprezado.

O comportamento descrito acima pode ser observado no diagrama fasorial que representa as equações (3.2), (3.3), (3.6) e (3.7) do motor na velocidade supersíncrona com fator de potência indutivo ilustrado na figura 3.12. Observe que a figura 3.12 representa o caso em que  $I_{d2} > 0$  e  $Q_2 < 0$ . Porém, com algum esforço mental, é possível prever o comportamento da máquina para o caso em que  $I_{d2} < 0$  (a corrente  $I_{d1}$  aumenta e assim também o faz o ângulo  $\phi_1$ ) tornando a potência reativa de rotor  $Q_2$  positiva. Também é possível observar que, como característica de motor, os fluxos de entreferro  $\lambda_m$  e de rotor  $\lambda_{dq2}$  estão atrasados em relação ao fluxo de estator  $\lambda_{d1}$ .



Figura 3.12: Motor supersíncrono operando com fator de potência indutivo

A tabela 3.4 sintetiza a operação do motor com fator de potência indutivo.

Tabela 3.4: Interdependência das potências e correntes do motor operando com fator de potência indutivo.

		$I_{d1}$	$I_{q1}$	$I_{d2}$	$I_{q2}$	$P_2$	$Q_2$
	$P_1 > 0$	•	+	•	-	٠	٠
$Q_1 > 0$	0 < s < 1	+	•		٠	Ŧ	+
	s = 0	+	•	$< \frac{V_1}{\omega_1 L_m}$	٠	+	0
	s < 0	+	•		٠	+	Ŧ

obs: o sinal • indica que não há dependência entre a variável que consta na linha da tabela com aquela da coluna.

#### 3.4.2 Fator de Potência Capacitivo: $Q_1 < 0$

Igualmente aos modos compensador de reativos e gerador, o motor possui fator de potência capacitivo quando  $I_{d2} > V_1/\omega_1 L_m$  e  $I_{d1} < 0$ .

#### • Velocidade Subsíncrona

A potência ativa de rotor  $P_2$  adquire valores positivos ou negativos dependendo da magnitude do escorregamento, como pode ser observado na equação (3.12).

A potência reativa de rotor  $Q_2$ , segundo a equação (3.13) é positiva pois a corrente  $I_{d2}$  e o escorregamento são positivos. Isso leva o fator de potência do rotor a ser indutivo.

No diagrama fasorial que representa as equações (3.2), (3.3), (3.6) e (3.7) do motor para fator de potência capacitivo ilustrado na figura 3.13, observa-se que os fluxos de entreferro  $\lambda_m$  e de rotor  $\lambda_{dq2}$  estão atrasados em relação ao fluxo de estator  $\lambda_{d1}$ , característica de motor e que há a sobreexcitação do entreferro para atingir esse fator de potência capacitivo. Pode-se observar também que a corrente de rotor  $I_{dq2}$ está atrasada em relação à tensão de rotor  $V_{dq2}$  o que leva o rotor a um fator de potência indutivo.



Figura 3.13: Motor subsíncrono operando com fator de potência capacitivo

#### • Velocidade Síncrona

De maneira idêntica aos modos anteriores, têm-se  $P_2 > 0$  e  $Q_2 = 0$ , para velocidade síncrona.

#### • Velocidade Supersíncrona

Nessa faixa de velocidade, tem-se  $P_2 > 0$  sempre, de acordo com análise da equação (3.12).

A potência reativa de rotor  $Q_2$  é negativa, como pode ser observado na equação (3.13), pois  $I_{d2} > 0$  e o escorregamento é negativo, tornando o fator de potência do rotor capacitivo.

A figura 3.14 ilustra o diagrama fasorial que representa as equações (3.2), (3.3), (3.6) e (3.7) do motor na velocidade supersíncrona com fator de potência capacitivo. Pode-se observar que, por se tratar de motor, os fluxos de entreferro  $\lambda_m$  e de rotor  $\lambda_{dq2}$  estão atrasados em relação ao fluxo de estator  $\lambda_{d1}$ , e que há a necessidade de sobreexcitação no rotor para se alcançar o fator de potência capacitivo. Na figura 3.14 pode-se comprovar a análise feita anteriormente em relação às potências de rotor. A potência ativa de rotor  $P_2$  é sempre positiva e a potência reativa de rotor  $Q_2$  é negativa. As correntes de estator  $I_{dq1}$  e de rotor  $I_{dq2}$  respectivamente, dessa forma, tanto o estator quanto o rotor possuem fator de potência capacitivo.



Figura 3.14: Motor supersíncrono operando com fator de potência capacitivo

Como forma de sintetizar a análise acima e através da analise das equações (3.4 - 3.13), a tabela 3.5 abaixo foi elaborada.

Tabela 3.5: Interdependência das potências e correntes do motor operando com fator de potência capacitivo.

		$I_{d1}$	$I_{q1}$	$I_{d2}$	$I_{q2}$	$P_2$	$Q_2$
	$P_1 > 0$	•	+	•	_	•	•
$Q_1 < 0$	0 < s < 1	—	•		٠	Ŧ	+
	s = 0	_	•	$> \frac{V_1}{\omega_1 L_m}$	•	+	0
	s < 0	—	•	1	٠	+	_

obs: o sinal • indica que não há dependência entre a variável que consta na linha da tabela com aquela da coluna.

# 3.4.3 Fator de Potência Unitário: $Q_1 = 0$

Para se alcançar o fator de potência unitário no modo motor, da mesma forma que nos outros modos,  $I_{d2} = V_1/\omega_1 L_m$  e  $I_{d1}$  é nula.

• Velocidade Subsíncrona

Nesse caso, a potência ativa de rotor  $P_2$  pode ser positiva ou negativa dependendo da magnitude do escorregamento, como pode ser observado através de análise da equação (3.12).

Pode-se observar, pela equação (3.13), que  $Q_2 > 0$ , uma vez que a corrente  $I_{d2}$  e o escorregamento são positivos.

