



**COPPE/UFRJ**

MODELAGEM E SIMULAÇÃO DA MÁQUINA DE INDUÇÃO DE DUPLA  
ALIMENTAÇÃO EM CASCATA SEM ESCOVAS

Jorge Ney Belo da Silva

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Elétrica, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Orientador: Richard Magdalena Stephan

Rio de Janeiro  
Setembro de 2009

MODELAGEM E SIMULAÇÃO DA MÁQUINA DE INDUÇÃO DE DUPLA  
ALIMENTAÇÃO EM CASCATA SEM ESCOVAS

Jorge Ney Belo da Silva

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO  
LUIZ COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA  
(COPPE) DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE  
DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE  
EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA ELÉTRICA.

Aprovada por:

---

Prof. Richard Magdalena Stephan, Dr.-Ing.

---

Prof. Antônio Carlos Ferreira, Ph.D.

---

Profa. Maria Dias Bellar, Ph.D.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL  
SETEMBRO DE 2009

Silva, Jorge Ney Belo da

Modelagem e Simulação da Máquina de Indução de Dupla alimentação em Cascata Sem escovas/ Jorge Ney Belo da Silva. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2009.

XVI, 102 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Richard Magdalena stephan

Dissertação (mestrado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Elétrica, 2009.

Referências Bibliográficas: p. 97-102.

1. Máquina de Dupla Alimentação. 2. Energia Eólica.  
3. Aerogerador. I. Stephan, Richard Magdalena. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Elétrica. III. Título.

Dedico este trabalho a todos aqueles que me deram apoio, especialmente  
minhas irmãs e minha mãe, Lucy.

“Quem vence sem lágrimas e dificuldades triunfa sem humildade. Quem triunfa  
sem humildade nunca valorizará os demais competidores. Por mais que sejamos  
vencedores no jogo da vida, a morte sempre vencerá.” A. Cury

# Agradecimentos

Agradeço a Deus por ter me concedido a possibilidade de estudar, dando-me força e coragem para enfrentar os problemas inerentes a vida de estudante.

A minha mãe, por me orientar para os caminhos da vida, mostrando-me as melhores opções a serem seguidas. Obrigado por ser exemplo e fonte de inspiração e minha motivação para realizar cada vez mais.

A todos os meus amigos do Laboratório de Eletrônica de Potência (ELEPOT). Considero vocês responsáveis pela alegria, motivação e pelos bons momentos que tenho quando estou no laboratório. Todos vocês têm uma parcela de responsabilidade pela realização deste trabalho.

Aos professores do Grupo de Eletrônica de Potência, pela atenção, comprometimento e dedicação. Obrigado pela confiança, pelo apoio e motivação, desde o início do curso de mestrado.

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

MODELAGEM E SIMULAÇÃO DA MÁQUINA DE INDUÇÃO DE DUPLA  
ALIMENTAÇÃO EM CASCATA SEM ESCOVAS

Jorge Ney Belo da Silva

Setembro/2009

Orientador: Richard Magdalena Stephan

Programa: Engenharia Elétrica

Este trabalho apresenta um estudo básico sobre a máquina de indução de dupla alimentação em cascata formada a partir da união de duas máquinas de indução de rotor bobinado conectadas em cascata, constituindo a MICDAS (Máquina de Indução em Cascata Duplamente Alimentada Sem escovas). O princípio de funcionamento desta máquina é abordado, destacando-se suas características, vantagens, desvantagens. Além disso, são apresentadas propostas de aplicação. A evolução histórica da MICDAS também é ressaltada neste trabalho. Foram realizadas simulações da MICDAS como motor considerando diferentes situações. Os fluxos de potência ativa em ambas as máquinas é analisado através de simulações. Apresenta-se um trabalho de modelagem, ressaltando-se as equações matemáticas utilizadas nas estratégias de controle para o caso em que esta máquina é proposta como gerador eólico. Destacam-se, por meio de simulações, as estratégias de controle orientado pelo campo e o uso de conversores estáticos de potência. A validade das estratégias de controle propostas foi realizada por meio de simulações digitais utilizando o *software* de transitórios eletromagnéticos PSCAD/EMTDC™.

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

MODELING AND SIMULATION OF THE CASCADED BRUSHLESS DOUBLY  
FED INDUCTION MACHINE

Jorge Ney Belo da Silva

September/2009

Advisor: Richard Magdalena Stephan

Department: Electrical Engineering

This work presents a basic study on the Cascaded Brushless Doubly Fed Induction Machine (CBDFM), which is composed of the cascaded connection of two wound rotor induction machines. The working principle of this machine is introduced, highlighting its characteristics, advantages and disadvantages. Moreover, application areas are proposed. The historic evolution of the CBDFM is also addressed in this work. Digital simulations of the CBDFM working as a motor for different cases are shown. The active power flow in both machines is analysed by means of simulation. The modeling is described showing the mathematical equations used in the control system for the case in which the CBDFM is proposed as a wind power generator. The field oriented control strategy and the use of power electronic converters are emphasized with simulation results. The validation of the proposed control strategy was done through simulation using the electromagnetic transitory software PSCAD/EMTDC™.

# Índice

<b>CAPÍTULO 1 Introdução .....</b>	<b>1</b>
1.1. Motivação .....	5
1.2. Objetivos.....	6
1.3. Estrutura do texto .....	6
<b>CAPÍTULO 2 Estado da Arte da Energia Eólica.....</b>	<b>8</b>
2.1. Princípios básicos da energia eólica .....	15
2.2. Composição dos Aerogeradores .....	15
2.3. Turbinas eólicas com controle de passo e estol.....	17
2.4. Conversão da energia eólica .....	18
2.4.1. Particularidades de uma turbina de 4kW .....	20
2.5. Principais Grupos Eólico-Elétricos de Geração de Energia Elétrica.....	23
2.5.1. Gerador conectado diretamente à rede elétrica com velocidade fixa .....	24
2.5.2. Gerador conectado à rede elétrica através de conversor.....	25
2.5.3. Gerador assíncrono trifásico de rotor bobinado duplamente alimentado com escovas.....	26
2.5.4. Gerador síncrono trifásico ligado à rede através de conversor sem multiplicador de velocidade .....	28
2.5.5. Gerador assíncrono trifásico duplamente alimentado sem escovas.....	29
<b>CAPÍTULO 3 MICDAS.....</b>	<b>31</b>
3.1. Evolução das Máquinas Duplamente Alimentadas .....	31
3.2. Funcionamento do arranjo da MICDAS.....	35
3.3. Modelo matemático da MICDAS.....	37
3.4. Relação entre tensões e correntes do circuito da MICDAS.....	41
3.5. Fluxos de potência no sistema da MICDAS.....	47
3.6. Relação dos torques no arranjo da MICDAS .....	50
<b>CAPÍTULO 4 Simulações e Resultados .....</b>	<b>50</b>
4.1. Simulação da MICDAS como motor .....	53
4.1.1. Estator da máquina de controle alimentado com fonte CC .....	55
4.1.2. Imposição de tensão e frequência nos terminais do estator da máquina de controle através de conversor .....	59
4.1.3. Imposição de torque de carga na MICDAS.....	64

4.2.	Simulação do fluxo de potência na MICDAS .....	66
4.3.	Simulação da MICDAS como gerador eólico através do uso da técnica de controle vetorial.....	72
4.3.1.	Descrição da configuração do sistema simulado.....	72
4.3.2.	Resultado das simulações da MICDAS como gerador eólico.....	86
4.4.	Conclusões parciais .....	91
<b>CAPÍTULO 5 Conclusões e trabalhos futuros.....</b>		<b>94</b>
5.1.	Conclusões finais.....	94
5.2.	Trabalhos futuros.....	96
<b>Referências Bibliográficas.....</b>		<b>97</b>

# Índice de Figuras

Fig. 1: Arranjo da MICDAS.....	4
Fig. 2: Gráfico da participação dos tipos de geradores no mercado mundial de potência instalada anualmente. ....	10
Fig. 3: Turbina eólica de alta potência - Enercon E-126 com potência de 7MW e diâmetro de 126m, [16]. ....	11
Fig. 4: - Gráfico das maiores turbinas eólicas comerciais do mundo.....	12
Fig. 5: Panorama mundial da potência eólica instalada em 2008.....	13
Fig. 6: Panorama da energia eólica na America Latina em 2008, destacando os cinco países líderes.....	14
Fig. 7: Potência eólica instalada acumulada no período de 1996-2008. ....	14
Fig. 8: Aerogerador e suas principais partes.....	16
Fig. 9: Gráfico comportamental de $C_p$ em relação a $\lambda$ e $\beta$ , [22].....	19
Fig. 10: Gráfico da trajetória de máxima potência para diferentes faixas de vento, [22]. ....	20
Fig. 11: Comportamento da potência extraída pela turbina em função da velocidade...	21
Fig. 12: Curvas da potência e ângulo de passo em função da velocidade do vento [24]. ....	22
Fig. 13: Grupo gerador conectado diretamente à rede elétrica: (a) Gerador assíncrono de gaiola; (b) Gerador assíncrono rotor bobinado com resistências variáveis;.....	24
Fig. 14: Grupo gerador conectado diretamente à rede elétrica: gerador síncrono com excitação independente;.....	24
Fig. 15: Grupo gerador conectado à rede através de conversor: (a) Gerador assíncrono de gaiola; (b) Gerador síncrono com excitação independente;.....	26
Fig. 16: Grupo gerador constituído de gerador assíncrono trifásico duplamente alimentado com escovas. ....	27
Fig. 17: Grupo gerador conectado à rede através de conversor. (a) Gerador síncrono com excitação independente; (b) Gerador síncrono de ímãs permanente. ....	28
Fig. 18: Grupo gerador constituído da Máquina de Indução Duplamente Alimentada Sem Escovas (a) Máquina MIDAS; (b) Máquina em cascata (MICDAS);.....	30
Fig. 19: Pontos de operação da máquina de indução : (a) modo motor, (b) modo gerador, e (c) modo <i>plugging</i> .....	36

Fig. 23: Arranjo da MICDAS em conexão de sequência de fase negativa. ....	40
Fig. 24: Esquemático do circuito equivalente monofásico para a MICDAS, [40]. ....	41
Fig. 25: Gráfico da frequência $f_{c1}$ versus velocidade $f_m$ . ....	54
Fig. 26: Circuito equivalente para simulação da MICDAS. ....	55
Fig. 27: Gráfico da velocidade mecânica da MICDAS. ....	56
Fig. 28: Formas de onda das correntes no rotor da MICDAS. ....	56
Fig. 29: Formas de onda das correntes do no rotor da MICDAS, intervalo mais curto. ....	57
Fig. 30: Gráfico das correntes do estator da máquina de controle. ....	57
Fig. 31: Gráfico das tensões no estator da máquina de potência. ....	58
Fig. 32: Gráfico das correntes no estator da máquina de potência. ....	58
Fig. 33: Gráfico do torque eletromagnético da MICDAS. ....	59
Fig. 34: Circuito equivalente para simulação da MICDAS. ....	59
Fig. 35: Gráfico das tensões impostas no estator da maquina de controle. ....	60
Fig. 36: Correntes excitadas nos terminais do estator da máquina de controle. ....	60
Fig. 37: Correntes geradas no rotor da MICDAS. ....	61
Fig. 38: Gráfico da velocidade mecânica da MICDAS. ....	61
Fig. 39: Gráfico das tensões nos terminais do estator da máquina de controle. ....	62
Fig. 40: Gráfico das correntes do rotor da MICDAS. ....	62
Fig. 41: Gráfico das correntes do estator da máquina de controle. ....	62
Fig. 42: Gráfico das correntes do estator da máquina de potência. ....	63
Fig. 43: Gráfico da velocidade mecânica da MICDAS. ....	63
Fig. 44: Circuito equivalente de simulação da MICDAS. ....	64
Fig. 45: Gráfico da velocidade mecânica da MICDAS. ....	64
Fig. 46: Gráfico de torque da MICDAS. ....	65
Fig. 47: Gráfico das correntes no estator da máq. de controle. ....	65
Fig. 48: Gráfico das correntes no rotor da MICDAS. ....	66
Fig. 49: Circuito de simulação do fluxo de potência ativa do sistema da MICDAS. ....	66
Fig. 50: Fluxo da potência ativa nas máquinas de potência e controle. ....	67
Fig. 51: Gráfico do torque positivo da MICDAS. ....	68
Fig. 52: Gráfico da velocidade da MICDAS. ....	68
Fig. 53: Fluxo da potência ativa nas máquinas de potência e controle. ....	69
Fig. 54: Gráfico da velocidade da MICDAS. ....	69
Fig. 55: Fluxo da potência ativa nas máquinas de potência e controle. ....	70
Fig. 56: Gráfico da velocidade da MICDAS. ....	70

Fig. 57: Gráfico do torque negativo da MICDAS. ....	71
Fig. 58: Fluxo da potência ativa nas máquinas de potência e controle. ....	71
Fig. 59: Circuito de simulação: MICDAS como gerador eólico de energia.....	72
Fig. 60: Determinação da posição do fluxo magnético girante. ....	74
Fig. 61: Geração de correntes de referência de fase do estator de controle. ....	77
Fig. 62: Controlador e formas de onda do CRPWM. ....	77
Fig. 63: Controle de corrente por limite de banda de histerese. ....	78
Fig. 64: Diagrama de blocos dos controladores das correntes de controle.....	79
Fig. 65: Circuito dos conversores CRPWM e SPWM <i>back-to-back</i> .....	79
Fig. 66: Controlador desacoplado.....	80
Fig. 67: Geração de grandezas requeridas pelo controlador da Fig. 66.....	81
Fig. 68: Controlador de tensão. ....	82
Fig. 69: Gerador de tensão de referência de fase.....	82
Fig. 70: Gerador de pulso PWM.....	83
Fig. 71: Formas de onda características: (a) – Portadora triangular e sinal modulante; (b) – Pulsos de disparo das chaves; (c) – Tensão e corrente CA do inversor. ....	84
Fig. 72: Bloco de simulação da turbina eólica.....	84
Fig. 73: Diagrama de bloco da turbina 2MVA: bloco conversor da velocidade do vento em torque para a MICDAS.....	85
Fig. 74: Determinação da velocidade de referência do sistema da MICDAS. ....	85
Fig. 75: Gráfico das tensões do estator da máquina de potência.....	86
Fig. 76: Gráfico de corrente da fase “a” do estator da máquina de potência.....	87
Fig. 77: Gráfico de corrente da fase “a” do estator da máquina de controle. ....	87
Fig. 78: Corrente da fase “a” do estator da máquina de controle (6.5 a 9.5s). ....	87
Fig. 79: Gráfico de tensão sintetizada da fase “a” do estator da máquina de controle...	88
Fig. 80: Corrente de falta “a” no sistema no lado da máquina de potência.....	88
Fig. 81: Gráficos dos torques elétrico e mecânico.....	88
Fig. 82: Gráfico da tensão nos terminais do capacitor. ....	89
Fig. 83: Gráfico da potência reativa do sistema elétrico. ....	89
Fig. 84: Gráfico da corrente $I_{rd}$ .....	90
Fig. 85: Gráfico da corrente $I_{rq}$ .....	90
Fig. 86: Gráfico da potência ativa entregue ao sistema elétrico.....	91
Fig. 87: Gráfico das velocidades da MICDAS e de referência. ....	91

Fig. 88: Fluxo de potência na MICDAS funcionando como motor: (a) Para velocidade  $\omega < \omega_0$ ; (b) Para velocidade  $\omega > \omega_0$ . ..... 92

Fig. 89: Fluxo de potência na MICDAS funcionando como gerador: (a) Para velocidade  $\omega > \omega_0$ ; (b) Para velocidade  $\omega < \omega_0$ . ..... 92

# Lista de Símbolos

$A$	Área coberta pelas pás
$\rho$	Densidade do ar
$V_{Vento}$	Velocidade do vento
$C_p$	Coefficiente de potência
$\beta$	Ângulo de passo
$\lambda$	Relação de velocidade de ponta
$\omega$	Velocidade angular
$r$	Raio do rotor
$s$	Escorregamento
$A, B, C$	Enrolamentos do rotor
$a, b, c$	Enrolamentos do estator
$V_{a,b,c}$	Tensão no estator
$V_{A,B,C}$	Tensão no rotor
$R_{a,b,c}$	Resistência no estator
$R_{A,B,C}$	Resistência no rotor
$I_{a,b,c}$	Corrente no estator
$I_{A,B,C}$	Corrente no rotor
$L_{a,b,c}$	Indutância própria no estator
$L_{A,B,C}$	Indutância própria no rotor
$\lambda_{a,b,c}$	Enlaces de fluxo no estator
$\lambda_{A,B,C}$	Enlaces de fluxo no rotor
$\omega_s$	Frequência angular de alimentação do estator
$d, q$	Eixos direto e quadratura, girantes

$\omega_r$	Frequência angular de alimentação do rotor
$i_{ms}$	Corrente de magnetização
$\alpha, \beta$	Eixos direto e quadratura, estáticos
$V_{cc}$	Tensão nos terminais do capacitor C
$f_p$	Frequência de alimentação dos terminais do estator da máquina de potência
$n_p$	Número de pares de pólos da máquina de potência
$f_{mp}$	Rotação mecânica da máquina de potência em rps
$f_c$	Frequência de alimentação dos terminais do estator da máquina de controle
$n_c$	Número de pares de pólos da máquina de controle
$f_{mc}$	Rotação mecânica da máquina de controle em rps
$V_{sp}$	Tensão de fase do estator da máquina de potência
$V_{sc}$	Tensão de fase do estator da máquina de controle
$I_{sp}$	Corrente de fase do estator da máquina de potência
$I_{sc}$	Corrente de fase do estator da máquina de controle
$I_r$	Corrente de fase do rotor do arranjo da MICDAS
$R_{sp}$	Resistência do estator da máquina de potência
$R_{sc}$	Resistência do estator da máquina de controle
$R_{rp}$	Resistência do rotor da máquina de potência
$R_{rc}$	Resistência do rotor da máquina de controle
$R_{mp}$	Resistência da perda de núcleo da máquina de potência
$R_{mc}$	Resistência da perda de núcleo da máquina de controle
$X_{sp}$	Reatância de acoplamento do estator da máquina de potência
$X_{sc}$	Reatância de acoplamento do estator da máquina de controle
$X_{rp}$	Reatância de acoplamento do rotor da máquina de potência
$X_{rc}$	Reatância de acoplamento do rotor da máquina de controle

$X_{mp}$	Reatância magnética da máquina de potência
$X_{mc}$	Reatância magnética da máquina de controle
$f_{rp}$	Frequência induzida no rotor da máquina de potência
$f_p$	Frequência de alimentação dos terminais do estator da máquina de potência
$f_{rc}$	Frequência induzida no rotor da máquina de controle
$f_c$	Frequência de alimentação dos terminais do estator da máquina de controle
$f_m$	Velocidade mecânica do eixo em rps
$\omega_o$	Velocidade síncrona do conjunto da MICDAS
$\omega$	Velocidade do conjunto da MICDAS
$Pot_p$	Potência da máquina de potência
$Pot_c$	Potência da máquina de controle

# CAPÍTULO 1

## Introdução

As fontes de energia primária são classificadas em não renováveis e renováveis. As fontes de energia não renováveis estão cada vez mais escassas como, por exemplo, o petróleo e o carvão natural.

A energia gerada pelas hidroelétricas, embora seja proveniente de fontes primárias renováveis, tem acalentado críticas e demandas por decisões criteriosas governamentais, devido ao seu grande impacto ambiental. Por esta razão, tem havido o incentivo pela busca de soluções para o abastecimento energético por meios renováveis, sem que haja prejuízos ao meio ambiente. No contexto das fontes de energia renováveis merece destaque a energia gerada pelo vento. O aproveitamento desta energia tem crescido muito nos últimos anos, especialmente na Europa, onde países como Alemanha, Espanha, Dinamarca e Portugal são exemplos de desenvolvimento tecnológico. O Brasil, mesmo que em passos lentos, também tem evoluído neste ramo.

O desenvolvimento da tecnologia da energia eólica moderna e suas aplicações estavam bem encaminhados por volta de 1930, quando moinhos de vento abasteciam áreas rurais com eletricidade e serviços de bombeamento de água. Assim que a distribuição de eletricidade em larga escala se espalhou para as fazendas e cidades do interior, o uso de energia eólica nos Estados Unidos, por exemplo, começou a decrescer,

mas reviveu depois da escassez de petróleo no início dos anos 70. Nos últimos 30 anos, a pesquisa e o desenvolvimento neste ramo variaram com o interesse e incentivos fiscais do governo federal daquele país. Em meados dos anos 80, as turbinas eólicas tinham uma capacidade nominal máxima de 150 kW [1].

A geração de energia elétrica a partir da força do vento é um desenvolvimento do final do século XIX, que se destacou na década de 70 por razões já comentadas anteriormente. A partir daí, os governantes de diversos países reconsideraram suas políticas energéticas e passaram a investir em pesquisa e desenvolvimento tecnológico de fontes de energia alternativas, sendo que a energia eólica demonstrou ser uma das mais viáveis.

O uso dos chamados aerogeradores na geração de energia elétrica a partir do vento está entre as formas de geração de energia renovável que mais têm sido abordadas. O interesse nesses aerogeradores justifica-se quando são utilizados em grupo, formando verdadeiros parques eólicos que são interligados a sistemas de grande porte, reforçando fontes de energia convencionais. Parques ou fazendas eólicas dessa natureza podem ser encontrados principalmente nos Estados Unidos e Europa. No Brasil, apesar de em menor escala, também podem ser vistos esses tipos de geração de energia.

Basicamente, dispõem-se de duas classes de sistemas eólicos: os sistemas de velocidade constante e os de velocidade variável. Nos sistemas de velocidade constante, as máquinas de indução com rotor em gaiola têm sido utilizadas como geradores ligados diretamente à rede elétrica graças a sua robustez e simplicidade. Em virtude do gerador de indução com rotor de gaiola manter a velocidade praticamente constante na faixa de operação normal, estes sistemas são considerados de velocidade constante. Na década de 90, este conceito foi largamente aplicado e, nos dias atuais, ainda é utilizado em sistemas que priorizam o baixo custo e simplicidade [2]. Estes sistemas têm a desvantagem de exigir um multiplicador de velocidade para adaptar a baixa velocidade de rotação da turbina eólica à relativamente elevada velocidade de operação dos geradores de indução.

É possível melhorar o aproveitamento da energia do vento através do uso de sistemas de velocidade variável. Estes sistemas, em geral, são mais complicados de implementar e requerem a utilização de conversores estáticos de potência. Os tipos mais comuns propostos para sistemas de velocidade variável em turbinas eólicas de grande e pequeno porte são os geradores síncronos e de indução, contudo, esse tipo de geração

também inclui sistemas baseados na tecnologia da máquina CC e de relutância. Alguns fabricantes de turbinas eólicas usam geradores síncronos de grande número de pólos e acoplamento direto, contando com a vantagem de que é um sistema sem escovas e sem multiplicador de velocidade, porém tem a desvantagem de utilizar um conversor eletrônico de potência conectando o gerador à rede elétrica, o qual é dimensionado para a potência nominal do gerador em questão. Visando reduzir o ainda elevado custo do conversor, outros fabricantes optaram para o uso de geradores de indução de rotor bobinado ou mais conhecido como MIDA (máquina de indução duplamente alimentada). Neste caso, o rotor é conectado mecanicamente à turbina eólica através de um multiplicador de velocidade. Já o circuito do estator é conectado à rede de tensão e frequência constantes. O circuito do rotor, no entanto, é ligado à rede por meio de um conversor do tipo *back-to-back*, possibilitando que o fluxo de potência seja bidirecional no rotor, dependendo da velocidade do gerador. A principal vantagem dessa configuração é o dimensionamento reduzido do conversor, normalmente cerca de 30% da potência total do gerador utilizado [3].

Os circuitos de retificador a diodo e inversor a tiristor com comutação pela linha foram empregados nos primeiros sistemas de velocidade variável que utilizavam geradores de indução duplamente alimentados. A função dos circuitos eletrônicos (retificador e inversor) era devolver a potência do circuito do rotor à rede elétrica [4]. Contudo, estes sistemas são limitados a operar na região supersíncrona do gerador. Com o uso de circuitos eletrônicos completamente controlados no rotor, o fluxo de potência no rotor pode ser bidirecional, tornando viável a operação da MIDA tanto em velocidades subsíncronas como em velocidades supersíncronas.

Alguns trabalhos têm sido apresentados abordando a análise da operação da MIDA em regime permanente para as regiões subsíncronas e supersíncronas em conjunto com um circuito conversor totalmente controlado no rotor [5]. Também foram apresentados trabalhos em que um sistema eólico de velocidade variável emprega a MIDA com conversores PWM no rotor montados em *back-to-back*, cujas potências ativas e reativas eram controladas tanto acima quanto abaixo da velocidade natural do gerador, através de controle vetorial [6].