Pode-se observar, no diagrama fasorial que representa as equações (3.2), (3.3), (3.6) e (3.7) do motor com fator de potência unitário ilustrado na figura 3.15, que os fluxos de entreferro  $\lambda_m$  e de rotor  $\lambda_{dq2}$  estão atrasados em relação ao fluxo de estator  $\lambda_{d1}$ , o que caracteriza a operação como motor. Nesse diagrama, a potência ativa de rotor  $P_2$  é representada como sendo positiva, porém, com o aumento da magnitude da corrente  $I_{q2}$  a potência ativa de rotor  $P_2$  pode se tornar negativa; ou com o aumento do escorregamento, o vetor  $E_{\omega 2}$  tem sua magnitude aumentada, o que aumenta a componente  $V_{q2}$  da tensão do rotor, e isso torna a potência ativa de rotor  $P_2$  negativa. Pode-se observar que  $Q_2 > 0$  e que a corrente de rotor  $I_{dq2}$ está atrasada em relação à tensão de rotor  $V_{dq2}$ , resultando em um fator de potência indutivo no rotor.



Figura 3.15: Motor subsíncrono operando com fator de potência unitário

#### • Velocidade Síncrona

De forma semelhante aos outros modos de operação, têm-se  $P_2 > 0$  e  $Q_2 = 0$ .

#### • Velocidade Supersíncrona

Através de análise da equação (3.12), tem-se  $P_2 > 0$ , pois tanto o escorregamento quanto  $I_{q2}$  são negativos.

A potência reativa de rotor  $Q_2$  é negativa, de acordo com a equação (3.13) levando o rotor a um fator de potência capacitivo.

Analisando o diagrama fasorial que representa as equações (3.2), (3.3), (3.6) e (3.7) do motor na velocidade supersíncrona com fator de potência unitário da figura 3.16, pode-se observar o comportamento descrito acima. A corrente de rotor  $I_{dq2}$  está adiantada em relação à tensão de rotor  $V_{dq2}$ , o que significa que  $Q_2 < 0$  e o fator de potência do rotor é capacitivo. Como característica de motor, os fluxos de entreferro  $\lambda_m$  e de rotor  $\lambda_{dq2}$  estão atrasados em relação ao fluxo de estator  $\lambda_{d1}$ .



Figura 3.16: Motor supersíncrono operando com fator de potência unitário

A tabela 3.6 abaixo foi elaborada com base nas equações (3.4 - 3.13) e na análise acima.
		$I_{d1}$	$I_{q1}$	$I_{d2}$	$I_{q2}$	$P_2$	$Q_2$
	$P_1 > 0$	•	+	•	_	•	•
$Q_1 = 0$	0 < s < 1	0	•		•	Ŧ	+
	s = 0	0	•	$=\frac{V_1}{\omega_1 L_m}$	٠	+	0
	s < 0	0	٠		٠	+	_

Tabela 3.6: Interdependência das potências e correntes do motor operando com fator de potência unitário.

obs: o sinal • indica que não há dependência entre a variável que consta na linha da tabela com aquela da coluna.

#### 3.5 Conclusão

Constata-se que na máquina de indução duplamente alimentada, sob a orientação de fluxo de estator, a corrente  $I_{q2}$  está correlacionada apenas com a potência terminal de estator  $P_1$  e a corrente  $I_{d2}$  controla a potência terminal de estator  $Q_1$ , resultando no controle independente destas potências. No entanto, no lado do rotor essas mesmas correntes não atuam de forma independente nas potências ativa  $P_2$  e reativa  $Q_2$ .

Verifica-se ainda, que as potências nos terminais de rotor têm a papel de balancear o fluxo de potência no estator. Operando nas diferentes faixas de velocidade – síncrona, subsíncrona e supersíncrona – a direção do fluxo de potência nos terminais do rotor é função, também, do escorregamento; além da magnitude e fase das correntes de rotor.

# Capítulo 4

# Controle do GIDA

### 4.1 Introdução

Neste capítulo são analisados os resultados referentes à simulação do gerador de indução duplamente alimentado. Foram realizados dois tipos de testes com o GIDA. No primeiro, simplesmente se estabelece uma referência de fator de potência que deve ser seguido pela máquina, com a potência de eixo (parcela da potência do vento captada pela turbina) constante. No segundo teste, a referência de fator de potência deve ser seguida, porém a potência de eixo é variável. Deve-se salientar que um dos objetivos do segundo teste é analisar o comportamento do gerador nas diversas faixas de velocidade – síncrona, subsíncrona e supersíncrona. O objetivo comum de todos os testes é a correção do fator de potência nos terminais de estator.

Nas seções seguintes são abordados os detalhes do modelo de simulação, os resultados dos testes com potência de eixo constante e variável, os quais são divididos em três seções – fator de potência indutivo, capacitivo e unitário –, a curva V e a conclusão.

#### 4.2 Modelo da Simulação

As simulações do GIDA foram realizadas com o aplicativo MATLAB/SIMULINK. Nesse, foram utilizadas as equações (3.1-3.13) dispostas no capítulo 3 de forma a construir o modelo. Além disso, o esquema de funcionamento se encontra no diagrama de blocos da figura 4.1.



Figura 4.1: Esquema de funcionamento do GIDA.

A referência do fator de potência a ser alcançado é  $FP^*$ . O rotor do GIDA gira com velocidade variável que depende da potência de eixo (consequentemente, do torque de eixo) e do torque eletromagnético que, por sua vez, depende das correntes de estator.

Após a medição das tensões e correntes de estator do GIDA, esses valores são transformados para o sistema de referência estacionário ( $\alpha\beta$ ). As tensões e correntes de estator são utilizadas no cálculo das potências ativa e reativa de estator  $P_1$  e  $Q_1$ , valores esses que são utilizados no cálculo do fator de potência de estator.

A tensão de estator  $V_{\alpha\beta1}$  é integrada para se obter o fluxo de estator  $\lambda_{\alpha\beta1}$ . A partir dos fluxos, são calculados o módulo do fluxo de estator e seu ângulo  $\theta_1$ . O módulo do fluxo de estator, juntamente com seu ângulo, é o próprio fluxo de eixo direto sob orientação de  $\lambda_{d1}$ . Conhecido o valor de  $\theta_1$ , realiza-se a transformação das tensões de estator  $V_{\alpha\beta1}$  para o sistema de referência síncrono  $V_{dq1}$ . Pode-se observar que, sob a orientação de fluxo de estator, a tensão de estator é igual a  $V_{q1}$ , ou seja,  $V_{d1} = 0$ .

A referência de fator de potência, juntamente com a potência ativa de estator  $P_1$ calculada, são utilizadas para calcular a referência de potência reativa de estator  $Q_1^*$ . Através da equação (3.11) do capítulo 3, a referência da corrente  $I_{d2}^*$  é calculada. As correntes de rotor no sistema de referência síncrono  $I_{q2}$  e  $I_{d2}$  são estimadas através das equações (3.10) e (3.11) do capítulo 3, respectivamente. A corrente  $I_{q2}$  é convertida na tensão  $V_{q2}$ . A corrente  $I_{d2}$  é comparada com a referência  $I_{d2}^*$ ; esse erro  $(I_{d2}^* - I_{d2})$  passa por um controlador PI e é convertido na tensão  $V_{d2}$ . Essas duas componentes da tensão de rotor são transformadas para o sistema trifásico e alimentam o rotor. As potências de rotor  $P_2$  e  $Q_2$ , assim como o fator de potência do rotor, também são calculados para fins de análise do comportamento do GIDA. Dessa forma, conclui-se o controle. Observar que não há a necessidade de medir-se a velocidade do rotor para a realização do controle, porém essa medição é feita para fins de análise.

#### 4.3 Operação com Fator de Potência Indutivo

Em seguida, apresenta-se os resultados das simulações para o fator de potência FP = 0.92 indutivo, com potência de eixo constante e com potência de eixo variável.

#### 4.3.1 Potência de eixo Constante

Nessa simulação, a potência captada pela turbina é constante e igual a  $P_{eixo} = 2.5kW$ . Inicialmente, o rotor gira em curto como um rotor gaiola; a partir de 1 segundo, ele é alimentado e, consequentemente, o controle é aplicado. Em seguida, são mostrados os resultados da simulção para este teste.

A curva de velocidade e a de torque são ilustradas na figura 4.2. Observar que o rotor gira com velocidade acima da síncrona ( $\omega_{sinc} = 188.5 \ rad \ mec/s$ ).



Figura 4.2: Velocidade supersíncrona e Torque.

A referência de fator de potência de estator se encontra na figura 4.3. Podese observar que a referência de fator de potência de estator, através de equações, gera uma referência para a potência reativa de estator  $Q_1^*$ , que varia conforme a potência ativa de estator varia. A referência de potência reativa, por sua vez, gera uma referência para a corrente  $I_{d2}$ , que é variável, uma vez que  $Q_1^*$  também o é.



Figura 4.3: Referência do Fator de Potência Indutivo de Estator.

O erro na corrente  $I_{d2}$  e o fator de potência de estator <sup>1</sup> podem ser observados na figura 4.4. Atraves de análise dessa figura, percebe-se que, mesmo a referência de potência reativa de estator sendo variável, o controle age de forma que o erro da corrente  $I_{d2}$  seja nulo e o fator de potência é corrigido da maneira desejada.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup>Observar que o fator de potência possui sinal negativo, pois a potência ativa de estator é negativa, por operar como gerador, respeitando a relação:  $FP = P_1/\sqrt{P_1^2 + Q_1^2}$ .



Figura 4.4: Erro  $I_{d2}^* - I_{d2}$  e Fator de potência indutivo de estator.

As correntes e as tensões de rotor no sistema de referência síncrono se encontram na figura 4.5. Observar que a corrente  $I_{d2}$  é positiva e menor que  $V_1/\omega_1 L_m$ , conforme explicitado na tabela 3.3 do capítulo 3.



Figura 4.5: Correntes e tensões de rotor no sistema de referência síncrono.

As potências ativa e reativa de estator se encontram na figura 4.6(a), enquanto as potências ativa e reativa de rotor se encotram na figura 4.6(b). Observar que a potência ativa de estator  $P_1$  é negativa e a potência reativa de estator  $Q_1$  é positiva (fig. 4.6(a)), denotando característica de gerador com fator de potência indutivo. A potência ativa de rotor  $P_2$  é positiva e a potência reativa de rotor  $Q_2$  é negativa, comprovando a análise ilustrada na tabela 3.3 do capítulo 3.



Figura 4.6: Potências durante operação com velocidade supersíncrona e fator de potência indutivo.

A figura 4.7 ilustra no mesmo gráfico a corrente  $I_{q2}$  juntamente com a potência ativa de estator (fig.4.7(a)); e a corrente  $I_{d2}$  juntamente com a potência reativa de estator (fig. 4.7(b)). Observar através da figura 4.7(a) que a curva da potência ativa de estator possui o mesmo formato da curva da corrente  $I_{q2}$ , assim como a curva de potência reativa de estator segue o mesmo formato da curva da corrente  $I_{d2}$ ; comprovando que o controle das potências de estator possui caráter independente.



Figura 4.7: Correntes de rotor e potências de estator.

Na figura 4.8 são apresentadas as curvas de tensão e corrente de estator (fig. 4.8(a)) e as curvas de tensão e conrrente de rotor (fig 4.8(b)). Observar, na figura

4.8(a), que a defasagem entre a corrente  $I_1$  e a tensão  $V_1$  corresponde a  $cos\phi_1 = 0.92$  indutivo.



Figura 4.8: Defasagem entre tensões e correntes, fator de potência indutivo e velocidade supersíncrona.

#### 4.3.2 Potência de eixo Variável

Nesse teste, a potência captada pela turbina é variável obedecendo a uma função linear, de modo que a velocidade da turbina diminua passando pelas diversas faixas de velocidade – supersíncrona, síncrona e subsíncrona. A função da potência de eixo é  $P_{eixo} = 2,500 - 4t$ , na qual t é o tempo. Inicialmente, o rotor gira em curto como um rotor gaiola; a partir de t = 1 segundo, ele é alimentado e o controle é aplicado. Em seguida, são mostrados os resultados da simulção para este teste.

A curva de velocidade e a de torque são ilustradas na figura 4.9. Pode-se observar que a velocidade diminui lineramente, passando por todas as faixas de velocidade. Desde o início da simulação a velocidade está acima da síncrona. Aproximadamente em t = 280s o rotor passa pela velocidade síncrona, adquirindo velocidade subsíncrona após esse instante.



Figura 4.9: Velocidade e Torque.

A referência de fator de potência de estator se encontra na figura 4.10. Pode-se observar que  $Q_1^*$  varia de acordo com  $P_{eixo}$ .