Contudo, a MIDA apresenta um conjunto de anéis coletores e escovas que necessitam de manutenção frequente; representando, portanto, uma desvantagem considerável. Por esta razão, alguns estudos se desenvolveram no sentido de minimizar a questão da manutenção onerosa, principalmente em sistemas eólicos *offshore*. A

máquina assíncrona com rotor de gaiola duplamente alimentada sem escovas tem este objetivo, mesmo necessitando de um núcleo magnético de maior diâmetro [7]. Existem também estudos sobre a máquina de relutância duplamente alimentada sem escovas, que não utiliza condutores no rotor, diminuindo as perdas por efeito Joule [8].

Seguindo esta tendência de estudos de máquinas de indução alternativas para aplicações em geração eólica que não utilizem escovas, tem-se a MICDAS (Máquina de Indução em Cascata Duplamente Alimentada Sem escovas) como tema deste trabalho. De uma forma geral, a MICDAS é composta por duas máquinas de indução de rotor bobinado e magneticamente isoladas, montadas sobre o mesmo eixo. Apesar de os dois rotores estarem separados, estes são conectados em cascata através de seus enrolamentos, evitando o uso de escovas.

A Fig. 1 mostra a combinação de duas máquinas de indução rotor bobinado trifásicas dando origem a MICDAS. A ideia desse tipo de combinação já havia sido investigada por Hunt, quando este apresentou a conexão em cascata de dois motores de indução [9], [10].

O estator da máquina principal (enrolamento de potência) é conectado diretamente à rede elétrica, enquanto o estator da máquina auxiliar (enrolamento de controle) é conectado à rede elétrica por meio de um conversor eletrônico bidirecional de potência, geralmente quando este arranjo é utilizado como gerador eólico, por exemplo. É interessante notar que a potência do estator da máquina auxiliar é uma fração da potência nominal presente nos terminais do estator da máquina principal quando objetiva-se um controle restrito de velocidade.

A principal área de aplicação proposta para a MICDAS seria agindo como gerador de alta potência eólico, em que a operação com velocidade variável, alta confiabilidade e baixa manutenção dos geradores dispostos em altas torres são muito relevantes.

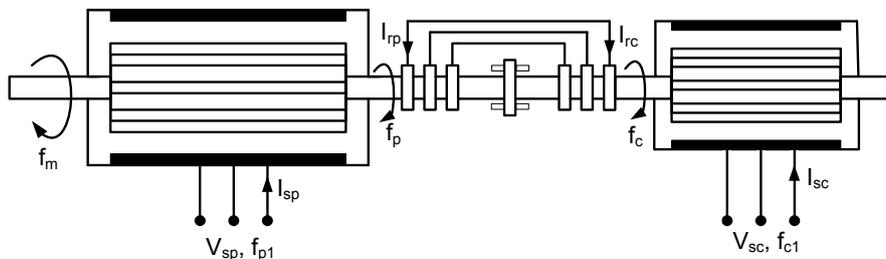


Fig. 1: Arranjo da MICDAS.

Observando-se o funcionamento dos modelos da MICDAS e da MIDAS ou (*BDFM - Brushless Doubly Fed Machine*), verifica-se que ambas apresentam características funcionais muito similares, contudo, as vantagens e desvantagens não são as mesmas. Por exemplo, a MIDAS apresenta como vantagens menor custo comparado com um acionamento usando motor de indução com rotor gaiola clássico, operação síncrona para uma ampla faixa de velocidade, máquina compacta e robusta. Porém, tem como desvantagens a necessidade de se fazer um projeto especial de enrolamento do estator e do rotor, o núcleo magnético é sobredimensionado, tem-se maior ruído devido aos dois campos magnéticos, e maiores perdas suplementares. Já a MICDAS destaca como vantagens pouca necessidade de manutenção, menor ruído, menores perdas suplementares, menor custo do conjunto conversor-máquina. Contudo, sua principal desvantagem é o fato de o arranjo das duas máquinas apresentar-se mecanicamente mais comprido.

## **1.1. Motivação**

Considerando que a busca por novas fontes de energia, principalmente energia limpa, é um dos assuntos que mais têm ganhado destaque no cenário político-científico mundial, percebe-se que o estudo de sistemas de geração de energia renovável com o objetivo de viabilizar novas possibilidades de geração de energia alternativa é um tema de considerável interesse da atualidade. Além disso, no Brasil, programas como o Proinfa (Programa de Incentivo às Fontes Alternativas) têm incentivado o crescimento do uso de turbinas eólicas, entre outras fontes [11]. Sendo assim, o crescimento dos parques eólicos precisa ser acompanhado por estudos que viabilizem o emprego de novas tecnologias no sentido de melhorar o desempenho das máquinas, minimizar as perdas e evitar a necessidade de manutenção frequente, reduzindo custos. Portanto, a proposta deste trabalho visa dar mais destaque à aplicação das máquinas de indução de rotor bobinado duplamente alimentadas na geração eólica, principalmente aqui no Brasil, onde os sistemas mais empregados utilizam a tecnologia das máquinas síncronas. Para isto, a MICDAS é introduzida como uma alternativa à máquina de indução duplamente alimentada com escovas, sendo sugerida como uma melhor alternativa, pois

conserva as mesmas características, mas não apresenta os problemas causados pelo uso das escovas.

Outrossim, o desenvolvimento da eletrônica de potência que teve seu início na década de 50, com o lançamento do tiristor, permitiu a disseminação do uso de fontes de energia renovável, como a energia eólica [12], [13]. Dentro deste contexto, destacam-se também as técnicas de controle desenvolvidas, tais como: controle orientado pelo campo do rotor [12] e a teoria da potência instantânea [14], que possibilitaram o desenvolvimento de sistemas de controle mais eficazes. Estes sistemas de controle são utilizados na maioria das vezes para rastrear o ponto de eficiência máxima, incrementando a eficiência das turbinas eólicas de forma notável. Também, possibilitam a compensação do fator de potência e/ou a regulação de tensão no PCC (Ponto de Conexão Comum).

Para análise e entendimento sobre o arranjo da MICDAS, seu princípio de funcionamento, sua aplicação como gerador eólico, é utilizado como software de simulação principal o programa PSCAD/EMTDC™.

## **1.2. Objetivos**

Este trabalho objetiva:

- Apresentar o princípio de funcionamento do arranjo da MICDAS;
- Apresentar uma aplicação da MICDAS como gerador eólico;
- Descrever e analisar matematicamente o modelo dinâmico e controle vetorial da MICDAS;
- Implantar o modelo da MICDAS em ambiente de simulação do PSCAD/EMTDC™;
- Simular e analisar o comportamento operacional da MICDAS;

## **1.3. Estrutura do texto**

Neste trabalho, os assuntos abordados estão dispostos em capítulos, e seus respectivos conteúdos são como mostrados nos parágrafos a seguir.

O capítulo dois aborda o estado da arte da energia eólica, destacando-se as principais tecnologias empregadas na geração eólica em nível mundial. Além disso,

ressalta-se a conversão de energia eólica em energia elétrica a partir da força do vento, a composição dos aerogeradores, os principais grupos eólico-elétricos de conversão de energia elétrica.

Na sequência, no capítulo três, apresenta-se um histórico sobre as máquinas duplamente alimentadas e o princípio de funcionamento do arranjo da MICDAS e sua modelagem considerando um circuito equivalente monofásico com os respectivos elementos descritos.

No quarto capítulo são apresentados resultados de simulações realizadas com auxílio do *software* PSCAD/EMTDC.

O quinto e último capítulo aponta as conclusões resultantes deste trabalho e indica propostas de continuidade para este assunto.

# CAPÍTULO 2

## Estado da Arte da Energia Eólica

Desde há muito tempo, a força do vento era utilizada para moer grãos, movimentar barcos à vela, bombear água e outras aplicações que envolvem energia mecânica, etc. Com a crise do petróleo na década de 70, a geração de energia elétrica a partir da fonte eólica ganhou impulso, despertando interesses comerciais neste setor.

Na atualidade, utiliza-se a energia eólica para mover grandes turbinas colocadas em lugares de muito vento. Essas turbinas têm a forma de um catavento ou um moinho. O movimento de um gerador acoplado à turbina produz energia elétrica. Para que a produção de energia se torne rentável, aerogeradores precisam ser agrupados em parques eólicos. Para alimentar localidades remotas e distantes da rede de transmissão, podem ser usados isoladamente. É possível ainda a utilização de aerogeradores de baixa tensão quando se trate de requisitos limitados de energia elétrica. A energia eólica é hoje considerada uma das mais promissoras fontes naturais de energia, principalmente porque é renovável, ou seja, não se esgota. Além disso, as turbinas eólicas podem ser utilizadas tanto em conexão com redes elétricas como em lugares isolados [15].

Considerando a tecnologia empregada na geração de energia renovável, a que mais tem se desenvolvido nos últimos tempos é a eólica. E à medida em que esta tecnologia se desenvolve em termos de projetos customizados, como o uso de dispositivos de eletrônica de potência e estratégias de sistemas de controle, maior é a sua penetração nos sistemas elétricos de potência.

Hoje, as turbinas eólicas existentes são dotadas de diversos conceitos inovadores. Além disso, e por estarem se tornando cada vez maiores, os projetos

mudaram com o tempo, passando da operação convencional e baixo rendimento para operação otimizada e aproveitamento máximo do vento.

Existem quatro séries principais de projetos de turbinas eólicas mais aplicados atualmente na geração eólica, os quais são:

- Série 1: refere-se ao conceito de turbina eólica com velocidade fixa. Esta tecnologia é conhecida como “conceito dinamarquês” e consiste basicamente do gerador de indução tipo gaiola de esquilo (SCIG – *Squirrel Cage Induction Generator*) aplicado na turbina eólica controlada por velocidade fixa;
- Série 2: refere-se ao conceito de turbina eólica com velocidade e resistência do rotor variáveis. Consiste no uso de um gerador de indução *optislip* (OSIG – *Optislip Induction Generator*) e controle de passo;
- Série 3: Refere-se ao conceito de turbina eólica com velocidade ajustável e o uso de conversor de escala fracionária. Esta configuração utiliza o gerador de indução rotor bobinado duplamente alimentado com velocidade variável (DFIG – *Doubly Fed Induction Generator*) e controle de passo;
- Série 4: refere-se ao conceito de turbina eólica com velocidade ajustável e o uso de conversor de plena escala. Esta configuração consiste de turbina eólica com velocidade variável e uso de conversor que realiza a conexão do gerador à rede elétrica. Os geradores utilizados podem ser do tipo excitados eletricamente. Para esta configuração tem-se os exemplos: (WRSG – *Wound Rotor Synchronous Generator*), (WRIG – *Wound Rotor Induction Generator*), ou através de imã permanente (PMSG – *Permanent Magnet Synchronous Generator*), ou ainda através do gerador de indução tipo gaiola de esquilo (SCIG - *Squirrel Cage Induction Generator*). Porém, a preferência é pelo uso de gerador síncrono de multipólos;

A Fig. 2 mostra um gráfico em que é possível observar o comportamento da participação destas tecnologias anteriormente citadas na geração eólica em nível mundial para o período de 1995 a 2005, segundo informações fornecidas por *BTM Consults Aps* (companhia independente de consultoria especializada em serviços no ramo de energias renováveis), [17].

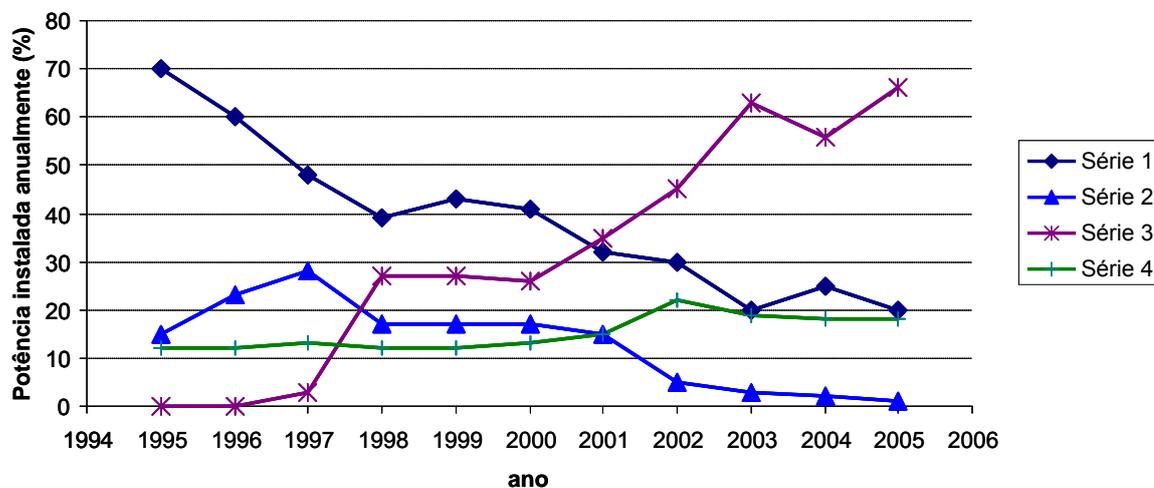


Fig. 2: Gráfico da participação dos tipos de geradores no mercado mundial de potência instalada anualmente.

As quatro configurações descritas como séries de um a quatro cobrem aproximadamente 98% da potência eólica instalada e acumulada até o final de 2005, em nível mundial. Através da Fig. 2 percebe-se a redução do uso da topologia da série 1 em um terço durante o período de 11 anos, caindo de 70% em 1995 para pouco menos de 20% em 2005. A partir de 1997, a topologia da série 2 entra em uma fase de declínio, e a tendência mostrada na Fig. 2 é a de esta topologia ser retirada do mercado, com sua participação caindo para praticamente 0% em 2005. A penetração da série 3 aumentou de 0% para mais de 60% da potência instalada, sendo, desta forma, a série predominante no final de 2005. A participação da série 4 não teve grandes alterações nem mudanças bruscas durante o período de 11 anos. Durante este período, está série oscilou entre a terceira e a quarta posição das topologias mais empregadas na geração eólica mundialmente [17].

A série 3 tem se mostrado como a mais bem sucedida, já que a correspondente potência eólica instalada tem aumentado consideravelmente ao longo dos tempos. A série 3 não era aplicada na geração eólica com 0% de participação em 1996, porém se tornou a configuração a fornecer a maior quantidade de potência instalada em 2003. Além disso, o número de turbinas eólicas da série 3 instalada tem aumentado anualmente, atingindo o número de 4800 unidades em 2005. Esta configuração é dominante nos EUA, ao passo que a série 4 é predominante na Alemanha.

Como tendência igualmente notável do mercado é o aumento contínuo da capacidade individual das turbinas eólicas comercializadas e instaladas. A capacidade média das turbinas instaladas em 1995 encontrava-se na faixa de 400kW; já em 2005, era superior a 1200kW. Em 2009, já se fala em turbinas com capacidade individual na casa dos 7MW [16].

Portanto, percebe-se que a capacidade individual das turbinas eólicas tem aumentado consideravelmente – desde dezenas de kW até próximo de dezenas de MW. Dentro deste cenário, destaca-se a turbina E-126, do fabricante alemão Enercon, por ser a de maior potência individual instalada da atualidade. Esta turbina (Fig. 3) tem uma potência de 7 MW, suas paredes têm 45 cm de espessura e o diâmetro do rotor chega a 126m [16].



Fig. 3: Turbina eólica de alta potência - Enercon E-126 com potência de 7MW e diâmetro de 126m, [16].

O gráfico da Fig. 4 mostra as maiores turbinas eólicas comerciais da atualidade. Vale ressaltar que a turbina Enercon E-126 é uma versão mais sofisticada da E-112, do mesmo fabricante. Essa turbina (E-126) foi instalada na Alemanha para a realização de testes com vários tipos de sistemas de armazenamento de energia. Ela está equipada com algumas novas características: o formato da pá é otimizado com sabotador (*spoiler* – dispositivo para reduzir a velocidade) que se estende até o cubo (*hub*), uma base pré-moldada de concreto. Além disso, não apresenta caixa multiplicadora (*gearbox*) fazendo a conexão das pás com o gerador. Na realidade o gerador é posto na parte mais longa do nariz do cone. Também se deve destacar que este modelo requer menos manutenção [16].

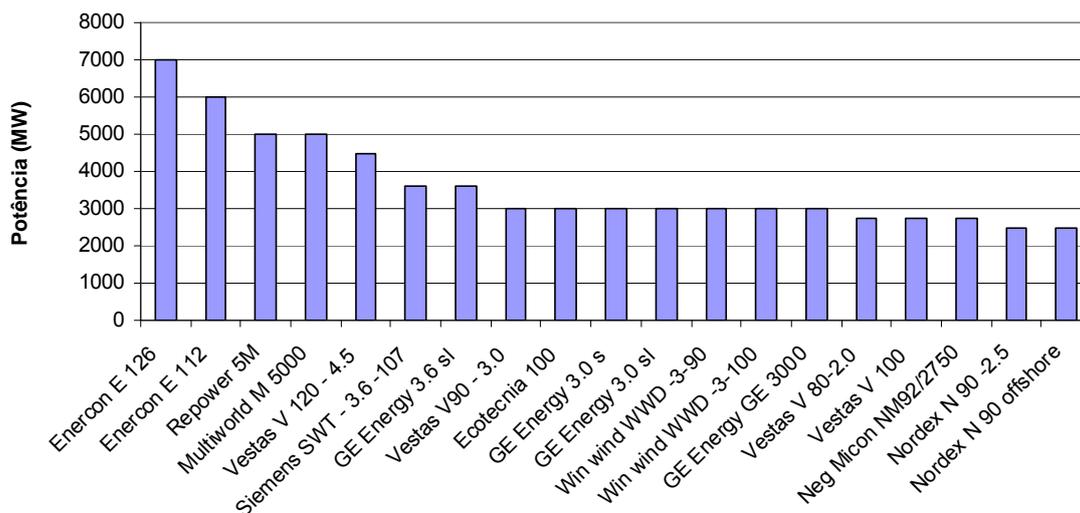


Fig. 4: - Gráfico das maiores turbinas eólicas comerciais do mundo.

Segundo o relatório anual de 2009 sobre o status da indústria da energia eólica divulgado pela BTM Consult ApS, o ano de 2008 registrou o maior nível de instalações de turbinas eólicas de todos os tempos. Com uma capacidade instalada de 28190 MW, a taxa de crescimento foi de 42% comparado com 2007, resultando em um total acumulado de 122000 MW mundialmente [17].

A energia eólica evita que 7.3% da produção de eletricidade resulte em emissão de CO<sub>2</sub>. Este relatório também estima que a capacidade instalada da energia eólica em 2013 evitará a emissão de 4.3% do total de emissões de CO<sub>2</sub> devido a geração de eletricidade ao redor do mundo. Apesar do impacto da corrente crise econômica mundial deste ano (2009) e provavelmente de 2010, a previsão é que o crescimento da indústria da energia eólica até 2013 será significativo. Nos últimos cinco anos, a média anual de novas instalações tem sido de 27.6%. Na previsão até 2013, o percentual de crescimento é esperado em torno de 15.7%. Mais de 200GW de potência eólica deverá estar instalada até 2013.

Os mercados que apresentam maior crescimento nos últimos três anos são China, França, Estados Unidos e Reino Unido. Contudo, a Europa manterá sua posição como o continente que possui a maior capacidade de energia eólica instalada até 2013.

A penetração da energia eólica no sistema elétrico global tem alcançado a contribuição de 1.3%. É esperado alcançar 3.35% em 2013 e 8% em 2018, ainda segundo este relatório [17].

De acordo com dados fornecidos pelo GWEC (*Global Wind Energy Council*), a Fig. 2.4 mostra o gráfico do panorama mundial da potência eólica instalada, apresentando os dez países que se destacaram nesta área. No gráfico percebe-se que a capacidade instalada dos Estados Unidos mais que dobrou se comparado com o ano de 2006 (11,6 GW), chegando a ultrapassar a Alemanha.

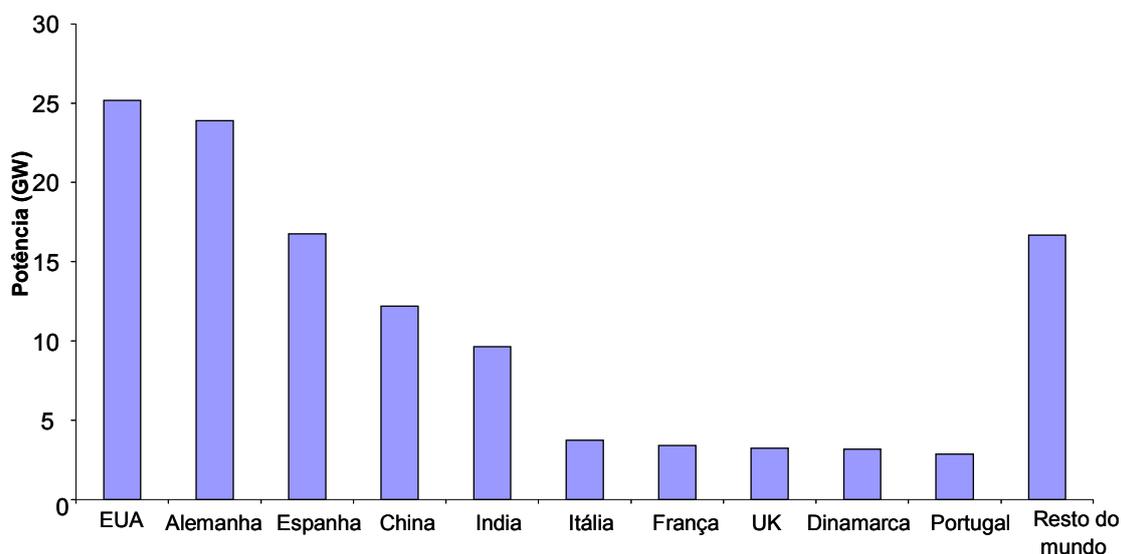


Fig. 5: Panorama mundial da potência eólica instalada em 2008.

Na América Latina, apenas o Brasil instalou nova capacidade de energia eólica em 2008. O Brasil adicionou 94 MW de energia eólica através de cinco novas fazendas eólicas, a maioria localizada no estado do Ceará.

O programa PROINFA foi iniciado em 2002 com o objetivo de estimular o acréscimo de 1400MW através de geração de energia eólica e de outras fontes de energia renováveis. O primeiro estágio deste programa era previsto para ser concluído em 2008, mas agora foi estendido. Apesar de este ano estar previsto a instalação de um montante considerável de potência, é improvável que atinja o seu objetivo inicial.

A Fig. 6 mostra o gráfico do panorama da energia eólica na América Latina em 2008, dando destaque para os cinco países líderes neste setor. Observa-se que o Brasil, com uma potência instalada de 341 MW, assume a posição de líder. Se compararmos com o ano de 2005 (potência instalada de 29 MW) percebe-se que o programa

PROINFA resultou num crescimento significativo de energia eólica, porém ainda abaixo das expectativas.

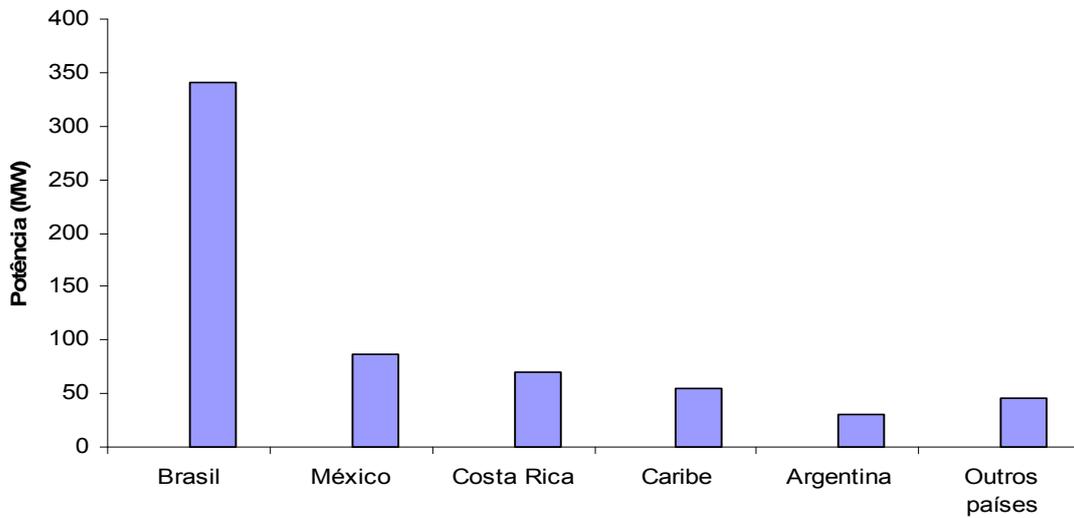


Fig. 6: Panorama da energia eólica na América Latina em 2008, destacando os cinco países líderes.