Figura 4.10: Referência do Fator de Potência indutivo de Estator.

O erro na corrente  $I_{d2}$  e o fator de potência de estator podem ser observados na figura 4.11. Como na seção anterior, o controle atua da maneira desejada.



(a) Erro na referência de corrente  $I_{d2}$ 

(b) Fator de Potência de Estator (Ver nota da página 62)

Figura 4.11: Erro  $I_{d2}^* - I_{d2}$  e Fator de potência indutivo de estator.

As correntes de rotor no sistema de referência síncrono se encontram na figura 4.12. Observar que a corrente  $I_{d2}$  é sempre menor que  $V_1/\omega_1 L_m$ , embora aumente, à medida que a velocidade diminui, porém nunca passando desse valor; e a corrente  $I_{q2}$  é sempre positiva. Esse comportamento pode ser observado nas tabelas 3.3, 3.1 e 3.2, respectivamente, do capítulo 3.



Figura 4.12: Correntes de rotor no sistema de referência síncrono.

e as tensões de rotor no sistema de referência síncrono se encontram na figura 4.13



Figura 4.13: Tensões de rotor no sistema de referência síncrono.

As potências ativa e reativa de estator se encontram na figura 4.14(a), enquanto as potências ativa e reativa de rotor se encotram na figura 4.14(b). Observar na figura 4.14(a) que a potência ativa de estator é sempre negativa e seu valor absoluto diminui conforme a velocidade também diminui; e a potência reativa de estator é sempre positiva, o que caracteriza a operação de gerador com fator de potência indutivo. A potência ativa de rotor (fig. 4.14(b)) é sempre positiva e diminui coforme a velocidade diminui. A potência reativa de rotor é negativa enquanto a velocidade do rotor se encontra acima da síncrona (tabela 3.3 do capítulo 3), é nula quando a velocidade é síncrona (tabela 3.1 do capítulo 3) e positiva quando a velocidade é subsíncrona (tabela 3.2 do capítulo 3).



Figura 4.14: Potências durante operação com fator de potência indutivo.

Na figura 4.15 são apresentados detalhes das curvas de tensão e corrente de estator no começo do controle (fig. 4.15(a)) e no final do controle (fig 4.15(b)). Observar que a defasagem entre a tensão e a corrente é sempre a mesma, comprovando que o controle opera corretamente. A corrente de estator diminui à medida que a velocidade também diminui. A figura mostrando todo o intervalo da simulação não é possível ser exibida, pois a escala de tempo não permite observar a senóide de tensão e corrente, assim como a defasagem entre as mesmas.



Figura 4.15: Defasagem entre tensões e correntes de estator, fator de potência indutivo e potência de eixo variável.

Na figura 4.16 são apresentadas as curvas de tensão e corrente de rotor no começo do controle (fig. 4.16(a)) e no final do controle (fig 4.16(b)). Observar que a magnitude da corrente de rotor (curva em azul) diminui e a magnitude da tensão de rotor (curva em vermelho) aumenta pouco. A defasagem entre a tensão e a corrente diminui.



Figura 4.16: Defasagem entre tensões e correntes de rotor, fator de potência indutivo e potência de eixo variável.

Em dado momento nesse teste, a máquina sai da faixa de velocidade supersíncrona e vai para a faixa de velocidade subsíncrona, passando pela velocidade síncrona. Essa transição está ilustrada na figura 4.17



Figura 4.17: Tensões e correntes de rotor durante a passagem pela velocidade síncrona; operação com fator de potência indutivo.

## 4.4 Operação com Fator de Potência Capacitivo

Nesta seção, apresenta-se os resultados dos testes para o fator de potência FP = 0.92 capacitivo, com potência de eixo constante e com potência de eixo variável.

#### 4.4.1 Potência de eixo Constante

Sendo a potência de eixo constante e igual a  $P_{eixo} = 2.5kW$ , o controle é aplicado após 1 segundo juntamente com a alimentação do rotor. Em seguida, são mostrados os resultados da simulção para este teste.

A curva de velocidade e a de torque são ilustradas na figura 4.18. Observar que o rotor gira com velocidade abaixo da síncrona ( $\omega_{sinc} = 188.5 \ rad \ mec/s$ ).



(a) Velocidade do rotor em radianos mecânicos por segundo

(b) Torque Eletromagnético

Figura 4.18: Velocidade subsíncrona e Torque.

O erro na corrente  $I_{d2}$  e o fator de potência de estator podem ser observados na figura 4.19. Embora a referência de potência reativa de estator seja variável, o controle age de forma que o erro da corrente  $I_{d2}$  seja nulo e o fator de potência é corrigido da maneira desejada.



Figura 4.19: Erro  $I_{d2}^* - I_{d2}$  e Fator de potência capacitivo de estator.

As correntes e as tensões de rotor no sistema de referência síncrono se encontram na figura 4.20. Observar que as correntes de rotor são positivas e que a corrente  $I_{d2}$ é maior que  $V_1/\omega_1 L_m$ , como ilustrado na tabela 3.2 do capítulo 3.



Figura 4.20: Correntes e tensões de rotor no sistema de referência síncrono.

As potências ativa e reativa de estator se encontram na figura 4.21(a), enquanto as potências ativa e reativa de rotor se encotram na figura 4.21(b). Observar que as potências ativa  $P_1$  e reativa de estator  $Q_1$  são negativas (figura 4.21(a)), denotando característica de gerador com fator de potência capacitivo. As potências ativa  $P_2$  e reativa de rotor  $Q_2$  são positivas, comprovando a análise ilustrada na tabela 3.2 do capítulo 3



Figura 4.21: Potências durante operação com velocidade subsíncrona e fator de potência capacitivo.

A figura 4.22 ilustra a corrente  $I_{q2}$  no mesmo gráfico que a potência ativa de estator (fig.4.22(a)); e a corrente  $I_{d2}$  no mesmo gráfico que a potência reativa de estator (fig. 4.22(b)). Observar que a curva da potência ativa de estator possui o mesmo formato da curva da corrente  $I_{q2}$ , assim como a curva de potência reativa de estator segue o mesmo formato da curva da corrente  $I_{d2}$ , comprovando que o controle das potências de estator possuem caráter independente.



Figura 4.22: Correntes de rotor e potências de estator.

Na figura 4.23 são apresentadas as curvas de tensão e corrente de estator (fig. 4.23(a)) e as curvas de tensão e conrrente de rotor (fig 4.23(b)). Observar, na figura

4.23(a), que a defasagem entre a corrente  $I_1$  e a tensão  $V_1$  corresponde a  $cos\phi_1 = 0.92$  capacitivo.



Figura 4.23: Defasagem entre tensões e correntes, fator de potência capacitivo e velocidade subsíncrona.

#### 4.4.2 Potência de eixo Variável

Nesse teste, de maneira similar à seção 4.3.2 a potência de eixo é variável, porém a função é  $P_{eixo} = 2,500 + 4t$ . No início do controle, o rotor passa a girar com velocidade subsíncrona e, conforme a potência de eixo aumenta, o rotor passa pelas outras faixas de velocidade – síncrona e supersíncrona. Em seguida, são mostrados os resultados da simulção para este teste.

A curva de velocidade e a de torque são ilustradas na figura 4.24. Inicialmente o rotor gira com velocidade subsíncrona, porém a velocidade aumenta à medida que a potência de eixo também aumenta. Aproximadamente em t = 270s o rotor alcança a velocidade síncrona e depois a faixa de velocidade supersíncrona.



Figura 4.24: Velocidade e Torque.

O erro na corrente  $I_{d2}$  e o fator de potência de estator podem ser observados na figura 4.25. Novamente o controle opera da maneira desejada, mesmo que a referência de corrente  $I_{d2}^*$  seja variável.



Figura 4.25: Erro  $I_{d2}^* - I_{d2}$  e Fator de potência capacitivo de estator.

As correntes e tensões de rotor no sistema de referência síncrono se encontram na figura 4.26. Observar que as correntes de rotor são positivas e que a corrente  $I_{d2}$ é maior que  $V_1/\omega_1 L_m$  em todas as faixas de velocidade, conforme consta dedução ilustrada nas tabelas 3.2, 3.1 e 3.3 do capítulo 3.



Figura 4.26: Correntes e tensões de rotor no sistema de referência síncrono.

As potências ativa e reativa de estator se encontram na figura 4.27(a), enquanto as potências ativa e reativa de rotor se encotram na figura 4.27(b). Como característica de gerador com fator de potência capacitivo, tanto a potência ativa como a reativa de estator são negativas e têm seus valores absolutos aumentados à medida que a potência de eixo aumenta. A potência ativa de rotor é positiva e a potência reativa de rotor é positiva quando a velocidade é subsíncrona; nula quando a máquina passa pela velocidade síncrona; e negativa quando a velocidade é supersíncrona, de acordo com a dedução descrita nas tabelas 3.2, 3.1 e 3.3, respectivamente, do capítulo 3.



Figura 4.27: Potências durante operação com fator capacitivo.

Na figura 4.28 são apresentadas as curvas de tensão e corrente de estator no começo do controle (fig. 4.28(a)) e no final do controle (fig 4.28(b)). Observar que

tanto no início da simulação, com velocidade subsíncrona, quanto no final, com velocidade supersíncrona, a defasagem entre a tensão e a corrente de estator é a mesma, correspondente ao fator de potência  $cos\phi_1 = 0.92$  capacitivo, porém a corrente de estator diminui à medida que a velocidade aumenta.



Figura 4.28: Defasagem entre tensões e correntes de estator, fator de potência capacitivo e potência de eixo variável.

Na figura 4.29 são apresentadas as curvas de tensão e corrente de rotor no começo do controle (fig. 4.29(a)) e no final do controle (fig 4.29(b)). Tanto a tensão como a corrente de rotor diminuem à medida que a velocidade aumenta. Observa-se também que a defasagem entre a tensão e a corrente de rotor diminui até que seja praticamente zero.



Figura 4.29: Defasagem entre tensões e correntes de rotor, fator de potência capacitivo e potência de eixo variável.

O momento em que a máquina sai da faixa de velocidade subsíncrona e vai para a faixa supersíncrona, passando pela velocidade síncrona está ilustrada na figura 4.30.



Figura 4.30: Tensões e correntes de rotor durante a passagem pela velocidade síncrona; operação com fator de potência capacitivo.

### 4.5 Operação com Fator de Potência Unitário

Em seguida, apresenta-se os resultados dos testes para o fator de potência unitário, ou seja, FP = 1.00, com potência de eixo constante e com potência de eixo variável.

#### 4.5.1 Potência de eixo Constante

A potência de eixo é constante e igual a  $P_{eixo} = 2.5kW$ . Como nas seções anteriores, a alimentação do rotor e o controle são aplicados após 1 segundo. Em seguida, são mostrados os resultados da simulção.

A curva de velocidade e a de torque são ilustradas na figura 4.31. Observar que o rotor gira com velocidade acima da síncrona ( $\omega_{sinc} = 188.5 \ rad \ mec/s$ ).



Figura 4.31: Velocidade supersíncrona e Torque.

O erro na corrente  $I_{d2}$  e o fator de potência de estator podem ser observados na figura 4.32. O erro da corrente  $I_{d2}$  é nulo e o fator de potência é corrigido da maneira desejada, ainda que a referência de potência reativa de estator seja variável.



Figura 4.32: Erro  $I_{d2}^* - I_{d2}$  e Fator de potência unitário de estator.

As correntes e as tensões de rotor no sistema de referência síncrono se encontram na figura 4.33. Como descrito na tabela 3.3 do capítulo 3, as correntes de rotor são positivas e a corrente  $I_{d2}$  é igual a  $V_1/\omega_1 L_m$ .



Figura 4.33: Correntes e tensões de rotor no sistema de referência síncrono.

As potências ativa e reativa de estator se encontram na figura 4.34(a), enquanto as potências ativa e reativa de rotor se encotram na figura 4.34(b). Observar que a potência ativa de estator  $P_1$  é negativa e a potência reativa de estator  $Q_1$  é nula (figura 4.34(a)), denotando característica de gerador com fator de potência unitário. A potência ativa de rotor  $P_2$  é positiva e a potência reativa de rotor  $Q_2$  é negativa, comprovando a análise ilustrada na tabela 3.3 do capítulo 3



Figura 4.34: Potências durante operação com velocidade supersíncrona e fator de potência unitário.