A capacidade instalada acumulada de energia eólica no período de 1996 a 2008 em nível mundial é mostrada no gráfico da Fig. 7. Percebe-se como no ano de 2008 o crescimento foi bem acentuado.

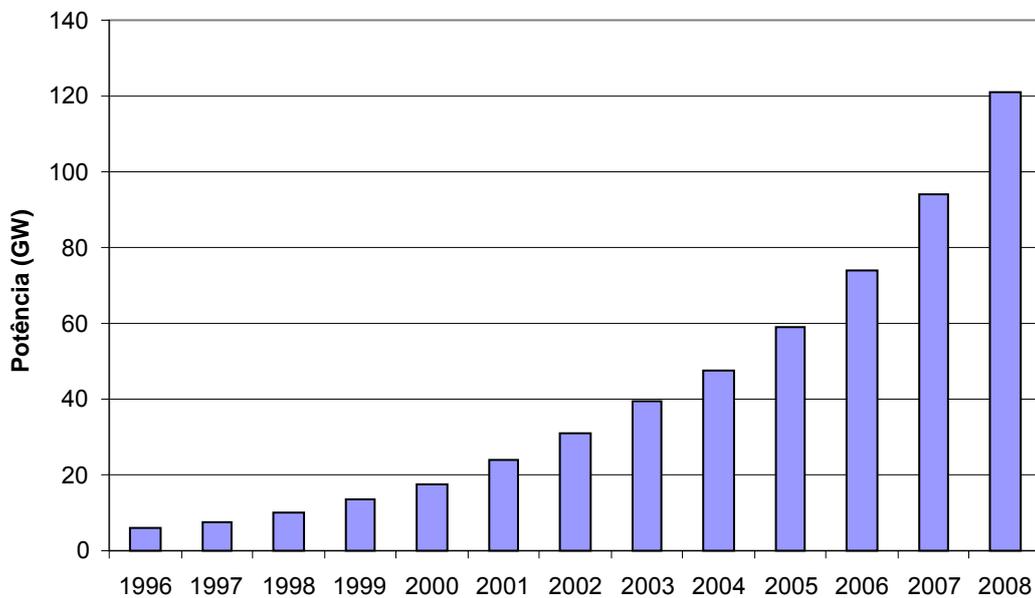


Fig. 7: Potência eólica instalada acumulada no período de 1996-2008.

Considerando os dados fornecidos pelos gráficos das figuras anteriores, conclui-se que o crescimento verificado na capacidade eólica instalada em nível mundial revela que o setor de energia eólica tem potencial para se firmar como um dos empreendimentos inovadores e dinâmicos dentro do cenário das fontes de energia renovável, auxiliando no atendimento às demandas globais de energia, despontando uma nova época de desenvolvimento econômico e progresso tecnológico, sem deixar de lado as questões ambientais.

## **2.1. Princípios básicos da energia eólica**

Os parâmetros relevantes para a geração de energia eólica são a velocidade e frequência do vento. Estes mesmos parâmetros são utilizados como referência para a determinação do local de instalação das fazendas eólicas (aerogeradores). O objetivo é que os aerogeradores em locais de vento constante passem o máximo de tempo conectados à rede elétrica, contribuindo no fornecimento de energia para o sistema.

Para a determinação do local de instalação dos aerogeradores consideram-se os estudos e medições da velocidade dos ventos por longos períodos de tempo, para se obter um comportamento padrão [18], [23].

## **2.2. Composição dos Aerogeradores**

As modernas turbinas eólicas também são denominadas aerogeradores e têm a função de converter a energia cinética, presente nos ventos, em energia elétrica [19]. De um modo geral, os aerogeradores são formados por uma série de dispositivos que funcionam em conjunto de forma a garantir um certo rendimento. Os principais componentes de um aerogerador, segundo [20], são:

- Torre – tem a função de sustentar o aerogerador na altura em que os ventos possuem as melhores condições para rendimento eólico;
- Pás – têm a função de capturar a energia do vento e transferi-la para o eixo da turbina. Os aerogeradores mais modernos apresentam três pás com diâmetro que varia de 20 a 130m;

- Cubo (Hub) - possui a função de fixar as pás ao rotor de baixa rotação do aerogerador;
- Multiplicador de velocidade (*gearbox*) – é responsável pelo acoplamento do rotor de baixa rotação ao rotor do gerador (alta rotação);
- Gerador elétrico – realiza a conversão da energia mecânica rotacional em energia elétrica;
- Mecanismo de orientação (*Yaw mechanism*) – é o mecanismo que realiza o ajuste da direção do aerogerador segundo a direção do vento;
- Controle eletrônico – formado por um controlador eletrônico responsável pelo constante controle do gerador elétrico e de mecanismos como controle de potência ativa e reativa entregue à rede, ajuste de direção do aerogerador, controle de passo (*pitch control*), entre outros;
- Sistema hidráulico – responsável pelo acionamento do mecanismo de controle de passo e freio mecânico;

Os aerogeradores de média e alta potência utilizam turbinas eólicas de eixo horizontal, três pás com controle de passo (*pitch control*) e são sustentadas por uma torre tipo tubular. O seu aspecto visual pode ser observado através da Fig. 8.

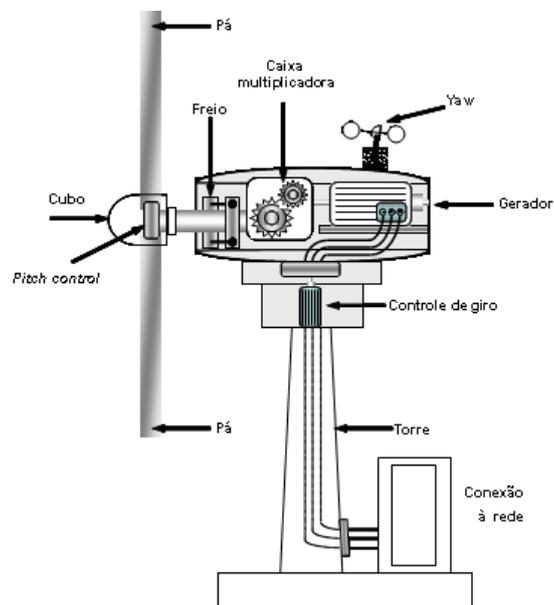


Fig. 8: Aerogerador e suas principais partes [26].

## 2.3. Turbinas eólicas com controle de passo e estol

Dois princípios básicos de controle aerodinâmico são utilizados nas modernas turbinas: controle de estol (*stall*) e controle de passo (*pitch*). Eles são utilizados para limitar a extração de potência do aerogerador, considerando sua potência nominal. Antigamente, o controle de estol simples era o mais utilizado nos aerogeradores. Na atualidade, contudo, em virtude do constante aumento do tamanho das máquinas, o sistema de controle de passo tem sido a opção preferida da maioria dos fabricantes, pois proporciona maior flexibilidade durante o funcionamento das turbinas [20], [21].

Basicamente, o controle de estol é um sistema sensível à velocidade do vento. Neste caso, as pás são fixas em torno de seu ângulo de passo, não sendo possível girar em torno de seu eixo longitudinal. Sendo assim, o ângulo de passo é escolhido de modo que para as velocidades de vento que ultrapassam a faixa de velocidade nominal, o escoamento do vento em torno do perfil da pá do rotor se desloca de sua superfície diminuindo as forças de sustentação e incrementando as forças de arrasto. A força de sustentação é denominada como a força ao longo da pá da turbina no sentido perpendicular em relação ao sentido do vento, produzindo torque mecânico rotacional. Já a força de arrasto é denominada como força sobre a pá no mesmo sentido do vento e não produz torque mecânico rotacional. Desta forma, nas condições de ventos acima da velocidade nominal, o escoamento em torno do perfil das pás da turbina é deslocado parcialmente da superfície, gerando menos força de sustentação e maiores forças de arrasto. Esta situação evita que a potência do rotor se desenvolva. Com o objetivo de evitar que este efeito (estol) aconteça nas posições radiais das pás simultaneamente, o que provocaria uma considerável redução da potência do rotor, as pás são dotadas de uma rotação longitudinal discreta que diminui este efeito.

Já o controle de passo constitui um sistema ativo que geralmente precisa de dados fornecidos pelo controlador do sistema. Assim, quando a potência nominal do gerador é ultrapassada em virtude do aumento da velocidade do vento, as pás giram em torno de seu eixo longitudinal, causando, portanto, mudança em seu ângulo de passo com a intenção de diminuir o ângulo de ataque. A redução do ângulo de ataque reduz as forças aerodinâmicas que agem sobre as pás e a consequente redução da extração de potência. Portanto, para todas as velocidades de vento acima da velocidade nominal, o ângulo de passo é escolhido de modo que a turbina produz no máximo até a sua

potência nominal. Para as condições de vento abaixo da velocidade nominal, o escoamento em torno do perfil das pás do rotor é bem aderente à superfície, gerando sustentação aerodinâmica e forças de arrasto pequenas [20], [21].

## 2.4. Conversão da energia eólica

Conforme foi dito anteriormente, as turbinas convertem a energia cinética dos ventos em energia mecânica rotacional. Esta última pode ser usada da forma que se encontra ou ainda pode ser convertida em energia elétrica, por meio de geradores elétricos. O aerogerador pode ser entendido como um gerador cuja alimentação é o vento. E a potência retirada do vento através deste é definida por meio da seguinte fórmula, [20]:

$$P_{disp} = \frac{1}{2} \rho A C_p(\lambda, \beta) V_{vento}^3, \quad (2.0)$$

onde  $\rho$  é a densidade do ar (1,225 kg/m<sup>3</sup> ao nível do mar),  $A$  é a área abrangida pelas pás,  $V_{vento}$  a velocidade do vento e  $\beta$  é o ângulo de passo em graus.

O rendimento da turbina eólica sofre influência do coeficiente de potência  $(\lambda, \beta)$ . O valor deste coeficiente varia entre 0 e 0,59. O seu maior valor é conhecido como limite de Betz. Segundo este limite, a máxima potência extraída por uma turbina eólica é de 59% da energia total de uma coluna de ar que atravessa a área de atuação das pás [20].

O coeficiente de potência  $C_p$  varia em função de  $(\lambda, \beta)$ , dentro dos limites de 0 e 0,59. O valor de  $\lambda$  é dado através da razão entre a velocidade tangencial na extremidade da pá e a velocidade do vento:

$$\lambda = \frac{\omega_t R}{V_{vento}}, \quad (2.1)$$

onde  $\omega_t$  é a velocidade angular instantânea,  $R$  é o raio da pá.

Existe uma expressão genérica utilizada para definir o coeficiente  $C_p(\lambda, \beta)$ . Esta expressão fundamenta-se nas características da turbina [22] e é dada por:

$$C_p(\lambda, \beta) = c_1 \left( \frac{c_2}{\lambda} - c_3 \beta - c_4 \right) e^{\frac{c_5}{\lambda}} + c_6 \lambda, \quad (2.2)$$

onde

$$\frac{1}{\lambda} = \frac{1}{\lambda + 0.08\beta} - \frac{0.035}{\beta^3 + 1}, \quad (2.3)$$

já os parâmetros  $c_1$ ,  $c_2$ ,  $c_3$ ,  $c_4$ ,  $c_5$ , e  $c_6$  estão relacionados com particularidades da aerodinâmica da turbina. Por exemplo, em [22], para uma dada turbina moderna estes valores são adquiridos experimentalmente e valem  $c_1=0,5176$ ,  $c_2=116$ ,  $c_3=0,4$ ,  $c_4=5$ ,  $c_5=21$ , e  $c_6=0,0068$ .

Através da Fig. 9 observa-se o comportamento de  $C_p$  em função do parâmetro  $\lambda$  para diversos valores de  $\beta$ , levando em consideração a expressão definida pelas equações (2.2), e (2.3) e os parâmetros  $c_1$ ,  $c_2$ ,  $c_3$ ,  $c_4$ ,  $c_5$ , e  $c_6$ . Para este exemplo, o valor máximo de  $C_p$  é 0,48, e é obtido quando  $\lambda$  é igual a 8,1 (valor de  $\lambda$  considerado nominal).

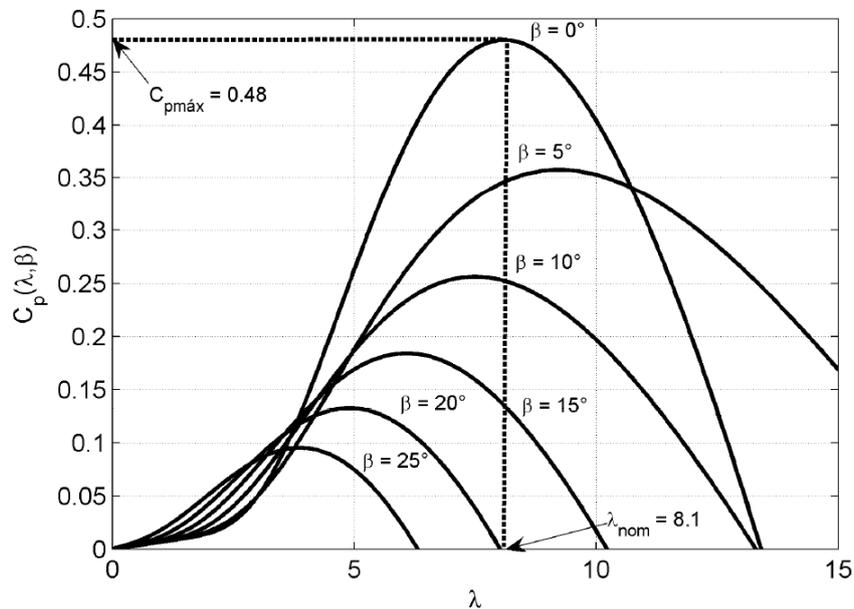


Fig. 9: Gráfico comportamental de  $C_p$  em relação a  $\lambda$  e  $\beta$ , [22].

A trajetória de máxima potência de uma turbina eólica pode ser observada através da Fig. 10. Neste caso, são observadas diversas velocidades de vento. Para cada faixa de velocidade de vento tem-se o ponto de máxima potência que acontece para

diferentes velocidades de operação da turbina. Portanto, caso a velocidade da turbina se ajuste às variações da velocidade de vento, um ganho de energia é obtido. Desta forma, os ganhos de energia de sistemas eólicos com velocidade variável oscilam na faixa de 3 a 28% em relação aos sistemas de velocidade fixa [22], [23]. Este ganho percentual depende dos parâmetros da turbina e das condições de vento.

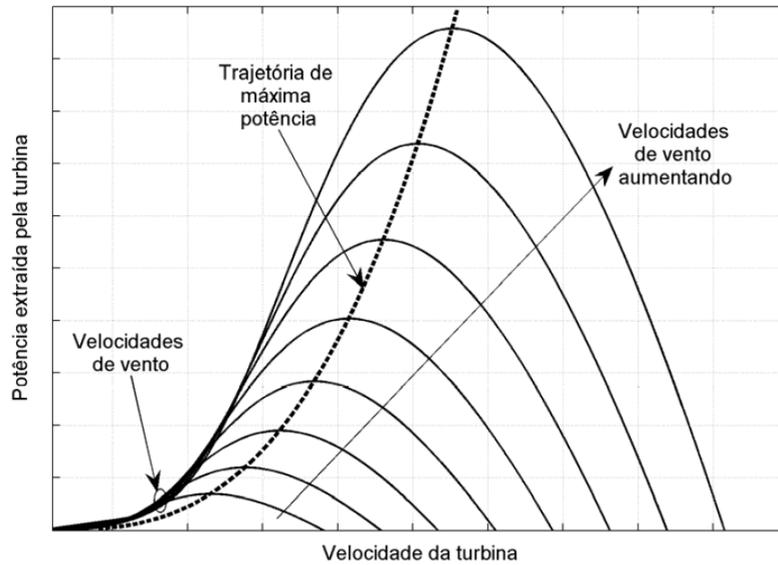


Fig. 10: Gráfico da trajetória de máxima potência para diferentes faixas de vento, [22].

### 2.4.1. Particularidades de uma turbina de 4 kW

Uma turbina eólica é capaz de operar sobre a trajetória de máxima potência para qualquer velocidade de vento em termos práticos. Contudo, existem limites de velocidade máxima e mínima de operação da turbina que precisam ser considerados.

Através do exemplo apresentado em [24], observa-se que a trajetória de máxima potência de uma turbina eólica de potência nominal de 4kW em função da velocidade de um gerador assíncrono trifásico de rotor bobinado de 60 Hz e 4 pólos é apresentada, conforme mostra a Fig. 11. Neste exemplo, optou-se por uma faixa de variação de velocidade em torno de 30% da velocidade síncrona, que no caso é 1800rpm. Respeitando-se os limites de velocidade mínima e máxima, a potência varia segundo a linha pontilhada (A-D). Subdividindo-se este intervalo em três, pode-se detalhar melhor cada trecho.

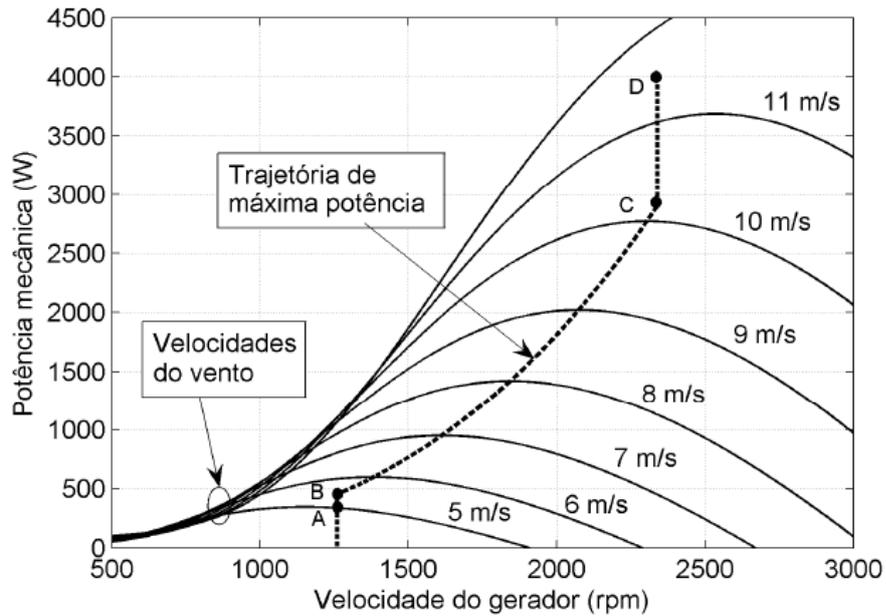


Fig. 11: Comportamento da potência extraída pela turbina em função da velocidade de rotação do gerador para diferentes velocidades de vento, [24].

Por exemplo, no trecho AB a turbina eólica trabalha com velocidade fixa em seu valor mínimo. Sendo assim, a velocidade mínima da turbina eólica em questão irá se adequar de tal forma que o gerador trabalha em velocidade mínima de 1260 rpm, que é 30% abaixo da velocidade síncrona. Já para o intervalo BC, a velocidade da turbina é ajustada de modo que a potência atinja seu valor máximo para cada velocidade de vento. Portanto, neste intervalo a turbina realiza a trajetória de máxima potência (MPT – *Maximum Power Tracking*). Finalmente, no trecho CD a potência varia segundo a velocidade do vento e a velocidade da turbina é mantida fixa em seu valor máximo. Observa-se através da Fig. 11 que a potência nominal é alcançada quando a velocidade de vento é igual a 11,5m/s e a velocidade do gerador é igual a 2340rpm. Portanto, esta trajetória começa no ponto A, em que o início da operação se dá com velocidade de vento de 5 m/s e velocidade do gerador é igual a 1260 rpm; e termina no ponto D, em que a potência nominal é alcançada com velocidade de vento de 11,5m/s e velocidade do gerador de 2340 rpm. Conforme mostrado anteriormente, a potência extraída do vento é expressa através da equação (2.0) e conhecendo-se o valor de sua velocidade é possível obter o torque imposto ao eixo do gerador através da expressão:

$$T_{mec} = \frac{P_{mec}}{\omega_r}, \quad (2.4)$$

Um torque ao eixo do gerador é imposto através da turbina eólica e a velocidade é imposta pelo torque eletromagnético do gerador. Esta forma de ajuste de velocidade, em que a equação  $\lambda = \omega_t R / V_v$  é orientada no seu valor nominal, é válido entre os pontos de mínima e máxima velocidades do gerador. Porém, no momento em que a velocidade do vento ultrapassa seu valor nominal, o aumento do ângulo de passo  $\beta$  limita a energia capturada pela turbina por meio da redução do valor de  $C_p$ , com o objetivo de manter a potência constante em seu valor nominal.

As curvas de potência e ângulo de passo em função da velocidade do vento podem ser observadas através da Fig. 12. Observa-se que para valores de velocidade de vento inferiores ao nominal (no caso, de 11,5 m/s), o ângulo de passo é igual a zero, mantendo-se as condições de máximo aproveitamento da energia do vento. Porém, quando a velocidade do vento torna-se superior ao valor nominal, a potência da turbina é limitada em seu valor nominal por meio do aumento do valor de  $\beta$ . Já a velocidade máxima de vento de operação da turbina é de 25 m/s. Para valores superiores a 25 m/s, o sistema é desligado. As pás da turbina são levadas à posição de mínima força de sustentação e usando-se um freio mecânico, trava-se a turbina [24].

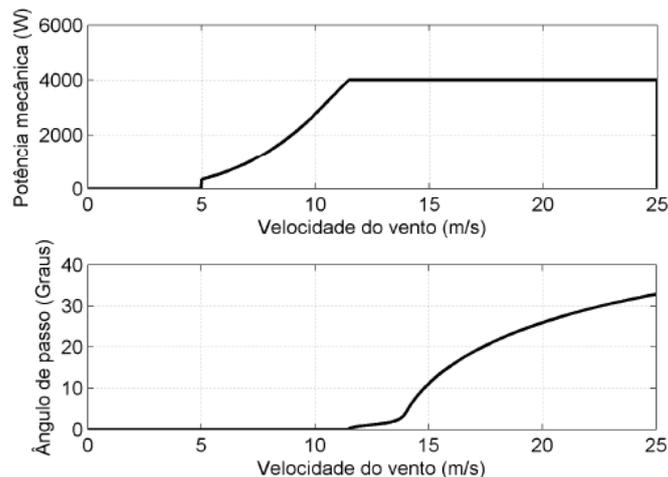


Fig. 12: Curvas da potência e ângulo de passo em função da velocidade do vento [24].

## 2.5. Principais Grupos Eólico-Elétricos de Geração de Energia Elétrica

O que se tem observado como tendência da indústria eólica com relação aos geradores empregados neste tipo de geração de energia é que nos últimos anos os principais fabricantes vêm substituindo o gerador de indução do tipo gaiola por geradores síncronos e geradores de indução duplamente alimentados [ 21].

Existem dois grandes grupos de geradores de energia empregados na geração eólica:

(a) Grupo de geradores assíncronos:

Nestes grupos, a turbina eólica apresenta seu eixo acoplado ao eixo de um gerador assíncrono trifásico que, neste caso, tanto pode ser um gerador do tipo rotor gaiola ou rotor bobinado. Considerando que os geradores assíncronos são máquinas elétricas que possuem velocidade de operação significativamente superior a da turbina eólica, faz-se necessário o uso de um ampliador de velocidade realizando a conexão entre a turbina e o gerador assíncrono. O grupo dos geradores assíncronos pode ser conectado à rede elétrica através de um conversor ou também pode ser do tipo duplamente alimentado, tornando-se mais flexível e atendendo às características de conversão eólico-elétrica da energia do vento.

(b) Grupo de geradores síncronos.

Nestes grupos, a turbina eólica apresenta o seu eixo acoplado ao eixo de um gerador síncrono trifásico de excitação independente no rotor ou de imã permanente no rotor. Geralmente, nestas topologias, os grupos de potência menor (inferior a 1 MW), possuem velocidade de operação bastante superior à velocidade da turbina, fazendo-se necessário o uso de um ampliador de velocidade responsável pela conexão entre a turbina eólica e o gerador. Por outro lado, os grupos de geradores de maior potência (superiores a 1MW) que, em geral, são fabricados com grande número de pólos e de baixa frequência, apresentam velocidade de operação compatível com as faixas de velocidade das turbinas eólicas, não precisando de um multiplicador de velocidade. Comumente, utiliza-se um acoplamento planetário para a conexão entre a turbina e o gerador síncrono de grande número de pólos.