A figura 4.35 ilustra gráficos contendo a corrente  $I_{q2}$  e a potência ativa de estator (fig.4.35(a)); e a corrente  $I_{d2}$  e a potência reativa de estator (fig. 4.35(b)). Observar através da figura 4.35(a) que a curva da potência ativa de estator possui o mesmo formato da curva da corrente  $I_{q2}$ , assim como a curva de potência reativa de estator segue o mesmo formato da curva da corrente  $I_{d2}$ , comprovando que o controle das potências de estator possuem caráter independente.



Figura 4.35: Correntes de rotor e potências de estator.

Na figura 4.36 são apresentadas as curvas de tensão e corrente de estator (fig. 4.36(a)) e as curvas de tensão e conrrente de rotor (fig 4.36(b)). Observar, na figura 4.36(a), que a defasagem entre a corrente  $I_1$  e a tensão  $V_1$  corresponde a 180<sup>0</sup>, ou seja  $cos\phi_1 = -1$ , lembrando que a convenção seguida é a de receptor.



Figura 4.36: Defasagem entre tensões e correntes, fator de potência unitário e velocidade supersíncrona.

#### 4.5.2 Potência de eixo Variável

Nesse teste, a potência de eixo é variável obedecendo à função linear  $P_{eixo} = 2,500 - 4t$ , de modo que a velocidade da turbina diminua passando pelas diversas faixas de velocidade – supersíncrona, síncrona e subsíncrona. Como nas seções anteriores, o controle e a alimentação do rotor são aplicados a partir de t = 1 segundo. Em seguida, são mostrados os resultados dessa simulção.

A curva de velocidade e a de torque são ilustradas na figura 4.37. Inicialmente a velocidade da máquina é supersíncrona, porém, à medida que a potência de eixo diminui, a velocidade também diminui. A velocidade se torna síncrona em aproximadamente t = 130s, e após esse momento, se torna subsíncrona.



(a) Velocidade do rotor em radianos mecânicos (b) Torque Eletromagnético por segundo

Figura 4.37: Velocidade e Torque.

O erro na corrente  $I_{d2}$  e o fator de potência de estator podem ser observados na figura 4.38. Mesmo que a referência de potência reativa de estator seja variável, o controle age de forma que o erro da corrente  $I_{d2}$  seja nulo e o fator de potência seja corrigido da maneira desejada.



Figura 4.38: Erro  $I_{d2}^* - I_{d2}$  e Fator de potência unitário de estator.

As correntes e tensões de rotor no sistema de referência síncrono se encontram na figura 4.39. Observar que a corrente  $I_{d2}$  é constante e igual a  $V_1/\omega_1 L_m$  em todas as faixas de velocidade; e a corrente  $I_{q2}$  é sempre positiva, comprovando a análise descrita nas tabelas 3.3, 3.1 e 3.2 do capítulo 3.



Figura 4.39: Correntes e tensões de rotor no sistema de referência síncrono.

As potências ativa e reativa de estator se encontram na figura 4.40(a), enquanto as potências ativa e reativa de rotor se encotram na figura 4.40(b). Observar que a potência reativa de estator é sempre nula e que a potência ativa de estator é sempre negativa, o que caracteriza operação de gerador com fator de potência unitário. A potência ativa de rotor é sempre positiva e a potência reativa de rotor é negativa enquanto a velocidade é supersíncrona; nula quando a velocidade se torna síncrona; e positiva para velocidade subsíncrona, como descrito anteriormente nas tabelas 3.3, 3.1 e 3.2.



Figura 4.40: Potências durante operação com fator de potência unitário.

Na figura 4.41 são apresentadas as curvas de tensão e corrente de estator no começo do controle (fig. 4.41(a)) e no final do controle (fig 4.41(b)). Observar a defasagem de  $180^{\circ}$  entre a tensão e a corrente, além de que a corrente de estator diminui à medida que a velocidade também diminui.



(a) Defasagem entre  $V_1$  e  $I_1$  - início



Figura 4.41: Defasagem entre tensões e correntes de estator, fator de potência unitário e potência de eixo variável.

Na figura 4.42 são apresentadas as curvas de tensão e corrente de rotor no início do controle (fig. 4.42(a)) e no final do controle (fig 4.42(b)). Tanto a corrente como

a tensão de rotor diminuem à medida que a velocidade diminui. A defasagem entre tensão e corrente também diminuem.



Figura 4.42: Defasagem entre tensões e correntes de rotor, fator de potência unitário e potência de eixo variável.

A passagem pela velocidade síncrona está ilustrada na figura 4.43. Nesse momento a máquina deixa a faixa de velocidade supersíncrona e entre na faixa de velocidade subsíncrona.



Figura 4.43: Tensões e correntes de rotor durante a passagem pela velocidade síncrona; operação com fator de potência unitário.

## 4.6 Curva V

No que diz respeito ao fator de potência, um gráfico muito utilizado para a máquina síncrona conectada ao barramento infinito é a chamada curva V; ela mostra

como ocorre a variação da magnitude da corrente de estator em função da corrente de excitação, para uma dada potência ativa; geralmente, é sobreposta a ela a linha do fator de potência constante.

Com os dados da máquina de indução (ver apêndice A) foi simulada a operação do GIDA com potências de -3 kW, -2, 5 kW e -0, 5 kW para fatores de potência indutivo, capacitivo e unitário, resultando a curva V da figura 4.44.



Figura 4.44: Curva V.

### 4.7 Conclusão

Pode-se comprovar através de simulações que o controle das potências ativa e reativa de estator são realizadas de forma independente, ou seja, a corrente  $I_{q2}$  altera somente a potência ativa de estator  $P_1$  e a corrente  $I_{d2}$  altera somente a potência reativa de estator  $Q_1$ . Outro fato importante comprovado foi que a máquina, durante a simulção, se comporta da maneira prevista e deduzida no capítulo 3.