Porém, dependendo do tipo de conexão à rede elétrica, têm-se as seguintes configurações disponíveis e aplicáveis:

## 2.5.1. Gerador conectado diretamente à rede elétrica com velocidade fixa

Neste grupo encontram-se os geradores síncronos e assíncronos. As Fig. 13 (a), (b) e Fig. 14 mostram o esquema desta configuração.

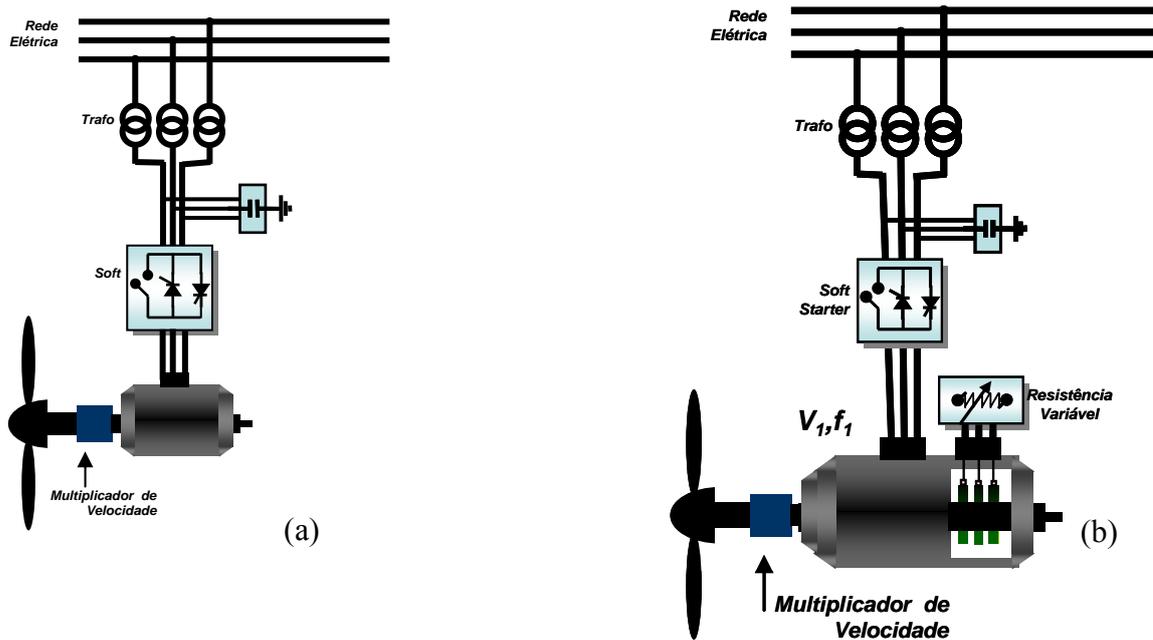


Fig. 13: Grupo gerador conectado diretamente à rede elétrica: (a) Gerador assíncrono de gaiola; (b) Gerador assíncrono rotor bobinado com resistências variáveis;

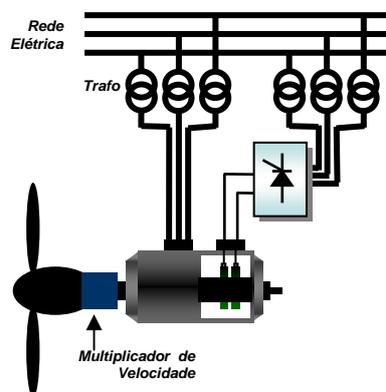


Fig. 14: Grupo gerador conectado diretamente à rede elétrica: gerador síncrono com excitação independente;

A velocidade de rotação de ambos os sistemas apresentados nas Fig. 13 (a) e (b) é superior à velocidade de rotação da turbina, sendo necessário o uso de um multiplicador de velocidade de vários estágios. No caso do gerador síncrono, mostrado na Fig. 14, a velocidade de rotação deve ser constante, tornando o grupo rígido. Além disso, é necessário haver sincronização com a rede e, como consequência, não é permitida a regulação de velocidade alguma. Por outro lado, o gerador assíncrono, em virtude de sua característica funcional (o escorregamento), possibilita uma pequena variação de velocidade, tornando, portanto, o grupo um pouco flexível. Visando incrementar esta flexibilidade, em alguns casos aplica-se um gerador assíncrono de gaiola com duplo enrolamento no estator de números de pólos diferentes. Deve-se saber que o grupo de geradores assíncronos necessita do uso de um sistema de compensação de reativos (banco de capacitores), além de necessitar de um circuito de partida *soft starter* para realizar a conexão do gerador à rede elétrica na entrada em operação. Já o grupo de geradores síncronos realiza a compensação reativa através de sua excitação independente e tem sua partida realizada através de motor auxiliar, Fig. 14. Esta proposta pode ser aplicada para potências da ordem de 1 MW, e em locais onde a velocidade de vento não varia muito. Se compararmos as duas configurações apresentadas nas Fig. 13 (a), (b) e Fig. 14, conclui-se que o gerador assíncrono apresenta a vantagem de ser robusto, ter menor custo e não contaminar a rede com harmônicos. Porém, ambas as configurações têm baixa eficiência durante a transformação da energia em virtude de sua rigidez em relação à regulação de velocidade.

### **2.5.2. Gerador conectado à rede elétrica através de conversor**

Nesta configuração, o grupo eólico-elétrico geralmente é formado por gerador assíncrono ou um gerador síncrono de acordo com o esquema apresentado nas Fig. 15 (a) e (b).

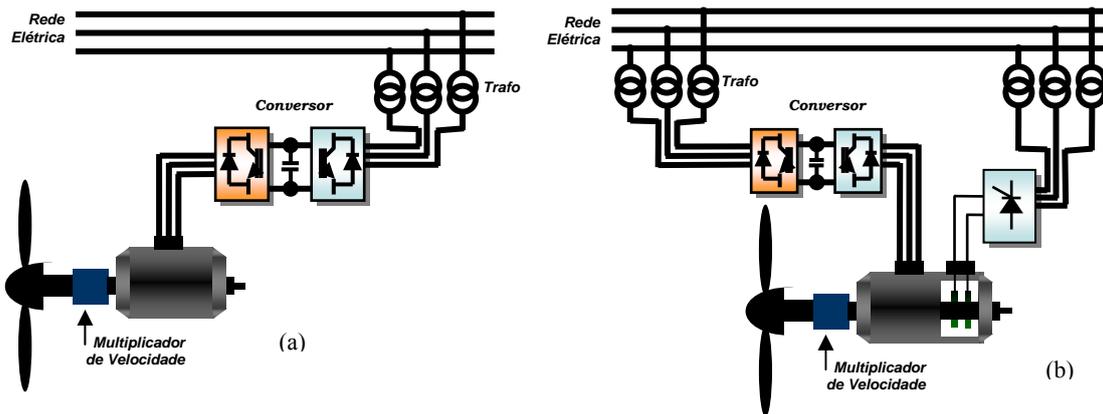


Fig. 15: Grupo gerador conectado à rede através de conversor: (a) Gerador assíncrono de gaiola; (b) Gerador síncrono com excitação independente;

Novamente, ambas as configurações apresentam velocidades de operação superior à velocidade da turbina eólica, exigindo, portanto, o uso de um multiplicador de velocidade de vários estágios. Contudo, observa-se que o elo CC do conversor desacopla o gerador da rede, garantindo uma grande flexibilidade na regulação da velocidade. Desta forma, esta configuração apresenta uma melhor eficiência na transformação da energia, se comparada com o grupo apresentado anteriormente. Neste grupo, a configuração que utiliza o gerador assíncrono apresenta a vantagem de ser robusto e de menor custo. O gerador síncrono compensa os reativos através de sua excitação independente. Já no caso de gerador assíncrono, os reativos necessários para excitá-lo são fornecidos pelo conversor, não sendo preciso o uso de um banco de capacitores. Nestas duas propostas mostradas através das Fig. 15 (a) e (b), o conversor CA/CA é responsável por um impacto no custo geral do sistema, uma vez que toda a potência do grupo passa para a rede por meio do conversor.

### 2.5.3. Gerador assíncrono trifásico de rotor bobinado duplamente alimentado com escovas

Nesta série, o grupo eólico-elétrico é formado por um gerador assíncrono trifásico com rotor bobinado duplamente alimentado através de escovas (DFIG – *Doubly Fed Induction Generator*) conforme mostra a Fig. 16.

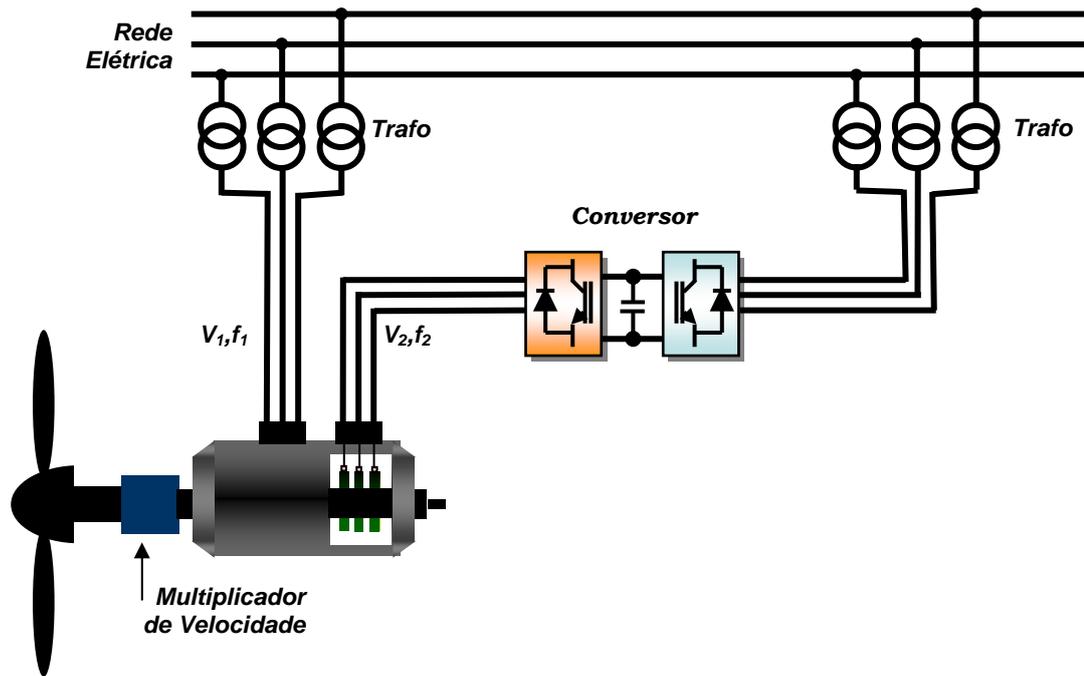


Fig. 16: Grupo gerador constituído de gerador assíncrono trifásico duplamente alimentado com escovas.

Nesta configuração, o gerador está apto a operar em uma faixa de regulação de velocidade em torno de 30% de sua velocidade de rotação síncrona. Através do conversor conectado no circuito do rotor realiza-se o controle de velocidade. Em virtude desta característica de regulação de velocidade, esta proposta é usada em locais onde a velocidade dos ventos é bastante oscilante. Da mesma forma como nos casos anteriores, o gerador trabalha numa rotação acima da velocidade de rotação da turbina eólica, fazendo-se necessário o uso de um multiplicador de velocidade de vários estágios. Além disso, o projeto do circuito do rotor sendo realizado de forma correta segundo critérios técnicos, o conversor de frequência precisa ser dimensionado para no máximo 30% da potência do grupo eólico-elétrico. Também se deve destacar que o conversor deve ser bidirecional para possibilitar o fluxo de potência nos dois sentidos, ou seja, do gerador para a rede e vice-versa, considerando o ponto de operação. Esta é uma grande vantagem no que se refere aos custos, tornando esta solução bastante competitiva. Esta configuração apresenta também uma grande eficiência na transformação da energia dos ventos, uma vez que a sua capacidade de regulação de velocidade possibilita o aproveitamento energético máximo (MPPT) numa ampla faixa de velocidade dos ventos. Outra vantagem se deve ao fato de que o estator é conectado diretamente à rede elétrica, garantindo uma onda senoidal pura sendo entregue à rede. Sendo assim, não

adiciona ao sistema elétrico poluição harmônica, não exigindo, portanto, o uso de filtros harmônicos. Filtros ativos são utilizados para reduzir poluição harmônica provocada por tiristores. Esta solução geralmente é utilizada pelos fabricantes de grupos eólico-elétricos para potências em torno de 5MW, já que apresenta custo inicial reduzido, robustez e eficiência na transformação da energia dos ventos. Segundo [25], esta configuração tem sido a mais usada nas instalações de sistemas eólicos mundialmente. Contudo, como pontos fracos destacam-se o uso de multiplicador de velocidade e o uso de escovas, sendo necessária a manutenção mais frequente do sistema [26].

#### 2.5.4. Gerador síncrono trifásico ligado à rede através de conversor sem multiplicador de velocidade

Neste caso, o grupo eólico-elétrico é formado por um gerador síncrono trifásico com excitação independente ou com rotor de ímãs permanentes, de acordo com as Fig. 17 (a) e (b).

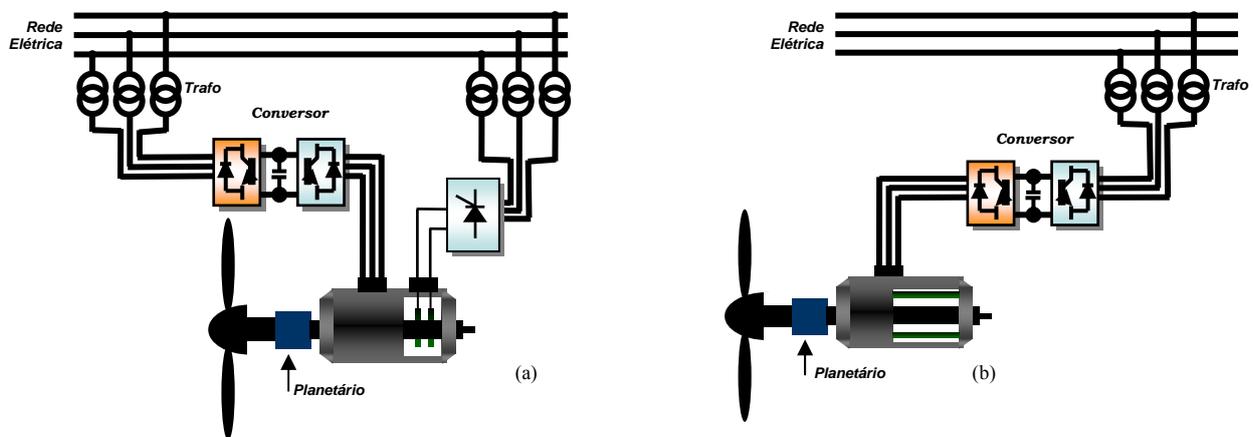


Fig. 17: Grupo gerador conectado à rede através de conversor. (a) Gerador síncrono com excitação independente; (b) Gerador síncrono de ímãs permanente.

Nesta proposta, tanto a configuração apresentada através da Fig. 17 (a) como na Fig. 17 (b) necessitam de um gerador de grande número de pólos, baixa frequência e variável conforme a velocidade da turbina eólica. Também neste caso o conversor desacopla o gerador da rede, possibilitando a conversão da energia numa ampla faixa de velocidade dos ventos. Além disso, os geradores apresentam um grande número de pólos, operam em rotação mais baixa, não precisando de um multiplicador de

velocidade. Necessitam apenas de um planetário de estágio único de custo e manutenção reduzidos.

Na configuração apresentada na Fig. 17 (a), a regulação da tensão gerada é realizada através da excitação independente. Já a mostrada na Fig. 17 (b) não é possível a regulação de tensão gerada porque o rotor é formado por ímãs permanentes. Contudo, esta segunda configuração garante maior rendimento, uma vez que os ímãs permanentes no rotor praticamente não têm perdas.

Esta solução proposta é adotada por alguns fabricantes de grupos eólico-elétricos para potências da ordem de 5 MW, uma vez que apresenta grande eficiência na transformação de energia dos ventos, não precisando de multiplicador de vários estágios de velocidade. Contudo, o seu custo inicial é bastante elevado. Além disso, necessitam de filtros para evitar a poluição na rede elétrica provenientes dos conversores de frequência a tiristor. Mundialmente, a participação desta topologia em instalações eólicas é modesta, se comparada com o sistema apresentado anteriormente, gira em torno de 15% [25].

### **2.5.5. Gerador assíncrono trifásico duplamente alimentado sem escovas**

Este grupo é composto por duas configurações que têm se destacado por representarem uma evolução de outras configurações dentro da classe das máquinas de indução. As Fig. 18 (a) e (b) apresentam as duas propostas. Na Fig. 18 (a) tem-se um esquema simplificado da BDFM (*Brushless Doubly Fed Machine*), neste trabalho chamada de MIDAS (Máquina de Indução Duplamente Alimentada Sem Escovas), que é uma máquina de indução de estrutura única sem escovas, a qual apresenta duas fontes de alimentação trifásicas no estator de diferentes números de pólos. Tipicamente as duas fontes de alimentação trifásicas do estator são de diferentes frequências, sendo uma fonte de frequência fixa conectada à rede; e a outra, de frequência variável, derivada de um conversor de frequência. Uma particularidade desta topologia é que o rotor é montado segundo um projeto específico, em que a gaiola especial é projetada com *loop's* internos para reduzir o conteúdo harmônico das ondas de indução no entreferro geradas pela própria gaiola [7],[27], [45], [46]. A vantagem desta configuração é de ser compacta e não precisar de escovas. O desempenho desta máquina irá depender de um

projeto bem elaborado da gaiola do rotor, conforme apresentado em [7]. Vale salientar que o nome MIDAS não é o nome comercial desta máquina.

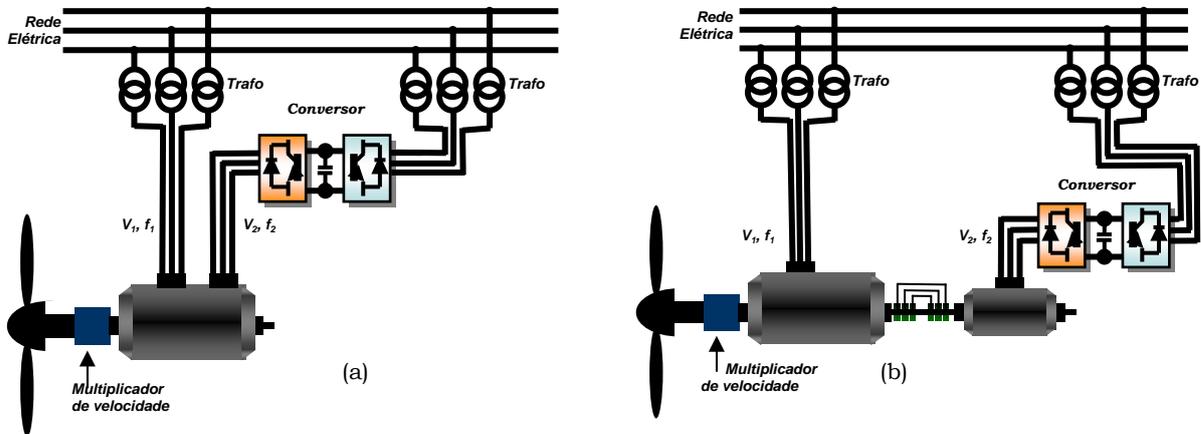


Fig. 18: Grupo gerador constituído da Máquina de Indução Duplamente Alimentada Sem Escovas (a) Máquina MIDAS; (b) Máquina em cascata (MICDAS);

Uma outra alternativa para eliminar os problemas do uso de escovas é apresentada na Fig. 18 (b), que é a CBDFM (*Cascade Brushless Doubly Fed Machine*), que neste trabalho é chamada de MICDAS (Máquina de Indução em Cascata Duplamente Alimentada Sem escovas). Esta proposta é formada pela união de duas máquinas de indução de rotor bobinado no mesmo eixo, com dois circuitos de estator separados e dois enrolamentos de rotor conectados. Como as máquinas giram na mesma velocidade, a conexão entre os circuitos de rotor pode ser estabelecida diretamente, sem necessidade de escovas e anéis, que se encontram ilustradas na Fig. 18 (b) apenas para facilidade de entendimento. Tem-se, portanto, o sistema composto por duas máquinas, sendo que uma máquina de maior potência (chamada de máquina de potência); e a outra de menor potência (chamada de máquina de controle). Nesta solução, o conversor de potência será conectado nos terminais do estator da máquina de controle, representando uma redução nos custos, pois o conversor será dimensionado para a máquina de menor potência, tipicamente 1/3 da potência da máquina maior. O sistema da MICDAS apresentado através da Fig. 18 (b) será melhor detalhado nos próximos capítulos, uma vez que é o tema principal desta dissertação.

# CAPÍTULO 3

## MICDAS

Esta dissertação está voltada para a análise, funcionamento e controle da MICDAS (Máquina de Indução em Cascata Duplamente Alimentada Sem escovas). A MICDAS, na literatura em inglês é conhecida como CBDFM (*Cascade Brushless Doubly Fed Machine*), é uma máquina elétrica CA que pode operar tanto como motor quanto gerador. Como o próprio nome indica, esta máquina requer duas fontes de alimentação CA, além disso, como a conexão dos rotores é direta, dispensa o uso de anéis e escovas.

### 3.1. Evolução das Máquinas Duplamente Alimentadas

A origem das modernas máquinas duplamente alimentadas encontra-se na patente registrada pelos irmãos Siemens e Lydall em 1902 para a SCM (*Self-Cascaded Machine*) [28], [38].

Nessa época, a distribuição de energia padrão estava mudando de CC para CA. A opção por CA trouxe a máquina de indução para aplicações industriais. A máquina de indução possuía construção simples e robusta, o que era desejável. Porém, a indústria necessitava de operação em velocidade variável em seus processos, surgindo um problema significativo, uma vez que a velocidade de operação da máquina de indução encontra-se praticamente atrelada à sua frequência principal.

No início do século XX, o método comum de controle da velocidade das máquinas de indução era a introdução de resistências em série no rotor, conectadas

através de anéis deslizantes, já que os modernos conversores de eletrônica de potência ainda não haviam sido criados.

O uso de resistências em série conectadas ao rotor era uma opção que gerava perdas inerentes ao sistema, por esta razão havia um grande desejo de se projetar máquinas que pudessem ser operadas em diferentes velocidades sem as perdas devido o uso de resistências. Descobriu-se que a conexão de duas máquinas de indução permitia que se atingissem três diferentes velocidades de operação [28], [38]. Tal arranjo ficou conhecido como CIM (*Cascaded Induction Machine*). A patente de Lydall abrangia a incorporação de duas máquinas de indução de diferentes números de pólos na mesma estrutura. Lydall percebeu que a sua máquina imitava o comportamento de duas máquinas em cascata (mas fisicamente separadas) porque os campos resultantes de números de pólos diferentes não se acoplavam. A máquina dele possuía dois enrolamentos no estator e dois enrolamentos no rotor, os quais permitiam acesso através de anéis deslizantes. Três diferentes e consistentes velocidades poderiam ser alcançadas.

Na mesma época do trabalho de Lydall, outros pesquisadores como P. Thompson, Steinmetz e Meller estavam tentando criar algo similar à SCM (*Self-Cascaded Machine*), considerando um espaçamento adequado dos enrolamentos do estator para garantir o desacoplamento dos campos magnéticos, ao invés de campos formados por diferentes números de pólos dos enrolamentos no estator. Foram registradas patentes deste trabalho [28], [38].

Mais tarde, em 1907, Hunt desenvolveu avanços na ideia original de Lydall, como alguns trabalhos sugerem [9], [10]. Hunt percebeu que os anéis deslizantes eram desnecessários, ou seja, se a conexão em cascata é feita de rotor para rotor, ao invés de rotor para estator, então nenhum anel deslizante é necessário, e três velocidades de operação ainda estavam disponíveis. Hunt também contribuiu para o desenvolvimento da máquina em si e mostrou que com um projeto bem feito dos enrolamentos do rotor e estator era possível reduzir significativamente as perdas por cobre. O enrolamento único do rotor foi projetado para acoplar ambos os campos do entreferro, necessitando menos área seccional de cobre que o projeto sugerido por Lydall, resultando num projeto de rotor de menores *slots* e mais prático. Esta máquina foi desenvolvida entre os anos de 1907 e 1914 e Hunt descreve algumas contribuições através de um artigo publicado no fim daquele período, em consequência de experiências adquiridas em aplicações industriais, principalmente da indústria de minas [10], [38].