# Capítulo 5

# Conclusão

## 5.1 Conclusões finais

A orientação de fluxo do rotor e a do fluxo de entreferro não resultam em controle independente de potência ativa e potência reativa de estator. Seguindo a orientação do fluxo de rotor  $P_1 \in Q_1$  são funções de  $I_{d1}$  e de  $I_{q2}$ ,  $P_2$  é função de  $I_{d2}$ ,  $I_{q2} \in \omega_2 \in Q_2$  é função de  $I_{d2} \in \omega_2$ . Seguindo a orientação do fluxo de entreferro  $P_1$  é função de  $I_{d1}$ ,  $I_{d2}$  e de  $I_{q2}$ ,  $Q_1$  é função de  $I_{d1} \in I_{q2}$ ,  $P_2$  é função de  $I_{d1}$ ,  $I_{q1}$ ,  $I_{d2}$ ,  $I_{q2} \in \omega_2$  e função de  $I_{d1}$ ,  $I_{d2}$ ,  $I_{q2} \in \omega_2$ .

Somente a orientação do fluxo de estator resulta em controle independente de potência ativa e reativa de estator, sendo  $P_1$  função de  $I_{q2}$ ,  $Q_1$  é função de  $I_{d2}$ ,  $P_2$  é função de  $I_{d2}$ ,  $I_{q2}$  e  $\omega_2$  e  $Q_2$  é função de  $I_{d2}$ ,  $I_{q2}$  e  $\omega_2$ . Disso, entende-se que a orientação de fluxo de estator é a mais apropriada para esse controle com a máquina de indução duplamente alimentada conectada à barra infinita.

As potências terminais de rotor têm também a função de fazer o balanço do fluxo de potência no estator. O sentido do fluxo de potência nos terminais do rotor depende do escorregamento, da magnitude e da fase das correntes de rotor.

O que se conclui sobre o sentido do fluxo de potência com relação à velocidade, é que para velocidades maiores do que a síncrona, portanto escorregamento negativo, o sentido das grandezas de rotor se opõe ao sentido das mesmas para velocidades menores que a síncrona. Por isso, segundo a óptica do estator, o comportamento do rotor é visto pelo estator de maneira oposta ao seu comportamento real.

- 5.2 Sugestões para trabalhos futuros
  - A implementação experimental dos estudos realizados e das simulações do gerador de indução duplamente alimentado.
  - Simulações e implementação experimental do motor de indução duplamente alimentado.
  - Estudo mais aprofundado da máquina de indução duplamente alimentada operando como compensador de reativos, simulações e implementação experimental.

# APÊNDICE A

# Dados da Máquina de Indução com Rotor de Anel Utilizada na Simulação

Tensão nominal de estator:  $V_n = 220V(\Delta) = 127V(Y)$ Corrente nominal de estator:  $I_n = 9A$ Resistência de estator:  $R_1 = 0, 7\Omega(Y)$ Resistência de rotor referida ao estator:  $R'_2 = 1\Omega$ Indutância de dispersão de estator:  $L_{l1} = 5,21mH$ Indutância de dispersão de rotor referida ao estator:  $L'_{l2} = 5,21mH$ Indutância de magnetização:  $L_m = 65, 45mH$ Frequência nominal de estator:  $f_1 = 60Hz$ Ptência nominal de estator:  $P_n = 2,24kW$ Velocidade mecânica nominal:  $N_n = 1680RPM(\omega_n = 176rad/s)$ Torque nominal:  $T_n = 12,73Nm$ Escorregamento nominal:  $s_n = 0,067$ Fator de potência nominal:  $FP_n = 0, 8$ Constante de inércia:  $J = 0,05kgm^2$ Potência de perdas rotacionais:  $P_r = 65,37W$ Torque de poerdas rotacionais:  $T_r=0,35 Nm$ 

## Referências Bibliográficas

- Akpinar, E., Pillay, P. e Ersak, A. (1993). Calculation of the overlap angle in slip energy recovery drives using a d,q/abc model, *IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 8, pag. 229-235*.
- Barkle, J. e Ferguson, R. (1996). Induction generator theory and application, *IEE Proceedings- Electric Power Applications*.
- Bim, E. (2005). Curso de Acionamentos Elétricos, UNICAMP.
- Bogalecka, E. e Krzeminski, Z. (1993). Control systems of doubly-fed induction machine supplied by current controlled voltage source inverter.
- Borges da Silva, L., Nakashima, K., Lambert Torres, G., Ferreira da Silva, V., Olivier, G. e April, G. (1991). Improving performance of slip-recovery drive: An approach using fuzzy techniques.
- Brady, F. (1984). A mathematical model for the doubly-fed wound rotor generator, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-103, pag. 798-802.
- Cadirci, I. e Ermis, M. (1992). Double-output induction generator operating at subsynchronous and supersynchronous speeds: steady-state performance optimisation and wind-energy recovery, *IEE Proceedings B Electric Power Applications*, *Vol. 139, pag. 429-442.*
- Congwei, L., Haiqing, W., Xudong, S. e Fahai, L. (2001). Research of stability of double fed induction motor vector control system, *Proceedings of the Fifth International Conference on Electrical Machines and Systems, 2001. ICEMS* 2001, pag. 1203-1206.

- Datta, R. e Ranganathan, V. (1999). Decoupled control of active and reactive power for a grid-connected doubly-fed wound rotor induction machine without position sensors.
- Datta, R. e Ranganathan, V. (2001). Direct power control of grid-connected wound rotor induction machine without rotor position sensors, *IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 16, pag. 390-399*.
- Datta, R. e Ranganathan, V. (2002). Variable-speed wind power generation using doubly fed wound rotor induction machine - a comparison with alternative schemes, *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Vol. 17, pag. 414-421.
- de Mello, F. e Hannet, L. (1981). Large scale induction generators for power systems, IEE Transactions on Power Apparatus and Systems.
- Hayashi, Y., Sato, N. e Funaki, S. (1983). Self-excited induction generator paralleled to ac power lines through dc-link converters, *IPEC Tokyo*.
- Hinrichsen, E. (1984). Controls for variable pitch wind turbine generators, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol PAS-103, pag. 886-892.
- Holmes, P., Elsonbaty, N. e Phil, M. (1984). Cycloconvertor-excited divided-winding doubly-fed machine as a wind-power convertor, *IEE Proceedings B Electric Power Applications, Vol 131, pag. 61-69.*
- Ioannides, M. G. (1991). Doubly fed induction machine state variables model and dynamic response, *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Vol. 6, pag. 55-61
- Ioannides, M. G. e Tegopoulos, J. (1988). Optimal efficiency slip-power recovery drive, IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 3, pag. 342-348.
- Ioannides, M. G. e Tegopoulos, J. (1990). Generalized optimization slip power recovery drives, *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Vol. 5, pag. 91-97
- Kawabata, Y., Ejiogu, E. e Kawabata, T. (1999). Vector-cpmtrolled double-inverterfed wound-rotor induction motor suitable for high-power drives.
- Kikuchi, J., Manjrekar, M. e Lipo, T. (1999). Performance improvement of half controlled three phase pwm boost rectifier.