Já em 1920, Creedy realizou algumas melhoras no projeto do rotor e estator desta máquina. Ele aperfeiçoou as regras estabelecidas por Hunt na escolha das combinações adequadas do número de pólos, assim possibilitando um maior leque de opção de configurações da máquina. A contribuição mais significativa da regra de Creedy para a escolha do número de pólos resultou na possibilidade de uma máquina de 6 e 2 pólos, a qual era 50% mais rápida que a máquina mais rápida disponível utilizando as regras de Hunt. Todavia, na realidade, as regras de Creedy para a escolha da combinação de pólos ainda era incompleta, segundo [29], [38].

A máquina conhecida como SCM (*Self-Cascaded Machine*) atingiu algum sucesso comercial. Um certo número de máquinas tiveram aplicação industrial em áreas incluindo compressor de ar em minas de carvão (*colliery*) e compressor de ar para refrigeração [10], [38].

Nenhuma publicação havia surgido depois dos trabalhos divulgados por Creedy até que Smith publicou um trabalho em 1966 [30]. A máquina estudada por Smith se enquadrava na categoria das máquinas estudadas por Thompson, Steinmetz e Muller, ou seja, o desacoplamento dos campos do estator foi alcançado através de separação espacial, ao invés dos campos resultantes da combinação de números de pólos diferentes. A motivação inicial de Smith denotou estar voltada para o modo operacional em cascata, e ele apresenta um modelo da operação estável da máquina. Smith publicou sobre o desempenho síncrono desta máquina e ele percebeu que um conversor de frequência de baixa potência poderia ser empregado para extrair potência de escorregamento do rotor por indução, ou se alimentado pelo segundo enrolamento, a máquina se comportaria como uma máquina síncrona [31], [38]. Este foi um avanço significativo, já que pela primeira vez percebia-se o modo síncrono completo, porém a máquina de Smith não era a verdadeira BDFM, e sim duas máquinas magneticamente separadas na mesma estrutura. Num trabalho publicado em 1967, Smith apresenta um circuito equivalente de sua máquina e analisa seu desempenho operacional em modo síncrono. Smith deve ser citado como o primeiro a notar o modo de operação síncrona da máquina, o qual foi alcançado através da dupla alimentação.

Uma contribuição importante foi feita por Broadway e Burbridge em 1970 [17]. Broadway e Burbridge retornaram para a máquina de Hunt e fizeram contribuições significantes para o projeto do rotor. Após estudos, concluíram que o rotor bobinado, o qual era requerido nos projetos de Hunt e Creedy, acarretaria em maiores perdas e menor durabilidade. Por isso, desenvolveram um projeto de rotor do tipo gaiola que

pudesse ser feito da mesma forma que o rotor gaiola de esquilo. Eles foram creditados erroneamente como os primeiros a notarem que o rotor do tipo gaiola para BDFM devia ter o número de barras dado pela soma de pares de pólos dos enrolamentos do estator, mas na realidade foi Hunt quem havia notado este fato, segundo [29], [38]. Contudo, Broadway e Burbridge foram os primeiros a formalizarem este conceito. A principal contribuição deles foi propor o projeto do rotor com *loops* concêntricos (*nested loops*), o qual foi adotado em trabalho subsequente na BDFM. Broadway e Burbridge apresentaram o circuito equivalente para a BDFM e alguns aspectos de desempenho foram analisados em modo permanente. Eles também notaram que o segundo enrolamento pode não apenas extrair potência de escorregamento, mas também pode ser usado para operar a máquina em modo síncrono. Broadway publicou em 1971 o que é conceitualmente a moderna máquina de relutância duplamente alimentada sem escovas (BDFRM – *Brushless Doubly Fed Reluctance Machine*), [32]. Neste artigo, percebe-se que a operação em dupla alimentação com diferentes frequências de alimentação é possível através de um inversor variável de frequência.

Em 1978 Kusko e Somuah apresentaram um trabalho na BDFM com dois enrolamentos trifásicos no rotor e são considerados os primeiros a terem notado que o circuito equivalente da BDFM tinha semelhanças com a máquina síncrona quando a BDFM se encontrava em modo de operação síncrona.

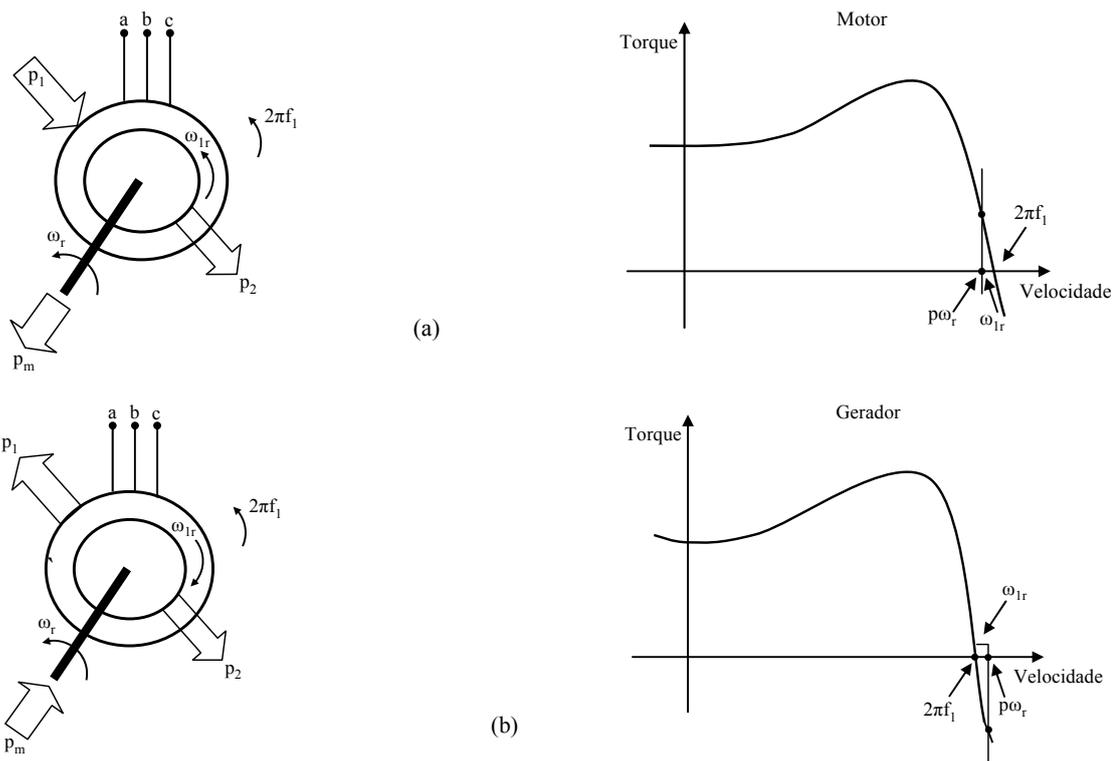
Em meados dos anos de 1980, como parte dos contratos do departamento de energia dos Estados Unidos, havia interesse no desenvolvimento da BDFM na Universidade do Estado de Oregon. Nesta universidade, Wallace, Spée, Li e outros estudaram extensivamente a BDFM. Na verdade, o nome BDFM originalmente surgiu a partir das publicações resultantes destes estudos. O trabalho dessa equipe usava o rotor desenvolvido por Broadway e Burbridge. Eles desenvolveram um modelo dinâmico de circuito acoplado da máquina deles. Este modelo foi utilizado para investigar o desempenho e acarretou em uma patente registrada em 1993 [33], [34], [38].

Ainda na universidade de Oregon, o trabalho da BDFM estava voltado para os aspectos de controle e aplicações. Contudo, novas contribuições foram feitas na modelagem desta máquina, por Williamson et al, na universidade de Cambridge. Ferreira e Williamson também analisaram a BDFM através de elementos finitos para verificar os resultados obtidos e investigar o efeito de perdas por ferro e saturação, segundo [7], [35], [38], [45], [46].

Publicações mais recentes aparecem para a máquina em cascata duplamente alimentada, a qual é eletricamente similar a máquina de Lydall, mas literalmente inclui duas máquinas, em duas estruturas separadas com dois rotores acoplados elétrica e mecanicamente. Um esquema de controle orientado pelo fluxo do estator e um esquema de controle de fluxo magnetizante combinados são apresentados. Considera-se que estes esquemas de controle poderiam ser aplicados igualmente a BDFM, apesar dos resultados apresentados serem apenas para a máquina em cascata [36], [37], [38].

### 3.2. Funcionamento do arranjo da MICDAS

Para estudar o funcionamento do arranjo que compõe a MICDAS, antes deve-se atentar para a existência de pontos de operação conhecidos das máquinas de indução, os quais são: motor, gerador e *plugging*. A Fig 19 apresenta de forma ilustrativa tais pontos de operação, [47], [48]. Observa-se que o sentido rotacional do fluxo depende da sequência de fase indicadas na Fig. 19. Nota-se também que as tensões induzidas nos terminais do rotor têm a mesma sequência de fase do estator quando a máquina se comporta como motor ou opera em modo *plugging*. Por outro lado, apresenta sequência de fase inversa quando opera em modo gerador, esta indicação é observada através do sentido de rotação de  $2\pi f_1$  em relação a  $\omega_{1r}$ .



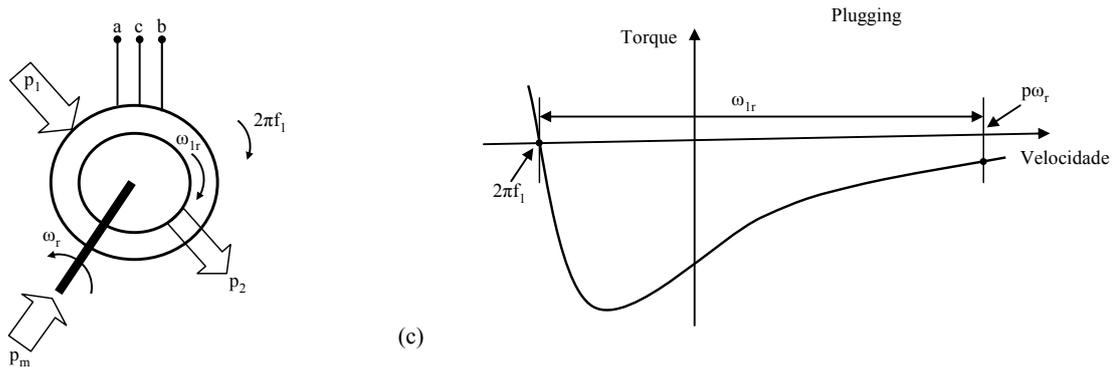


Fig. 19: Pontos de operação da máquina de indução: (a) modo motor, (b) modo gerador, e (c) modo *plugging*.

Maq. potência $(\omega_r)$ Maq. controle $(\omega_{2r})$	Motor Seq. positiva  $\omega_{1r} = 2\pi f_1 - p\omega_r$	Gerador Seq. positiva  $\omega_{1r} = p\omega_{r1} - 2\pi f$	Plugging Seq. negativa  $\omega_{1r} = 2\pi f_1 + p\omega_r$
Motor Seq. negativa  $\omega_{2r} = 2\pi f_2 - q\omega_r$	$\frac{2\pi(f_1 - f_2)}{p - q}$ Transpor	$\frac{2\pi(f_1 + f_2)}{p + q}$ Não-Transpor	$\frac{2\pi(f_2 - f_1)}{p + q}$ Não-Transpor
Gerador Seq. negativa  $\omega_{2r} = q\omega_{r2} - 2\pi f_2$	$\frac{2\pi(f_1 + f_2)}{p + q}$ Não-Transpor	$\frac{2\pi(f_1 - f_2)}{p - q}$ Transpor	$\frac{2\pi(f_2 + f_1)}{q - p}$ Transpor
Plugging Seq. positiva  $\omega_{2r} = 2\pi f_2 + q\omega_r$	$\frac{2\pi(f_1 - f_2)}{p + q}$ Não-Transpor	$\frac{2\pi(f_1 + f_2)}{p - q}$ Transpor	$\frac{2\pi(f_2 - f_1)}{p - q}$ Transpor

Fig. 20: Pontos de operação da MICDAS, [47].

Sabendo-se que a MICDAS é composta por duas máquinas de indução de rotor bobinado, é possível identificar vários arranjos ou combinações de operação. Por exemplo, em [47] e [48] observa-se a existência de nove pontos de operação, mostrados na Fig. 20, sendo todos estáveis. Os pontos de operação geralmente são determinados através de condições que devem ser impostas para realizar a interconexão dos enrolamentos do rotor das duas máquinas que formam a MICDAS. Neste sentido, considerando seu funcionamento em regime permanente, as condições que devem ser impostas são: mesma sequência de fase, mesma frequência elétrica angular, mesma velocidade do rotor.

As velocidades síncronas de ambas as máquinas apresentadas na Fig. 20 são, respectivamente:

$$\omega_p = \frac{2\pi f_p}{n_p}, \text{ e} \quad (3.1)$$

$$\omega_c = \frac{2\pi f_c}{n_c}. \quad (3.2)$$

Para a mesma velocidade mecânica rotacional  $f_m$ , em que o sistema atinge um ponto de equilíbrio, as frequências angulares das correntes e tensões nos enrolamentos dos dois rotores são apresentadas a seguir.

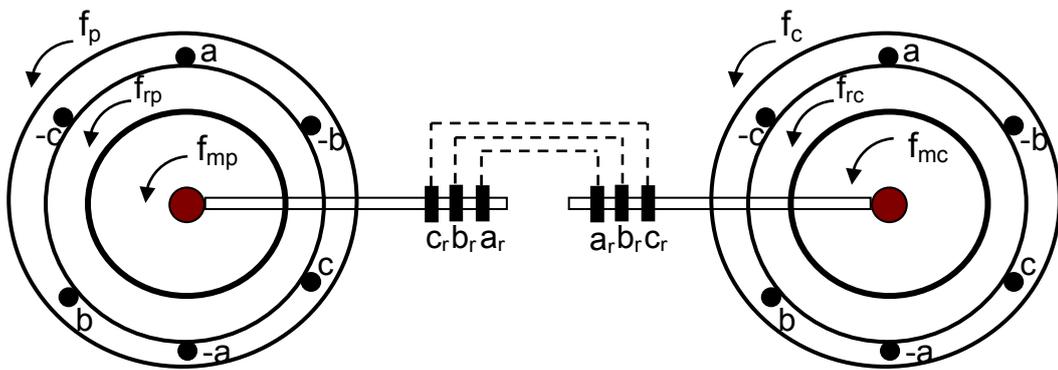


Fig. 21: Arranjo da MICDAS antes da conexão dos enrolamentos do rotor

A Fig. 21 apresenta o sentido de rotação referencial das frequências angulares antes da conexão dos enrolamentos do rotor. A partir da Fig. 21 pode-se estabelecer as seguintes relações:

$$f_{rp} = f_p - n_p \times f_{mp} \quad (3.3)$$

$$f_{rc} = f_c - n_c \times f_{mc} \quad (3.4)$$

Em que:

$f_p$  = Frequência de alimentação dos terminais do estator da máquina de potência, isto é, é igual a frequência da rede;

$n_p$  = Número de pares de pólos da máquina de potência;

$f_{mp}$  = Rotação mecânica da máquina de potência em rps.

$f_c$  = Frequência de alimentação dos terminais do estator da máquina de controle;

$n_c$  = Número de pares de pólos da máquina de controle;

$f_{mc}$  = Rotação mecânica da máquina de controle em rps.

Deve-se destacar que para a conexão das duas máquinas mostradas na Fig. 21, considera-se que estas sejam construídas através de princípio comum, não sendo os valores de potência nem os números de pólos necessariamente iguais, estejam elas funcionando em modo motor ou modo gerador. Além disso, as duas máquinas operando como motor ou gerador, a conexão elétrica entre os enrolamentos dos rotores deve ser feita com inversão de fase para o caso em que as máquinas estejam uma de frente para a outra, conexão *face-to-face*. Em contra partida, quando a conexão entre as duas máquinas é feita em *back-to-back*, a interconexão elétrica dos enrolamentos dos rotores é feita na sequência de fase positiva (mesma sequência de fase). Porém, quando uma das máquinas está em modo de operação *Plugging*, a interconexão das fases dos enrolamentos do rotor é a mesma usada para o caso em que as duas máquinas estejam posicionadas em *face-to-face*, sendo que a sequência de fase dos enrolamentos do estator é inversa. Esta última configuração pode ser observada através da Fig. 19 (c).

Estando as duas máquinas em posição *back-to-back*, após a conexão direta dos enrolamentos do rotor, a Fig. 22 mostra o sentido de rotação das frequências angulares em ambas as máquinas.

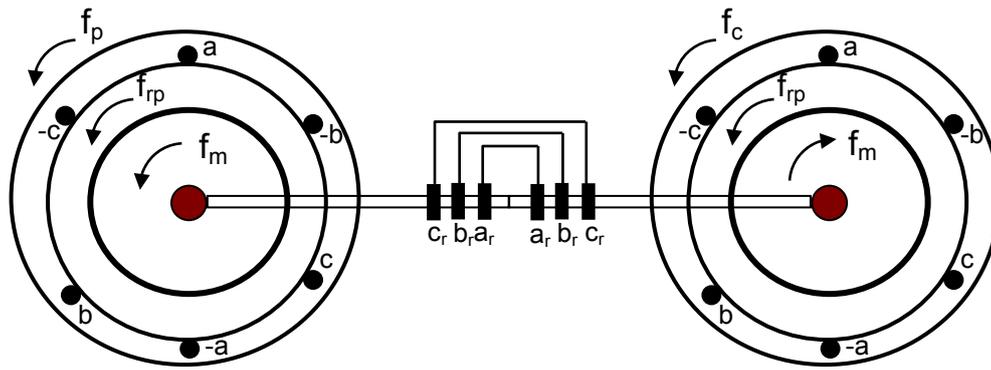


Fig. 22: Arranjo da MICDAS depois da conexão.

Considerando que o arranjo da MICDAS esteja funcionando com uma velocidade rotacional mecânica  $f_m$  em rotação por segundo (rps), e que  $f_p$  e  $f_c$  sejam, nesta ordem, as frequências de alimentação das máquinas de potência e de controle, conforme mostra o esquema da Fig. 22, as frequências da tensão de alimentação do rotor das máquinas de potência ( $f_{rp}$ ) e de controle ( $f_{rc}$ ) podem ser calculada como:

$$f_{rp} = f_p - n_p \times f_m, \text{ e} \quad (3.5)$$

$$f_{rc} = f_c + n_c \times f_m. \quad (3.6)$$

De acordo com a ligação em cascata, os rotores devem ser ligados em série, impondo-se, portanto, que as frequências  $f_{rp}$  e  $f_{rc}$  sejam iguais. Fazendo a igualdade das equações (3.5) e (3.6), tem-se que:

$$f_c + n_c \times f_m = f_p - n_p \times f_m \quad (3.7)$$

A equação (3.7) expressa a relação das frequências da MICDAS entre os lados do estator da máquina de potência e o estator da máquina de controle. A partir daí, pode se definir uma expressão para a rotação mecânica do eixo da MICDAS como sendo:

$$f_m = \frac{f_p - f_c}{(n_p + n_c)}. \quad (3.8)$$

Através da expressão (3.8) nota-se que a rotação mecânica do arranjo  $f_m$  pode ser ajustada por meio da variação da frequência  $f_c$  e também da amplitude da tensão estabelecida nos terminais do estator da máquina de controle.

A rotação síncrona da MICDAS pode ser alcançada quando a frequência  $f_c$  é nula, isto é,  $f_c = 0$ . Desta forma, a expressão da rotação síncrona fica:

$$f_{msc} = \frac{f_p}{(n_p + n_c)} = \frac{f_{rede}}{(n_p + n_c)}. \quad (3.9)$$

Nos pontos de operação estáveis, a frequência do rotor em ambas as máquinas é a mesma tal que o enrolamento de potência pode ser controlado através dos rotores a partir do enrolamento de controle. A MICDAS é capaz de gerar potência no lado do enrolamento de potência à frequência constante e velocidade variável do rotor, contanto que o enrolamento de controle seja alimentado por uma frequência adequada de forma que a operação síncrona possa ser mantida. Através do ajuste da fase e magnitude das correntes do enrolamento de controle (corrente de excitação), a quantidade de potência ativa e reativa fluindo na direção da rede elétrica pode ser controlada dinamicamente. Para isto, um sistema de controle vetorial com orientação no fluxo do estator do enrolamento da máquina de potência é geralmente indicado [36].

Porém, através da Fig. 23, pode-se apresentar de forma sucinta a equação resultante quando se realiza a conexão elétrica dos rotores em sequência de fase invertida ou negativa. Para isso, deve-se realizar a transposição de duas das fases dos enrolamentos do rotor ou aplica-se uma tensão de sequência inversa, obtendo-se:

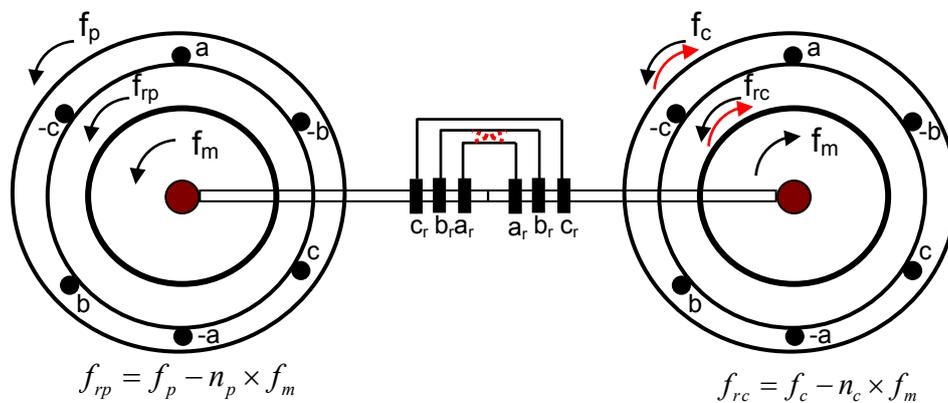


Fig. 23: Arranjo da MICDAS em conexão de sequência de fase negativa.

Na ligação em cascata os rotores ligados em série impõem que as frequências  $f_{rp}$  e  $f_{rc}$  sejam iguais, portanto:

$$f_c - n_c \times f_m = f_p - n_p \times f_m. \quad (3.10)$$

$$f_m = \frac{f_p - f_c}{n_p - n_c} \text{ (rps)}. \quad (3.11)$$

### 3.3. Modelo matemático da MICDAS

Depois de discutir sobre a teoria de operação da MICDAS, o seu modelo matemático é apresentado. Neste caso, as seguintes condições devem ser consideradas: apenas o desempenho em regime é analisado, sem transientes; os parâmetros da máquina são equilibrados; perdas no cobre são ignoradas, os terminais do estator são alimentados por ondas puramente senoidais.

Como a MICDAS consiste de duas máquinas de indução conectadas elétrica e mecanicamente, seu modelo pode ser prontamente desenvolvido combinando dois modelos já conhecidos da máquina de indução (no caso, máquinas de potência e de controle). A Fig. 24 apresenta o diagrama equivalente monofásico do arranjo da MICDAS utilizado como base para o desenvolvimento e estudo de seu modelo matemático. A modelagem abordada aqui está baseada nas referências [39], [40] e [44].

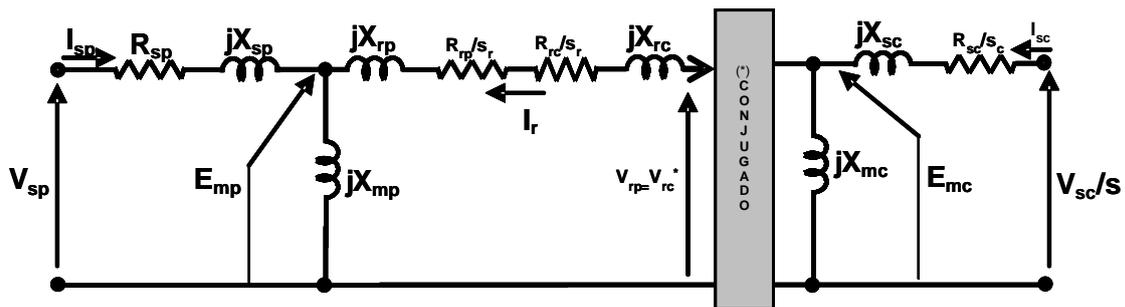


Fig. 24: Esquemático do circuito equivalente monofásico para a MICDAS, [40].