- Kim, E.-H., Kim, J.-H. e Lee, G.-S. (2001). Power factor control of a doubly fed induction machine using fuzzy logic.
- Kim, E.-H., Oh, S.-B., Kim, Y.-H. e Kim, C.-S. (2000). Power control of a doubly fed induction machine without rotational transducers.
- Lecocq, D., Lataire, P. e Wymeersch, W. (1993). Application of the double fed asynchronous motor (dfam) in variable-speed drives, *Fifth European Conference* on Power Electronics and Applications, pag. 419-423.
- Leonhard, W. (1985). Control of Electrical Drives, Springer-Verlag.
- Levy, D. (1996). Stand alone induction generators, *Electric Power Systems Research*
- Liao, F., Sheng, J. e Lipo, T. (1991). A new energy recovery scheme for doubly fed, adjustable-speed induction motor drives, *IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 27, pag. 728-733*.
- Machmoum, M., Cherkaoui, M., le Doeuff, R. e Sargos, F. (1991). Steady state analysis and experimental investigation of a doubly-fed induction machine supplied by a 'current-source' cycloconverter in the rotor.
- Machmoum, M., Poitiers, F., Darengosse, C. e Queric, A. (2002). Dynamic performances of a doubly-fed induction machine for a variable-speed wind energy generation.
- Matsch, L. W. e Morgan, J. D. (1987). *Electromagnetic and Electromechanical Machines*, third edn, John Wiley & Sons.
- Miller, W., Kolatorowicz, E. e Erdelyi, E. (1958). The limitations of induction generators in constant-frequency aircraft systems, *AIEE*.
- Müller, S., Deicke, M. e De Doncker, R. W. (2000). Adjustable speed generators for wind turbines based on doubly-fed induction machines and 4-quadrant ight converters linked to the rotor, *Conference Record of the 2000 IEEE Industry Applications Conference, pag. 2249-2254.*
- Mohammed, O., Liu, Z. e Liu, S. (2005). A novel sensorless control strategy of doubly fed induction motor and its examination with the physical modeling of machines, *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 41, pag. 1852-1855.

- Morel, L., Godfroid, H., Mirazaian, A. e Kauffmann, J. (1998). Double-fed induction machine: converter optimisation and field oriented control without position sensor, *IEE Proceedings- Electric Power Applications*.
- Niiranen, J. (2004). Voltage dip ride through of a doubly-fed generator equipped with an active crowbar, *Nordic Wind Power Conference*.
- Norheim, I., Uhlen, K., Tande, J. O., Toftevaag, T. e Pálsson, M. (2004). Doubly fed induction generator model for power system simulation tools, Nordic Wind Power Conference.
- Ooi, B. e David, R. (1979). Induction-generator/synchronous-condenser system for wind-turbine power, *IEE Proceedings*.
- Panda, D., Benedict, E., Venkataramanan, G. e Lipo, T. (2001). A novel control strategy for the rotor side control of a doubly-fed induction machine.
- Panda, D. e Lipo, T. (2003). Reduced switch count double converter fed wound rotor induction machine drive for wind energy application.
- Pena, R., Clare, J. e Asher, G. (1996). Doubly fed induction generator using backto-back pwm converters and its application to variable-speed wind-energy generation, *IEE Proceedings- Electric Power Applications, Vol. 143, pag. 231-241*
- Peresada, S., Tilli, A. e Tonielli, A. (1999a). Dynamic output feedback linearizing control of a doubly-fed induction motor, *Proceedings of the IEEE International* Symposium on Industrial Electronics, 1999. ISIE '99, pag. 1256-1260.
- Peresada, S., Tilli, A. e Tonielli, A. (1999b). Robust output feedback control of a doubly-fed induction machine, The 25th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society. IECON '99 Proceedings.
- Rabelo, B. e Hofmann, W. (2001). Optimal active and reactive power control with the doubly-fed induction generator in the mw-class wind-turbines, 4th IEEE International Conference on Power Electronics and Drive Systems, pag. 53-58.
- Rahim, A. (1993). Stabilizing controls for a doubly fed synchronous-induction machine, *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Vol. 3, pag. 799-805.
- Riaz, M. (1959). Energy-conversion properties of induction machines in variablespeed constant-frequency generating systems, AIEE Transactions, pag. 25-30
- Rubira, S. e McCulloch, M. (1998). Control of doubly fed wind generators connected to the grid by asymmetric transmission lines.
- Stratton, L. e Chirgwin, K. (1959). Variable-speed constant-frequency generator system for aircraft, *AIEE*.
- Tapia, A., Tapia, G., Ostolaza, J., Saenz, J., Criado, R. e Berasategui, J. (2001a). Reactive power control of a wind farm made up with doubly fed induction generators. i, *IEEE Porto Power Tech Proceedings*.
- Tapia, A., Tapia, G., Ostolaza, J., Saenz, J., Criado, R. e Berasategui, J. (2001b). Reactive power control of a wind farm made up with doubly fed induction generators. ii, *IEEE Porto Power Tech Proceedings*.
- Tsao, T. e Tsang, N. (1951). The squirrel-cage induction generation.
- Vas, P. (1992). Electrical Machines and Drives, Oxford Science Publications.
- Vasudevan, K. e Sasidhara Rao, P. (1996). A modular approach to the simulation of doubly-fed induction machine systems.
- Vicatos, M. e Tegopoulos, J. (1989). Steady state analysis of a doubly-fed induction generator under synchronous operation, *IEEE Transactions on Energy Conver*sion.
- Watson, D. (1978). Electric power conversion from self-excited induction generators, IEE Proceedings.
- Xu, L. e Cheng, W. (1995). Torque and reactive power control of a doubly fed induction machine by position sensorless scheme, *IEEE Transactions on Industry Applications, pag. 496-502*.
- Xu, L. e Tang, Y. (1993). A flexible active and reactive power control strategy for a variable speed constant frequency generating system, *IEEE Transactions on Power Electronics, pag. 568-573*.