No sentido de facilitar a análise da MICDAS, as perdas do núcleo e no cobre da máquina são desconsideradas, conforme mencionado anteriormente. Porém, caso fossem consideradas tais perdas, resistências em paralelo às reatâncias magnéticas seriam adicionadas ao circuito equivalente do modelo, tal como é apresentado em [42]. Uma vez que o circuito equivalente da MICDAS mostrado na Fig 5 é monofásico, todas

as grandezas discutidas, tais como tensões, correntes são monofásicas. Os termos presentes no circuito equivalente da fig tal são definidos como:

$V_{sp}$  = tensão de fase do estator da máquina de potência;  
 $V_{sc}$  = tensão de fase do estator da máquina de controle;  
 $I_{sp}$  = corrente de fase do estator da máquina de potência;  
 $I_{sc}$  = corrente de fase do estator da máquina de controle;  
 $I_r$  = corrente de fase do rotor do arranjo da MICDAS;  
 $R_{sp}$  = resistência do estator da máquina de potência;  
 $R_{sc}$  = resistência do estator da máquina de controle;  
 $R_{rp}$  = resistência do rotor da máquina de potência;  
 $R_{rc}$  = resistência do rotor da máquina de controle;  
 $R_{mp}$  = resistência da perda de núcleo da máquina de potência;  
 $R_{mc}$  = resistência da perda de núcleo da máquina de controle;  
 $X_{sp}$  = reatância de acoplamento do estator da máquina de potência;  
 $X_{sc}$  = reatância de acoplamento do estator da máquina de controle;  
 $X_{rp}$  = reatância de acoplamento do rotor da máquina de potência;  
 $X_{rc}$  = reatância de acoplamento do rotor da máquina de controle;  
 $X_{mp}$  = reatância magnética da máquina de potência;  
 $X_{mc}$  = reatância magnética da máquina de controle.

Neste modelo as variáveis estão referidas ao estator da máquina de potência. O modelo mostra o efeito que o escorregamento  $s_p$  provoca na resistência do rotor e o efeito que o escorregamento  $s$  provoca na resistência do estator da máquina de controle. Este efeito é explicado através da lei eletromecânica de teoria de máquinas de indução convencionais, a qual diz que os campos rotacionais do estator e do rotor devem girar à mesma velocidade angular.

A relação existente entre o estator e o rotor da máquina de potência, assim como a relação entre o estator e o rotor da máquina de controle permitem que as seguintes definições sejam dadas:

$$s_p = f_{rp} / f_p, e \quad (3.12)$$

$$s_c = f_{rc} / f_c. \quad (3.13)$$

Sendo:

$f_{rp}$  = frequência induzida no rotor da máquina de potência;

$f_p$  = frequência de alimentação dos terminais do estator da máquina de potência;

$f_{rc}$  = frequência induzida no rotor da máquina de controle;

$f_c$  = frequência de alimentação dos terminais do estator da máquina de controle;

considerando que as variáveis discutidas e presentes no circuito do modelo estão referidas ao estator da máquina de potência, o efeito do escorregamento na máquina de controle é provocado pelos escorregamentos  $s_p$  e  $s_c$  combinados. Sendo assim, a resistência do estator da máquina de controle deve ser dividida pelo escorregamento  $s$ . O escorregamento  $s$  é definido como:

$$s = s_p \cdot s_c = \left( f_c / f_p \right) \cdot \left( f_{rp} / f_{rc} \right). \quad (3.14)$$

Nos pontos de operação, as frequências induzidas dos rotores das máquinas de potência e controle são iguais. Portanto, tem-se que:

$$f_r = f_{rp} = f_{rc}, \quad (3.15)$$

$$s_p = f_{rp} / f_p, \quad (3.16)$$

$$s_c = f_{rc} / f_c, \text{ e} \quad (3.17)$$

$$s = f_c / f_p. \quad (3.18)$$

Fazendo a substituição das relações da frequência angular de velocidade rotacional do campo nas expressões acima tem-se que:

$$s_p = f_r / f_p = \left( f_p - n_p f_m \right) / f_p \quad (3.19)$$

$$s_c = f_c / f_r = f_c / \left( f_c - n_c f_m \right) \quad (3.20)$$

$$s = s_p \cdot s_c = f_c / f_p = \left( f_p - \left( n_p + n_c \right) f_m \right) / f_p. \quad (3.21)$$

Sendo:

$n_p$  = número de pares de pólos da máquina de potência;

$n_c$  = número de pares de pólos da máquina de controle;

$f_m$  = velocidade mecânica do eixo em rps.

A partir da equação (3.21) é possível retirar a expressão que define a rotação mecânica do conjunto da MICDAS em rps para a operação em regime. Assim, tem-se que:

$$f_m = (1-s)f_p / (n_p + n_c) = (f_p - f_c) / (n_p + n_c). \quad (3.22)$$

### 3.4. Relação entre tensões e correntes do circuito da MICDAS

Os estatores de ambas as máquinas de potência e controle induzem tensões nos enrolamentos do rotor, e o rotor, por sua vez, induz tensão em ambos os estatores das duas máquinas. A partir do circuito equivalente apresentado na Fig. 24, é possível definir tais tensões induzidas como se segue:

A tensão induzida no estator na máquina de potência devido a corrente do rotor é:

$$\bar{E}_{rp} = jX_{mp}I_{rp}. \quad (3.23)$$

A tensão induzida no estator da máquina de potência devido a corrente que circula no estator é:

$$\bar{E}_{mp} = -jX_{mp}I_p. \quad (3.24)$$

A tensão induzida no estator na máquina de controle devido a corrente do rotor é:

$$\bar{E}_{rc} = -jX_{mc}I_{rc}. \quad (3.25)$$

A tensão induzida no estator da máquina de controle devido a corrente que circula no estator é:

$$\bar{E}_{mc} = jX_{mc}I_c. \quad (3.26)$$

Através do uso da lei de Kirchoff de tensão e utilizando as equações descritas acima, retiradas do circuito equivalente do arranjo da MICDAS (Fig. 24), é possível apontar as seguintes expressões para a tensão nos terminais do estator da máquina de potência:

$$\bar{V}_{sp} = (-R_{sp} - (jX_p + jX_{mp}))\bar{I}_{sp} + j\omega_p X_{mp}\bar{I}_{rp}, \quad (3.27)$$

$$\bar{V}_{sp} = (-R_{sp} - (j\omega_p L_{sp} + j\omega_p M_{sp}))\bar{I}_{sp} + j\omega_p M_{sp}\bar{I}_r. \quad (3.28)$$

Para a tensão nos terminais do estator da máquina de controle:

$$\bar{V}_{sc}/s = (R_{sc}/s + jX_c + jX_{mc})\bar{I}_{sc} + j\omega_c X_{mc}\bar{I}_{rc}, \quad (3.29)$$

$$\bar{V}_{sc}/s = (R_{sc}/s + j\omega_c (L_{sc} + M_{sc}))\bar{I}_{sc} + j\omega_c M_{sc}\bar{I}_r. \quad (3.30)$$

A relação das tensões induzidas  $E_{mp}$  e  $E_{mc}$  é expressa como:

$$\bar{E}_{mp} = -\bar{I}_r \left( \frac{R_{rp} + R_{rc}}{s_p} \right) - (j\bar{I}_r (X_p + X_{mp} + X_c + X_{mc})) + \bar{E}_{mc}. \quad (3.31)$$

Considerando a sequência inversa de fase para a conexão dos enrolamentos dos rotores das máquinas de potência e controle, as relações que seguem podem ser levantadas:

$$\bar{V}_{rp} = jX_{mp}\bar{I}_{sp} + (R_{rp} + js_p X_{rp})\bar{I}_{rp}, \quad (3.32)$$

$$\bar{V}_{rp} = j\omega_p M_{sp}\bar{I}_{sp} + (R_{rp} + js_p \omega_p L_{rp})\bar{I}_r, \quad (3.33)$$

$$\bar{V}_{rc} = jX_{mc}\bar{I}_{sc} + (R_{rc} + js_c X_{rc})\bar{I}_r, \quad (3.34)$$

$$\bar{V}_{rc} = j\omega_c M_{sc}\bar{I}_{sc} + (R_{rc} + js_c \omega_c L_{rc})\bar{I}_r. \quad (3.35)$$

A conexão dos enrolamentos do rotor impõe que:

$$\bar{V}_{rp} = \bar{V}_{rc}^* = \bar{V}_r, \text{ e} \quad (3.36)$$

$$\bar{I}_{rp} = \bar{I}_{rc}^* = \bar{I}_r. \quad (3.37)$$

Fazendo a igualdade de tensão tem-se a seguinte expressão:

$$0 = (R_{rp} + R_{rc} + j(n_c + \bar{s}_p n_p)\omega_p(L_{rp} + L_{rc}))\bar{I}_r + j(n_c + \bar{s}_p n_p)\omega_p(M_{sp}\bar{I}_{sp} - M_{sc}\bar{I}_c^*). \quad (3.38)$$

O conjugado da tensão  $V_{sc}$  referida ao estator da máquina de potência pode se dada como:

$$\bar{V}_{sc}^* = (R_{sc} + j\bar{s}_p \omega_p(L_{sc} + M_{sc}))\bar{I}_{sc}^* - j\bar{s}_p \omega_p M_{sc}\bar{I}_r. \quad (3.39)$$

A corrente do rotor  $\bar{I}_r$  pode ser expressa em termos das correntes que circulam no estator de ambas as máquinas ( $\bar{I}_{sc}, \bar{I}_{sp}$ ) como:

$$\bar{I}_r = \frac{j\tilde{s}Z_{mp}}{Z_r}\bar{I}_{sp} + \frac{j\tilde{s}Z_{mc}}{Z_r}\bar{I}_{sc}^* = \frac{1}{Z_r}(j\tilde{s}Z_{mp}\bar{I}_{sp} + j\tilde{s}Z_{mc}\bar{I}_{sc}^*). \quad (3.40)$$

Sendo:

$$\bar{s}_p = \frac{s_p}{s_c}, \quad (3.41)$$

$$\tilde{s} = (n_c + \bar{s}_p n_p), \quad (3.42)$$

$$Z_r = (R_{rp} + R_{rc}) + j\tilde{s}\omega_p (L_{rp} + L_{rc}), \quad (3.43)$$

$$Z_{mp} = M_p \omega_p, \quad (3.44)$$

$$Z_{mc} = M_c \omega_c. \quad (3.45)$$

### 3.5. Fluxos de potência no sistema da MICDAS

O fluxo de potência no arranjo da MICDAS apresentada na Fig. 24 dependerá da convenção do modo de peração como gerador ou motor. Porém, o equilíbrio de potência da MICDAS pode ser obtido através das relações de tensão e corrente anteriormente mostradas. Desta forma, realizando o produto entre a equação de tensão da máquina de potência e o conjugado da corrente  $\bar{I}_p^*$  obtém-se o seguinte:

$$\bar{V}_p \bar{I}_p^* = -I_p^2 R_p - jI_p^2 (X_p + X_{mp}) + \bar{E}_{rp} \bar{I}_p^*. \quad (3.46)$$

A conversão da equação equivalente do circuito monofásico representado na Fig. 24 é feita multiplicando-se os dois termos da equação por 3. Além disso, através da remoção da parte real do resultado, a relação de potência para o circuito do estator da máquina de potência pode ser encontrada:

$$P_{ap} = -3I_p^2 R_p + P_{arp}. \quad (3.47)$$

Sendo:

$P_{ap}$  = potência ativa gerada no enrolamento do estator da máquina de potência;

$P_{arp}$  = potência elétrica abstrata gerada através dos enrolamentos do rotor e transmitida para os enrolamentos do estator através do entreferro existente entre os dois enrolamentos (do estator e do rotor);

$P_{dp}$  = potência dissipada no estator da máquina de potência;

$$P_{ap} = 3R_e \left( \overline{V}_p \overline{I}_p^* \right) = 3V_p I_p \cos(\phi_p). \quad (3.48)$$

$$P_{dp} = 3I_p^2 R_p, \text{ e} \quad (3.49)$$

$$P_{arp} = 3 \operatorname{Re} \left( \overline{E}_{rp} \overline{I}_p^* \right). \quad (3.50)$$

O mesmo artifício pode ser utilizado para obter as equações de potência para a máquina de controle. Sendo assim, tem-se que:

$$P_{ac} = 3I_c^2 R_c + s_c P_{dc}. \quad (3.51)$$

Sendo que:

$P_{ac}$  = potência ativa gerada no enrolamento do estator da máquina de controle;

$P_{arc}$  = potência elétrica abstrata gerada através dos enrolamentos do rotor e transmitida para os enrolamentos do estator através do entreferro existente entre os dois enrolamentos (do estator e do rotor) para a máquina de controle;

$P_{dc}$  = potência dissipada no estator da máquina de controle.

Desta forma:

$$P_{ac} = 3R_e \left( \overline{V}_c \overline{I}_c^* \right) = 3V_c I_c \cos(\cos \phi_c), \quad (3.52)$$

$$P_{dc} = 3I_c^2 R_c, \text{ e} \quad (3.53)$$

$$P_{arc} = 3s_p R_e \left( \overline{E}_{rc} \overline{I}_c^* \right). \quad (3.54)$$

A relação das potências associadas ao circuito do rotor pode ser expressa como:

$$s_p P_{ac} = P_{ac} - 3I_r^2 R_{rp} - 3I_r^2 R_{rc}, \quad (3.55)$$

$$s_p P_{ac} = P_{ac} - 3I_r^2 (R_{rp} + R_{rc}). \quad (3.56)$$

Sendo que o termo

$3I_r^2 (R_{rp} + R_{rc})$  = a potência dissipada nos enrolamentos do rotor do arranjo da MICDAS.

As relações de potência apresentadas para os circuitos do estator e rotor do sistema da MICDAS descrevem as parcelas de potência elétrica transmitidas pelo entreferro em ambas as máquinas de potência e controle, assim como as potências geradas nos enrolamentos do estator de cada máquina.

A potência eletromecânica total  $P_{em}$ , considerando o funcionamento da MICDAS como gerador, é o resultado da soma das parcelas referentes a máquina de potência e de controle, portanto:

$$P_{em} = P_{emp} + P_{emc}. \quad (3.57)$$

Uma vez que as potências  $P_{emp}$  e  $P_{arp}$  são ambas ligadas ao torque eletromecânico da máquina de potência ( $T_{emp}$ ) as seguintes relações são observadas:

$$P_{arp} = T_{emp} (2\pi f_p) / n_p, \text{ e} \quad (3.58)$$

$$P_{emp} = T_{emp} (2\pi f_m). \quad (3.59)$$

A partir das equações acima e considerando a expressão do escorregamento  $s_p$ , tem-se que:

$$f_m = (1 - s_p) f_p / n_p. \quad (3.60)$$

Fazendo-se a substituição da equação obtida para a rotação mecânica  $f_m$  (3.60) na equação para a potência eletromecânica  $P_{emp}$  (3.59), tem-se que:

$$P_{emp} = (1 - s_p) P_{arp}. \quad (3.61)$$

De modo similar, utilizando-se o mesmo artifício, é possível obter as seguintes expressões do torque produzido pela máquina de controle:

$$P_{arc} = T_{emc} (2\pi f_c) / n_c, \text{ e} \quad (3.62)$$

$$P_{emc} = T_{emc} (2\pi f_m), \quad (3.63)$$

$$f_m = (1 - s_c) f_c / n_c, \quad (3.64)$$

$$P_{emc} = (1 - s_c) P_{arc}. \quad (3.65)$$

### 3.6. Relação dos torques no arranjo da MICDAS

As expressões anteriores são utilizadas como base para levantar a distribuição dos torques nas duas máquinas do sistema da MICDAS. A relação entre os dois torques, isto é, entre os torques das máquinas de potência e controle, é a seguinte:

$$P_{emp} / P_{emc} = T_{emp} / T_{emc} = (1 - s_c) P_{arc} / (1 - s_p) P_{arp}. \quad (3.66)$$

Ignorando-se as perdas por aquecimento ( $I^2R$ ), as relações de equilíbrio de potência permitem a seguinte igualdade:  $P_{arc} = s_p P_{arp}$ . Portanto, considerando-se esta igualdade, a expressão anterior pode ser reescrita como:

$$P_{emp} / P_{emc} = T_{emp} / T_{emc} = (1 - s_c) s_p / (1 - s_p). \quad (3.67)$$

Através da substituição dos termos  $(1-s_c)$  e  $(1-s_p)$  e do uso da definição de  $s_p$ , chega-se a seguinte expressão da relação dos torques:

$$P_{emp}/P_{emc} = T_{emp}/T_{emc} = n_c/n_p . \quad (3.68)$$

# CAPÍTULO 4

## Simulações e Resultados

As simulações realizadas têm o objetivo de estudar o regime dinâmico de partida da MICDAS como motor, analisar o comportamento da MICDAS em aplicação como gerador de energia eólico e o sentido dos fluxos de potência da MICDAS quando operando abaixo e acima de sua velocidade natural, funcionando com motor e gerador. O *software* PSCAD/EMTDC<sup>TM</sup> foi utilizado para as simulações. De modo geral, algumas dificuldades foram superadas para programar a configuração do circuito de simulação, como imposição do número de pólos das máquinas no modelo da máquina de indução de rotor bobinado disponível na biblioteca do PSCAD, e o acoplamento entre as duas máquinas para formar o arranjo da MICDAS, garantindo a mesma velocidade em ambos os rotores das máquinas. A modelagem e as estratégias de controle serão validadas através de simulações digitais empregando-se os programas PSCAD/EMTDC<sup>TM</sup>. Deseja-se comprovar a teoria apresentada e fornecer resultados que possam servir como base para estudos futuros que venham a ser realizados nesta área. Serão apresentados resultados para as situações em que a MICDAS se comporta como motor, aplicação como gerador eólico e sobre o comportamento dos fluxos de potência.

## 4.1. Simulação da MICDAS como motor

Foram impostas algumas condições ao estator da máquina de controle que serão apresentadas mais adiante. As características das máquinas utilizadas são as seguintes:

### Máquina de potência:

Potência: 100kW;

Tensão do estator: 380 V;

Número de pólos: 2;

Frequência: 60Hz.

### Máquina de controle:

Potência: 20kW;

Tensão do estator: 380 V;

Número de pólos: 4;

Frequência: 50Hz.

Os dados de circuito das máquinas, isto é, os parâmetros das máquinas, tais como resistência, reatância são os mesmos fornecidos pelo modelo da biblioteca do próprio PSCAD/EMTDC, modelos que apresentam estes parâmetros em pu, dependendo dos valores de base, calculados a partir dos dados de potência e tensão nominais. Para todas as simulações realizadas, o estator da máquina de potência está conectado à rede e sua tensão é considerada constante e equilibrada.

O comportamento dinâmico da MICDAS pode ser compreendido através da equação da relação das frequências de alimentação das máquinas. Expressando a equação (3.7) em função da frequência de alimentação da máquina de controle ( $f_c$ ), tem-se que:

$$f_c = f_p - (n_p + n_c) \times f_m. \quad (4.1)$$

Sabendo-se que:

$$f_p = f_{\text{rede}} = 60\text{Hz};$$

$n_p = 1$ ;  
 $n_c = 2$ ;  
 $f_m$  em rps.

O comportamento da frequência das correntes de alimentação do estator da máquina de controle em relação a rotação mecânica  $f_m$  é mostrada na Fig. 25.

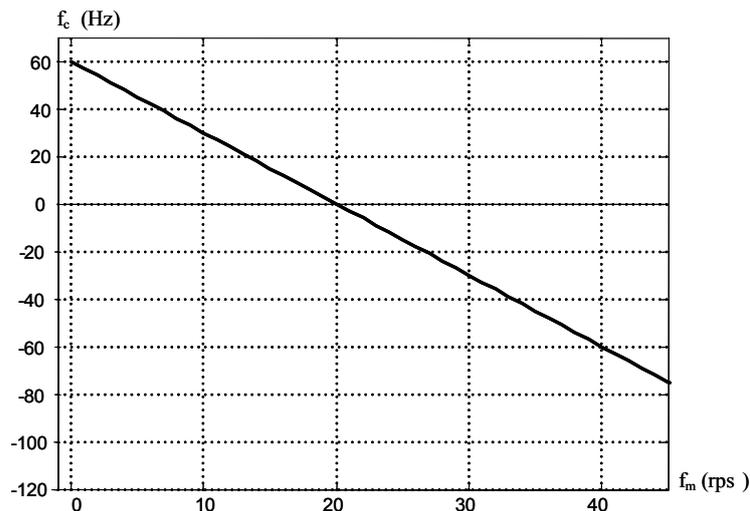


Fig. 25: Gráfico da frequência  $f_{c1}$  versus velocidade  $f_m$ .

Através da Fig. 25 nota-se que a rotação síncrona da MICDAS dada pela equação (3.9) é obtida quando a frequência da corrente induzida no estator da máquina de controle é zero.

Uma das dificuldades superadas foi conseguir conectar duas máquinas de indução de rotor bobinado, disponíveis na biblioteca do PSCAD e obter a mesma rotação no eixo. Além disso, o modelo dessa máquina oferecido na biblioteca do PSCAD apresenta número de par de pólos fixo, limitando a escolha da configuração das máquinas que formam o arranjo da MICDAS. Desta forma, para se conseguir simular o sistema da MICDAS como um conjunto de duas máquinas conectadas no mesmo eixo mecânico, a expressão das velocidades com os respectivos números de pólos e frequência angular são fornecidos como entrada no bloco que simula cada máquina de indução, possibilitando variar os pares de pólos e a frequência angular. As primeiras simulações do sistema da MICDAS como motor têm o objetivo de comprovar o funcionamento desse arranjo, tendo com referência a sua equação de velocidade resultante e descrita na equação (4.1).

As simulações realizadas foram as seguintes:

#### 4.1.1. Estator da máquina de controle Alimentado com fonte CC

Neste caso, o circuito utilizado é mostrado na Fig. 26, em que os terminais do estator da máquina de potência estão diretamente conectados à rede elétrica CA e os terminais do estator da máquina de controle são alimentados por fonte CC durante o processo da simulação. Os terminais do estator estão indicados em letra maiúscula e os do rotor em letra minúscula, para ambas as máquinas.

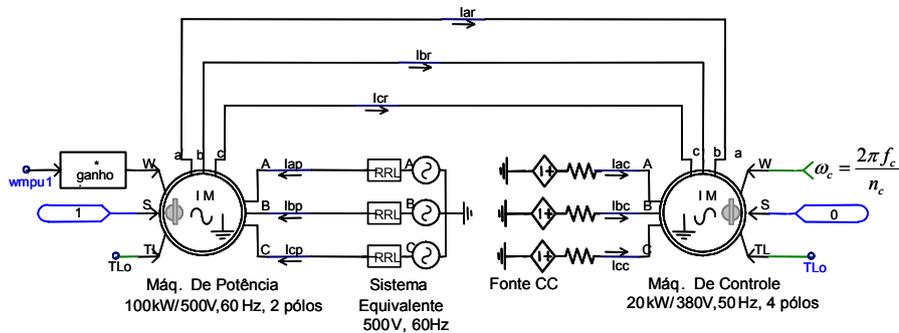


Fig. 26: Circuito equivalente para simulação da MICDAS.

A Fig. 26 mostra o esquema equivalente do circuito da MICDAS utilizado para o estudo de sua partida. Com o estator da máquina de controle alimentado por uma fonte CC, a capacidade de acelerar uma carga decai devido ao torque de partida ser muito baixo. Em virtude disso, considerou-se que o torque externo aplicado a MICDAS é nulo (torque zero).

A Fig. 27 mostra o gráfico da velocidade mecânica da MICDAS, formada por duas máquinas de 1 e 2 pares de pólos, consecutivamente. A velocidade de sincronismo ocorre em 1200 rpm, sendo dada pela equação (3.9) e admitindo a frequência de alimentação do estator da máquina de controle sendo nula. Assim sendo, a máquina acelera até atingir o sincronismo, conforme pode ser visto na Fig. 27.

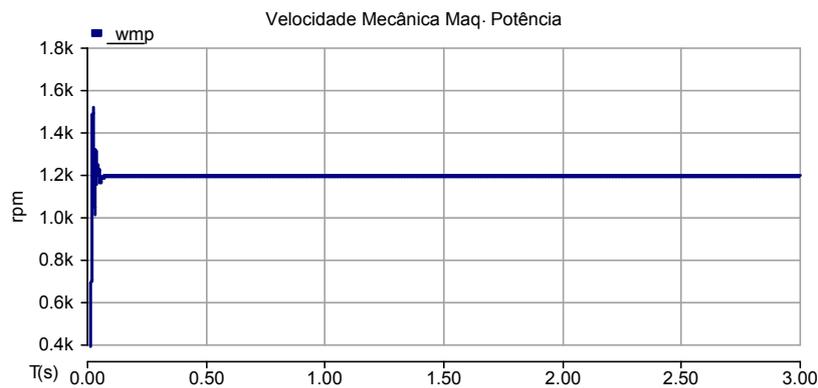


Fig. 27: Gráfico da velocidade mecânica da MICDAS.

Observando as correntes do rotor quando o conjunto de máquinas atinge o sincronismo, através da Fig. 28, nota-se que a sua frequência é de 40 Hz, este valor corresponde matematicamente ao cálculo da frequência do conjunto considerando a alimentação da máquina principal em 60 Hz e a da máquina de controle sendo zero Hz e os pares de pólos de ambas as máquinas. A Fig. 29 mostra as correntes do rotor da MICDAS em um intervalo de tempo menor para se perceber melhor a sua frequência. Já a Fig. 30 mostra o gráfico das correntes do estator da máquina de controle, seu valor tende para zero quando a MICDAS atinge o sincronismo, fazendo com que a frequência seja nula.

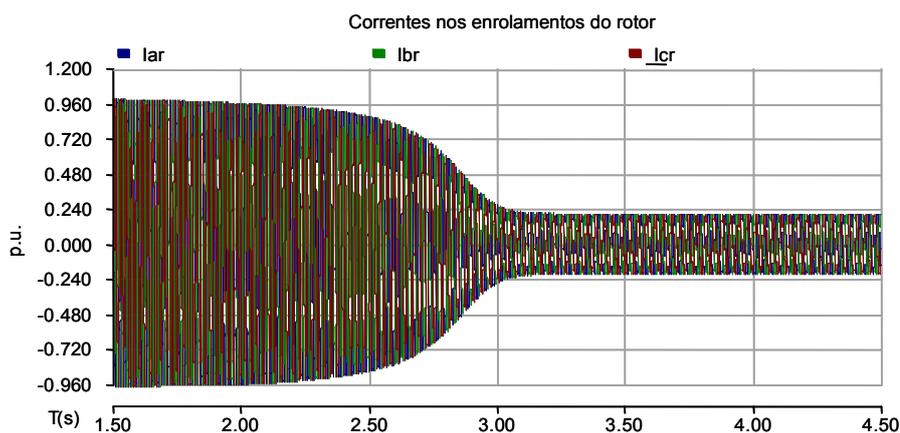


Fig. 28: Formas de onda das correntes no rotor da MICDAS.

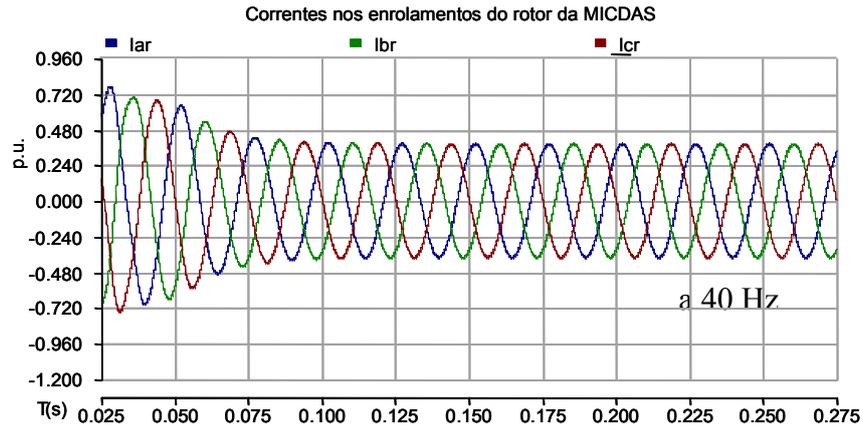


Fig. 29: Formas de onda das correntes do no rotor da MICDAS, intervalo mais curto.

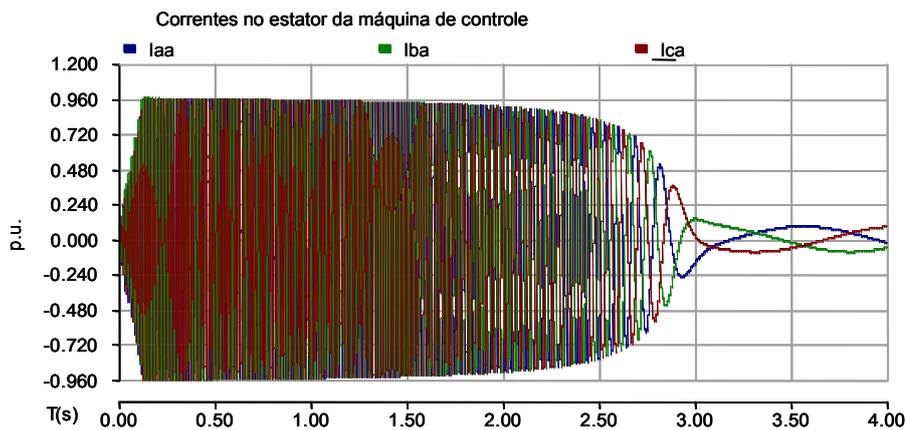


Fig. 30: Gráfico das correntes do estator da máquina de controle.

As tensões de fase do estator da máquina de potência são aplicadas diretamente com valor de amplitude nominal quando o arranjo da MICDAS alcança a rotação síncrona, conforme mostra a Fig. 31. As correntes do estator desta máquina diminuem de amplitude neste momento, porque a máquina entra em regime. A Fig. 32 apresenta o gráfico das correntes do estator da máquina de potência.

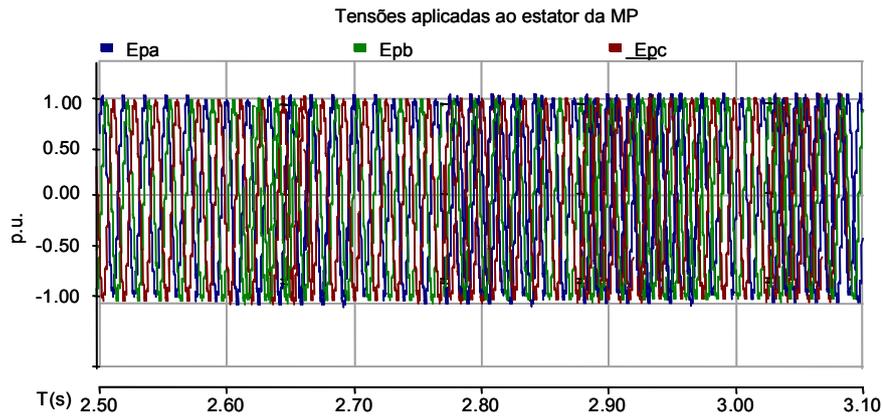


Fig. 31: Gráfico das tensões no estator da máquina de potência.

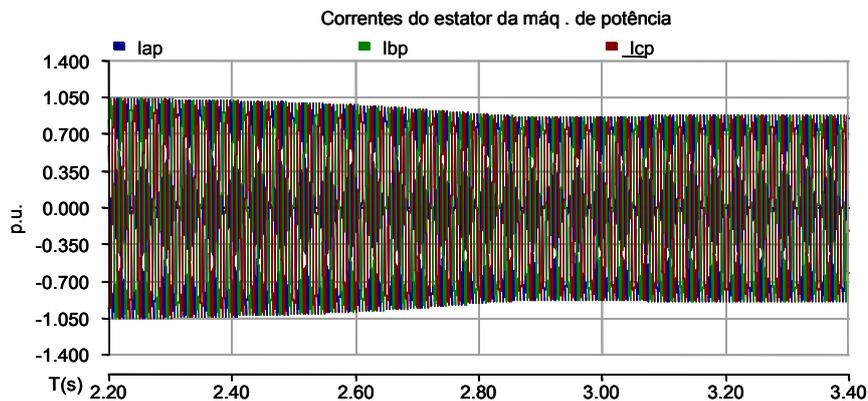


Fig. 32: Gráfico das correntes no estator da máquina de potência.

O gráfico do torque eletromagnético geral da MICDAS, que é o resultado da soma dos torques individuais desenvolvidos em cada máquina e apresentado na Fig. 33 mostra que em aproximadamente 3s a máquina atinge o sincronismo e o valor do torque cai expressivamente até atingir um valor estável. A existência de torque eletromagnético, considerando torque externo nulo, se deve pelo fato do modelo da máquina considerar atrito.

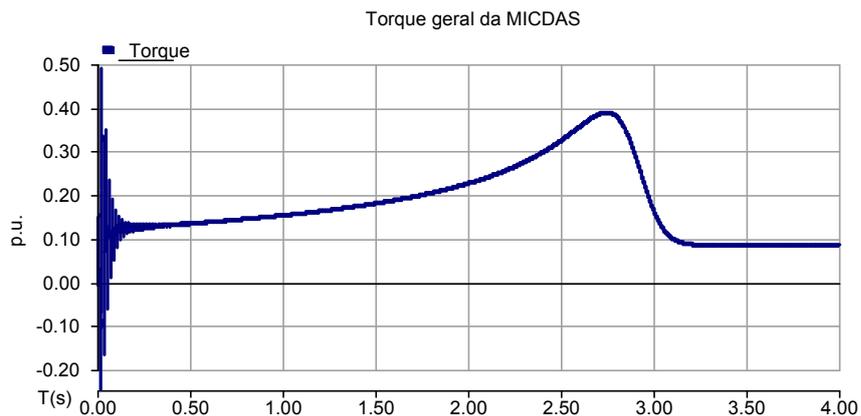


Fig. 33: Gráfico do torque eletromagnético da MICDAS.

#### 4.1.2. Imposição de tensão e frequência nos terminais do estator da máquina de controle através de conversor

A simulação seguinte apresenta o uso de um conversor estático de potência conectado na máquina de controle com o objetivo de impor tensão e frequência nos terminais do estator da máquina de controle de forma que seja possível controlar a velocidade e torque do sistema da MICDAS . A Fig. 34 apresenta esta configuração.

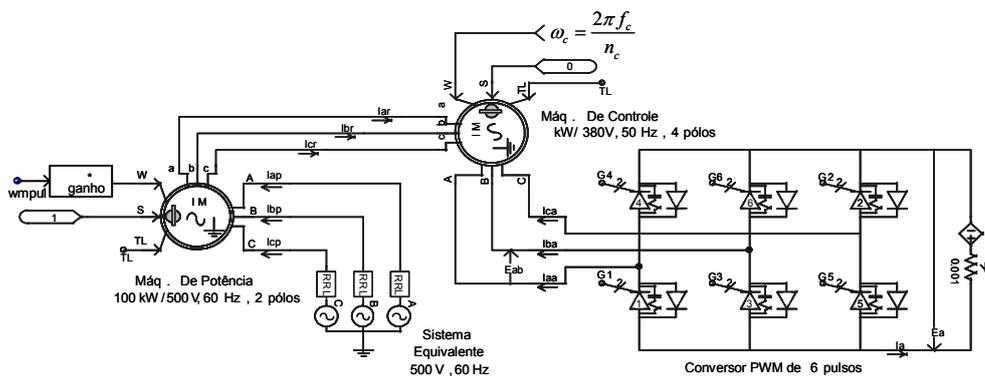


Fig. 34: Circuito equivalente para simulação da MICDAS.

Através de uma mudança na amplitude da tensão imposta nos terminais da máquina de controle, por meio de uma ação de controle do ângulo de disparo das chaves do inversor, por exemplo, impondo-se uma tensão abaixo da nominal (250V) nos terminais do estator da máquina de controle, mostrada na Fig. 35, é possível controlar a amplitude da corrente de partida, conforme mostram as Fig. 36 e Fig. 37, em que se percebe que a corrente de partida é menor que a corrente em regime da máquina nos terminais do rotor da MICDAS e no estator da máquina de controle. A Fig. 35 mostra que após 14s a tensão nominal é restabelecida, quando a máquina já está em regime. Observa-se que a velocidade sofre um pequeno transitório durante a mudança de tensão nos terminais da máquina de controle, conforme mostra a Fig. 38.

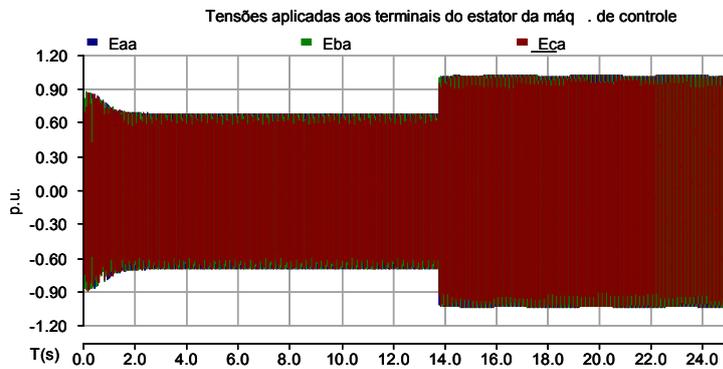


Fig. 35: Gráfico das tensões impostas no estator da máquina de controle.

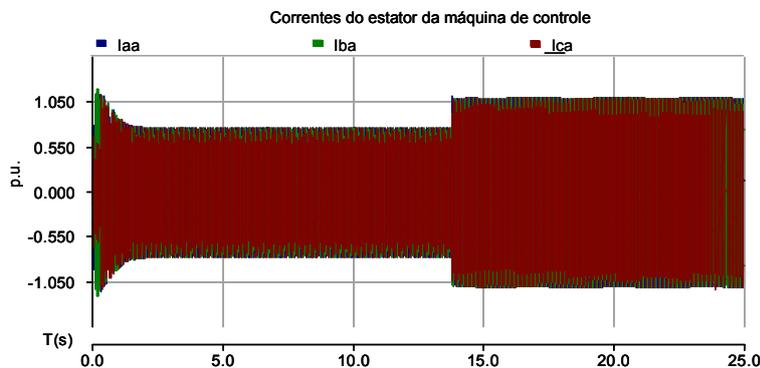


Fig. 36: Correntes excitadas nos terminais do estator da máquina de controle.

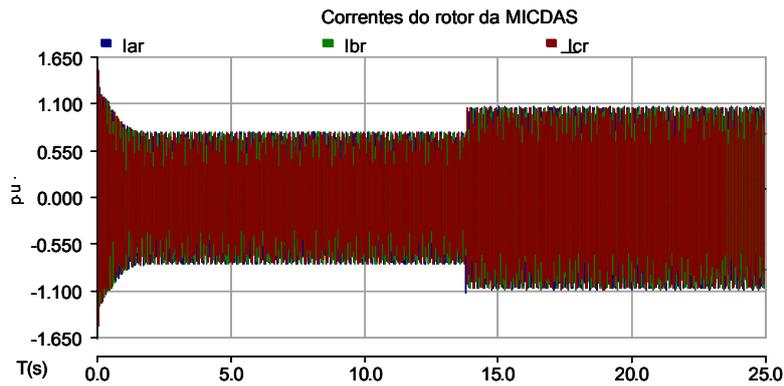


Fig. 37: Correntes geradas no rotor da MICDAS.

É possível notar através da Fig. 38 que a velocidade mecânica da máquina não se altera com a partida do arranjo da MICDAS mesmo estando os terminais da máquina de controle submetidos a uma tensão de amplitude inferior à nominal da máquina. Isto se deve ao fato de que a velocidade depende da frequência de alimentação e do número de pólos das máquinas.

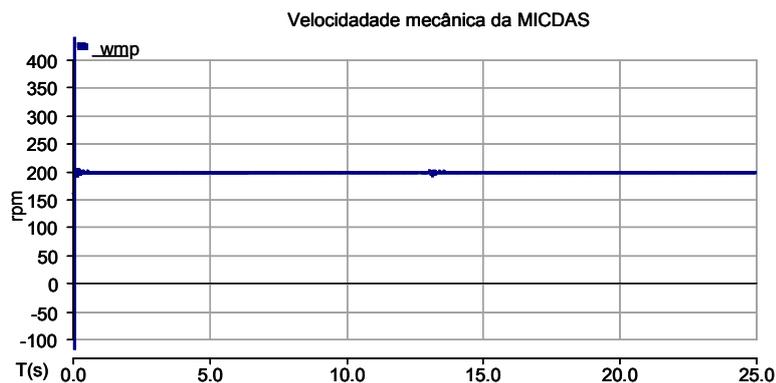


Fig. 38: Gráfico da velocidade mecânica da MICDAS.

Também foi realizada uma simulação com o mesmo circuito da Fig. 34. Neste caso, manteve-se a amplitude da tensão nominal nos terminais do estator da máquina de controle constante e, por meio de uma ação de controle, a frequência de alimentação desse estator sofreu variação de 30Hz de partida para 50 Hz alguns instantes após a partida, quando a simulação atingia metade de sua duração, conforme mostra o gráfico da Fig. 39, o qual apresenta a tensão nos terminais do estator da segunda máquina (de controle). Deve-se saber que neste caso é considerado um torque de carga de 0.2 p.u na base de potência e velocidade da MICDAS.

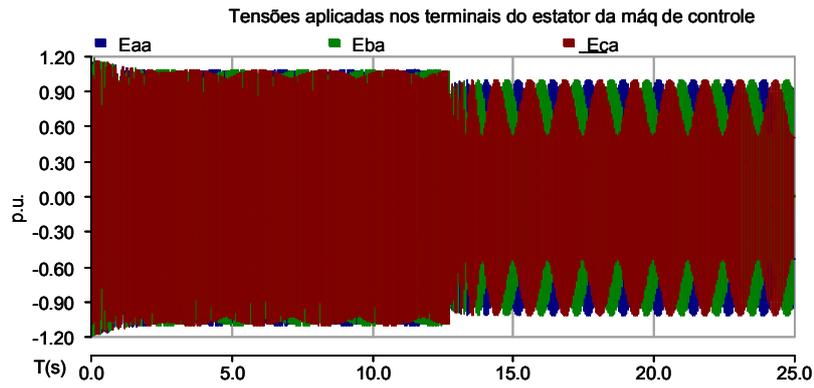


Fig. 39: Gráfico das tensões nos terminais do estator da máquina de controle.

A Fig. 39 mostra que quando a frequência varia, a tensão diminui suavemente de amplitude. De modo similar, com o aumento da frequência, as correntes do rotor da MICDAS diminuem proporcionalmente, como pode ser visto através da Fig. 40. O mesmo também ocorre com as correntes no estator da máquina de controle, de acordo com a Fig. 41.

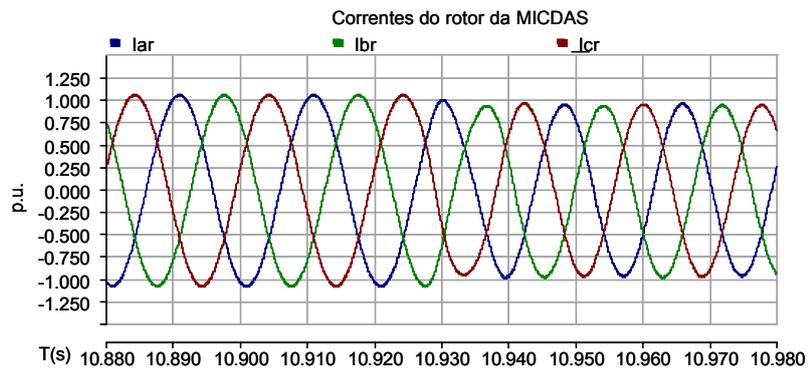


Fig. 40: Gráfico das correntes do rotor da MICDAS.

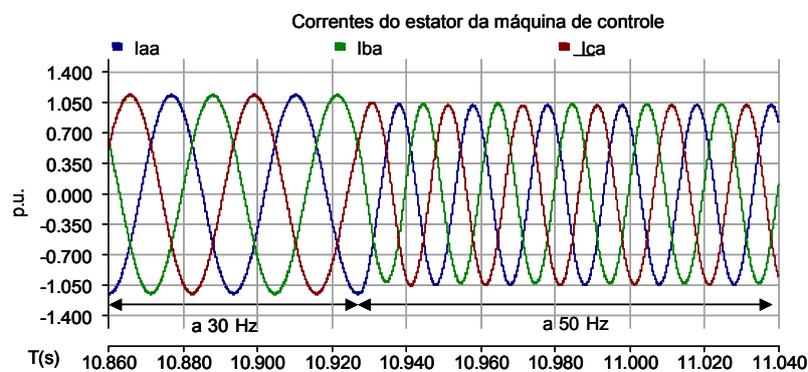


Fig. 41: Gráfico das correntes do estator da máquina de controle.

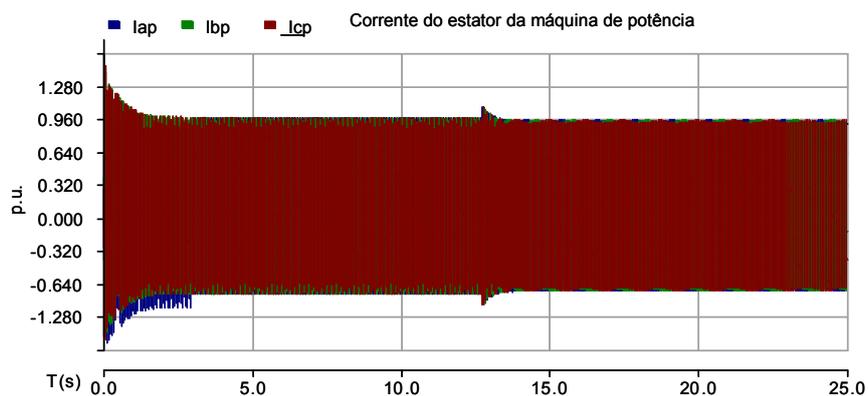


Fig. 42: Gráfico das correntes do estator da máquina de potência.

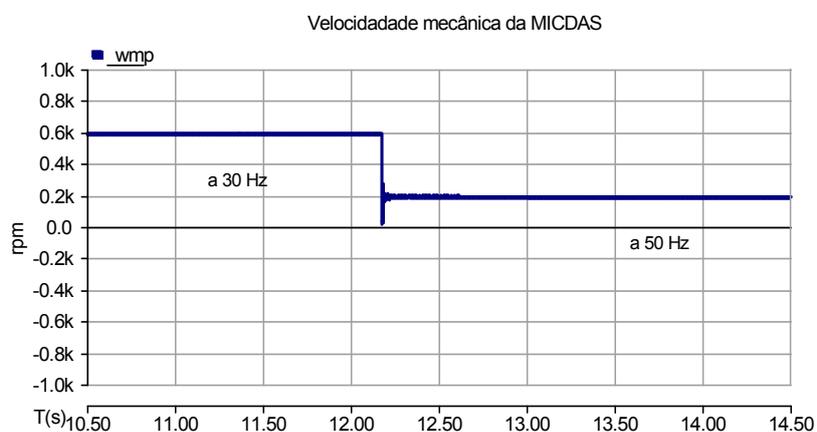


Fig. 43: Gráfico da velocidade mecânica da MICDAS.

Nota-se ainda que, através desta simulação, as correntes dos terminais do estator da máquina de potência não sofrem influência significativa quando a frequência de alimentação da segunda máquina varia como é mostrado na Fig. 42. Contudo, percebe-se que a velocidade mecânica do arranjo varia de 600 para 200 rpm no momento em que esta frequência é modificada de 30 para 50 Hz, como pode ser visto na Fig. 43. Estes valores de velocidade podem ser confirmados através da expressão (4.1).

### 4.1.3. Imposição de torque de carga na MICDAS

Para este caso, o arranjo da MICDAS teve sua partida em vazio e, após entrar em regime, foi submetido a torques de carga. O circuito de simulação é mostrado na Fig. 44.

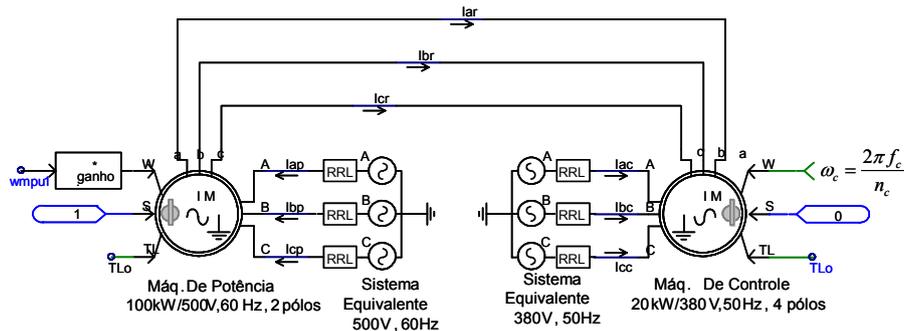


Fig. 44: Circuito equivalente de simulação da MICDAS.

Percebe-se que para a configuração apresentada na Fig. 44, o arranjo da MICDAS entra em regime com velocidade mecânica de 200 rpm. Através de um *slider* do programa de simulação, aplica-se um torque de carga no eixo mecânico do arranjo e examina-se a reação da máquina. O objetivo é variar o torque de forma crescente até o limite máximo em que a máquina perde o sincronismo.

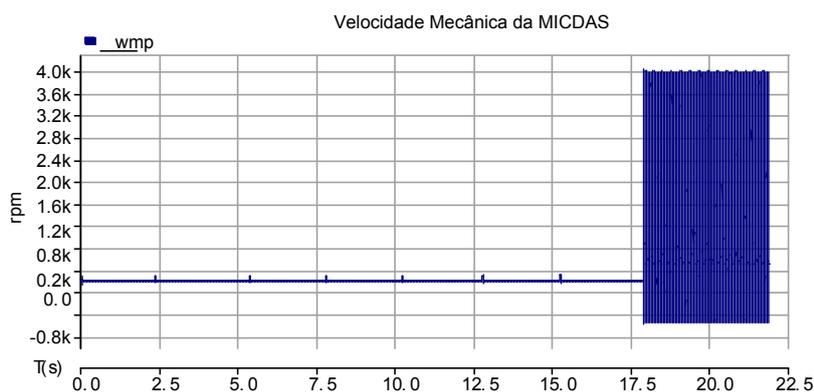


Fig. 45: Gráfico da velocidade mecânica da MICDAS.

Para a MICDAS em regime a 200 rpm aplica-se um torque positivo de 0.1 pu a aproximadamente 2,5s de simulação, em seguida aplica-se sucessivos torques de 0.2, 0.3, 0.4, 0.5 e 1 pu, considerando um certo intervalo entre estes. Percebe-se que a

máquina reage bem a estes torques e permanece na velocidade de 200 rpm, apesar de a velocidade mecânica oscilar quando ocorre a mudança de torque. Porém, no momento em que é imposto um torque de 1 pu, a máquina perde sincronismo, passando a variar intensamente, chegando a atingir 4000 rpm e inverter o sentido de rotação, conforme mostra a Fig. 45. A Fig. 46 mostra que o torque eletromecânico do MICDAS é o resultado da soma dos torques das máquinas de controle e de potência. Além disso, nota-se que o torque elétrico segue a solicitação de torque mecânico imposto à MICDAS. Também se vê claramente quando a máquina perde o sincronismo através desta figura, que é quando é solicitado à máquina um torque interno superior a 1 pu.

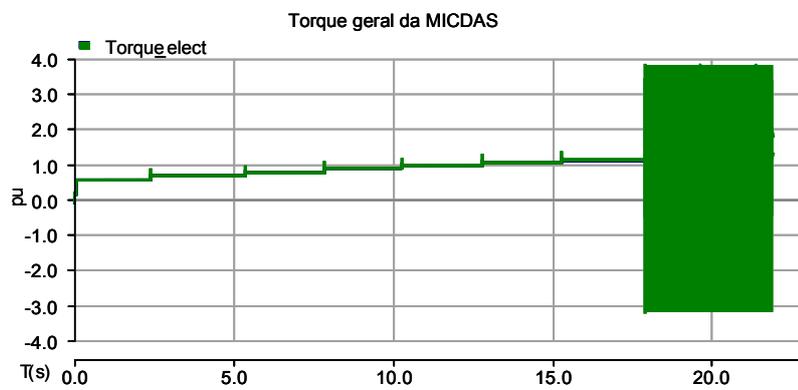


Fig. 46: Gráfico de torque da MICDAS.

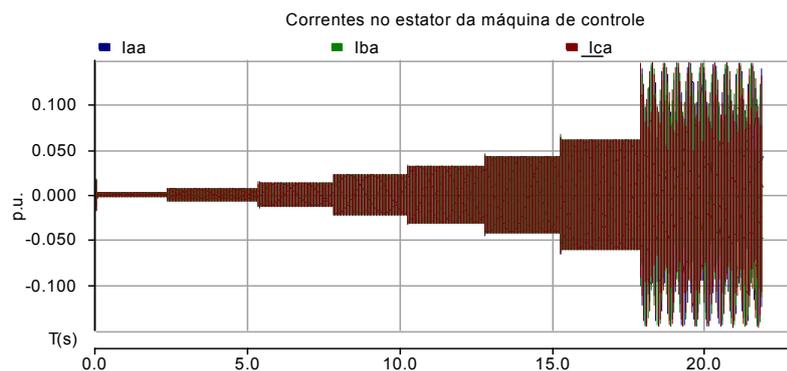


Fig. 47: Gráfico das correntes no estator da máq. de controle.

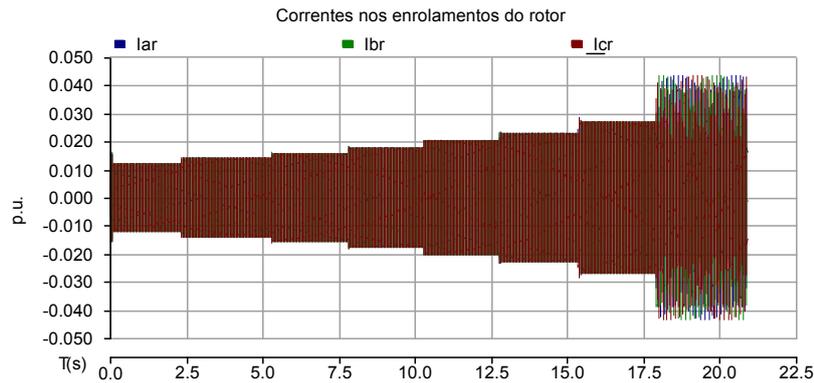


Fig. 48: Gráfico das correntes no rotor da MICDAS.

As Fig. 47 e Fig. 48 mostram o comportamento das correntes do estator da máquina de controle e do rotor da MICDAS. Observa-se que na medida em que o torque solicitado à máquina aumenta estas também aumentam até que a máquina perde o sincronismo e as correntes aumentam de amplitude e se tornam desequilibradas.

## 4.2. Simulação do fluxo de potência na MICDAS

A Fig. 49 mostra o circuito de simulação para análise do comportamento do fluxo da potência ativa do sistema da MICDAS. Considerando duas máquinas iguais, ambas de 1 par de pólos. A máquina principal é alimentada em 60 Hz e a máquina de controle a 15Hz.

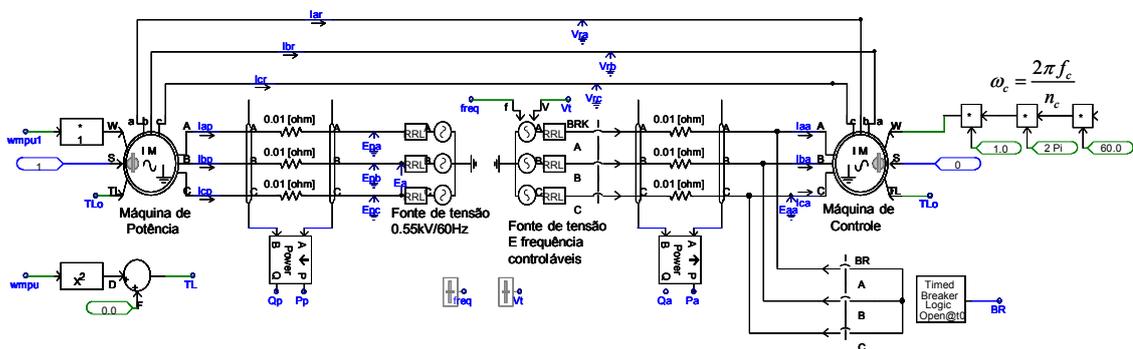


Fig. 49: Circuito de simulação do fluxo de potência ativa do sistema da MICDAS.

Primeiramente foi simulado o sistema da MICDAS como um sistema motor, em que um torque positivo de 0,25 pu é aplicado, sendo a velocidade síncrona igual a 1800 rpm, de acordo com a equação do sistema apresentado no capítulo anterior. Para a velocidade de rotação acima da velocidade natural, ou seja, estando o sistema da MICDAS girando a 2250 rpm, tem-se o comportamento do fluxo de potências das máquinas de potência e controle conforme mostra a Fig. 50.

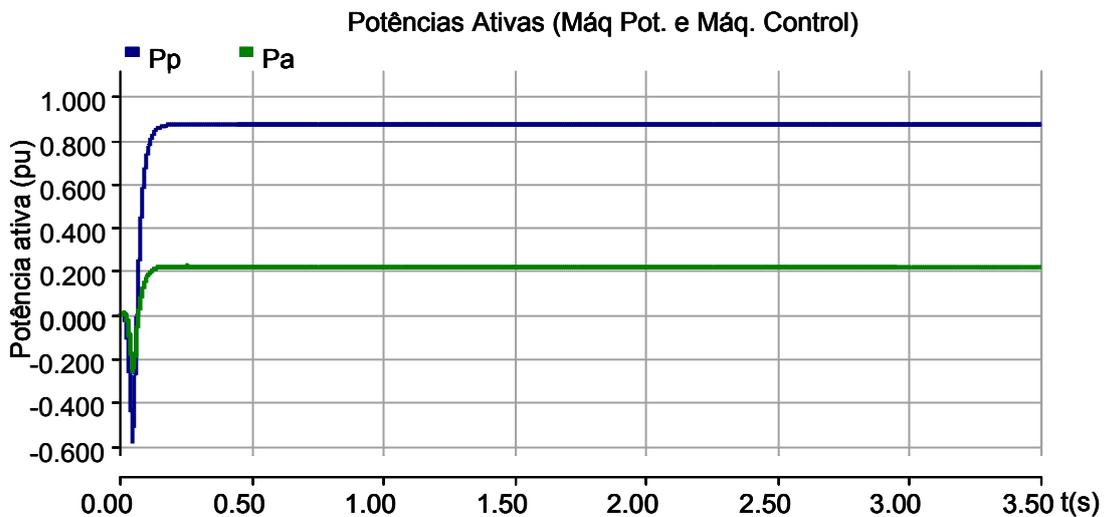


Fig. 50: Fluxo da potência ativa nas máquinas de potência e controle.

O gráfico da Fig. 50 mostra que os fluxos das potências ativas nas máquinas de potência e controle são positivos, significando que ambas as máquinas absorvem potência ativa do sistema elétrico durante seu funcionamento como motor, girando a velocidade acima da velocidade síncrona.

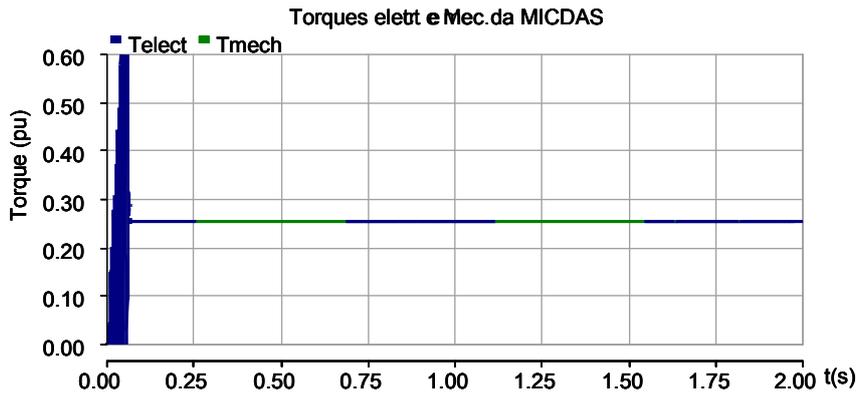


Fig. 51: Gráfico do torque positivo da MICDAS.

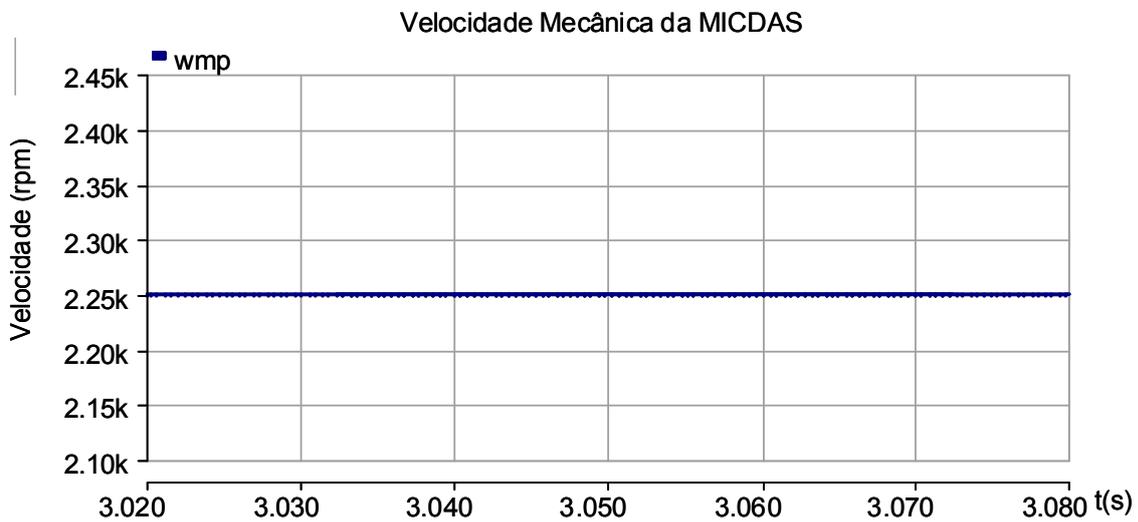


Fig. 52: Gráfico da velocidade da MICDAS.

Os gráficos das Fig. 51 e Fig. 52 apresentam os gráficos do torque e da velocidade do sistema da MICDAS, respectivamente.

Considerando a mesma configuração e o mesmo torque motor aplicado de 0,25pu, foi simulado o sistema girando à velocidade abaixo da velocidade natural, ou seja, o sistema à velocidade rotacional de 1350 rpm. Desta forma, tem-se o comportamento do fluxo de potências das máquinas de potência e controle conforme mostra a Fig. 53.

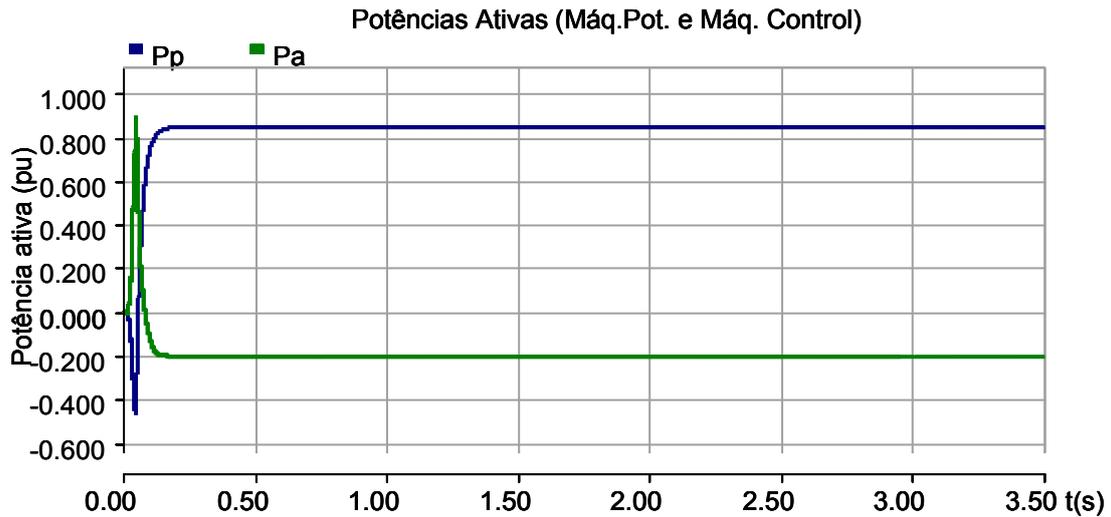


Fig. 53: Fluxo da potência ativa nas máquinas de potência e controle.

O gráfico da Fig. 53 mostra que os fluxos das potências ativas nas máquinas de potência e controle são opostos, isto é, o fluxo da potência ativa na máquina de potência é positivo e na máquina de controle é negativo. Isto significa que enquanto a máquina de potência absorve potência ativa do sistema elétrico, a máquina de controle fornece potência ao sistema elétrico durante seu funcionamento como motor, girando à velocidade abaixo da velocidade natural. A Fig. 54 mostra a velocidade da MICDAS para a situação descrita.

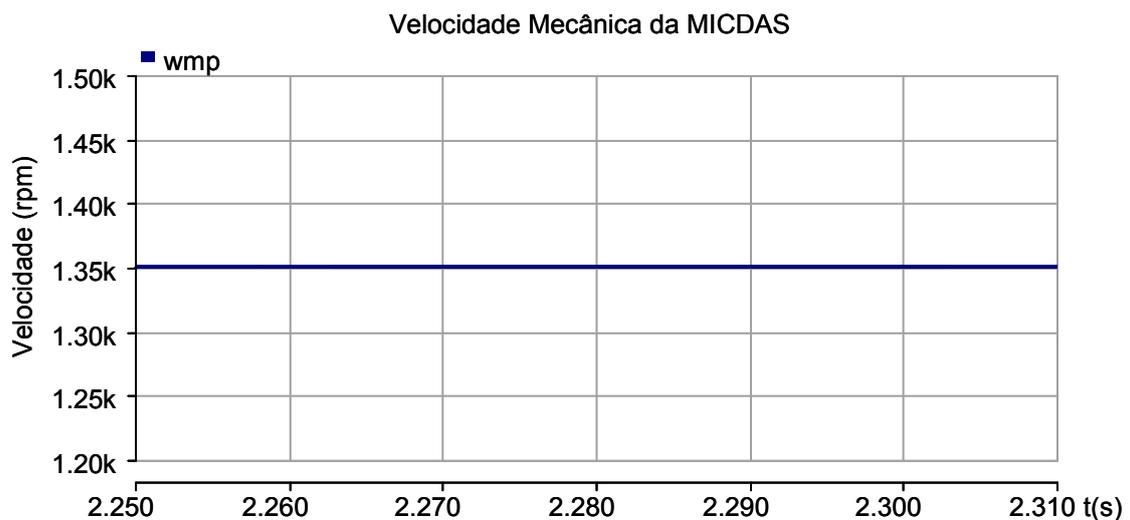


Fig. 54: Gráfico da velocidade da MICDAS.

Agora é apresentada a simulação do sistema da MICDAS como um sistema gerador, em que um torque negativo de  $-0,25$  pu é aplicado, sendo a velocidade natural igual a 1800 rpm, de acordo com a equação do sistema apresentado no capítulo anterior. Para a velocidade de rotação acima da velocidade natural, ou seja, estando o sistema da MICDAS girando a 2250 rpm, tem-se o comportamento do fluxo de potências das máquinas de potência e controle conforme mostra a Fig. 55.

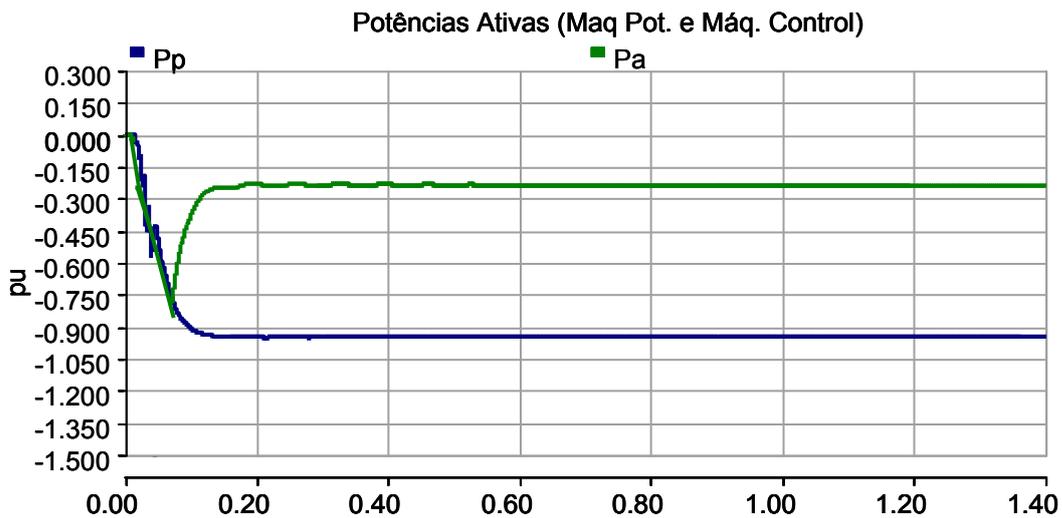


Fig. 55: Fluxo da potência ativa nas máquinas de potência e controle.

O gráfico da Fig. 55 mostra que os fluxos das potências ativas nas máquinas de potência e controle são negativos, significando que ambas as máquinas fornecem potência ativa do sistema elétrico durante seu funcionamento como gerador, girando a velocidade acima da velocidade natural.

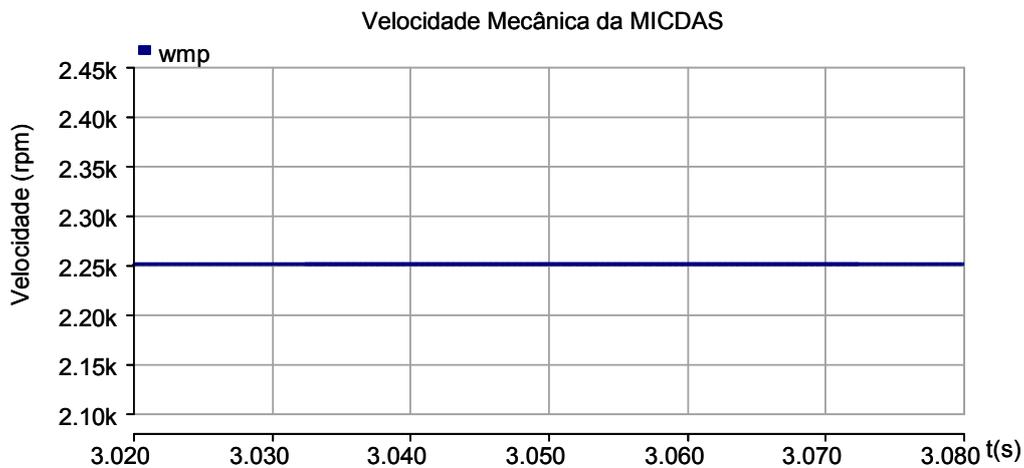


Fig. 56: Gráfico da velocidade da MICDAS.

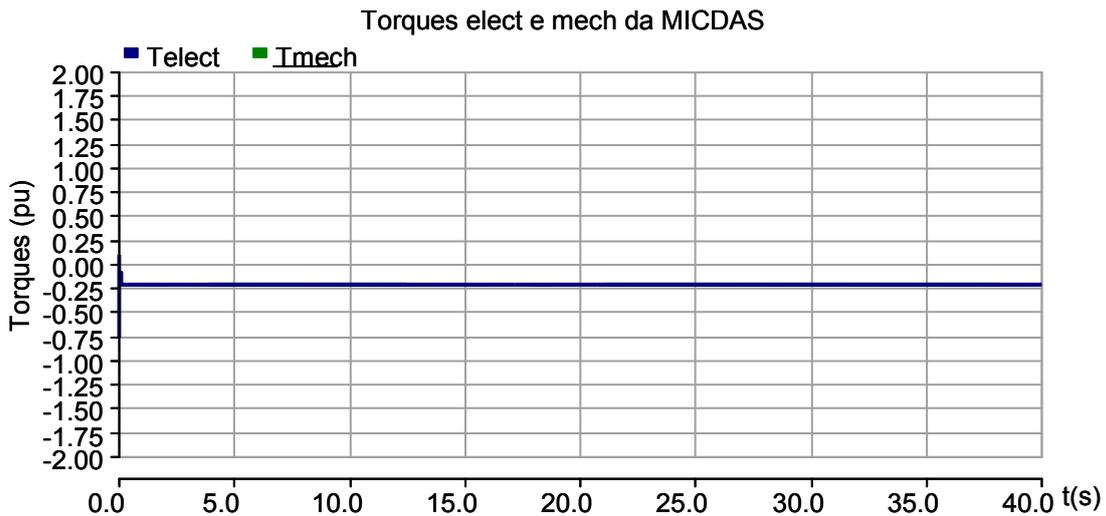


Fig. 57: Gráfico do torque negativo da MICDAS.

Os gráficos das Fig. 56 e Fig. 57 apresentam os gráficos da velocidade e do torque do sistema da MICDAS, respectivamente.

Considerando a mesma configuração e o mesmo torque gerador aplicado de (-0,25pu), foi simulado o sistema girando a velocidade abaixo da velocidade natural, ou seja, o sistema à velocidade rotacional de 1350 rpm. Desta forma, tem-se o comportamento do fluxo de potências das máquinas de potência e controle conforme mostra a Fig. 58.

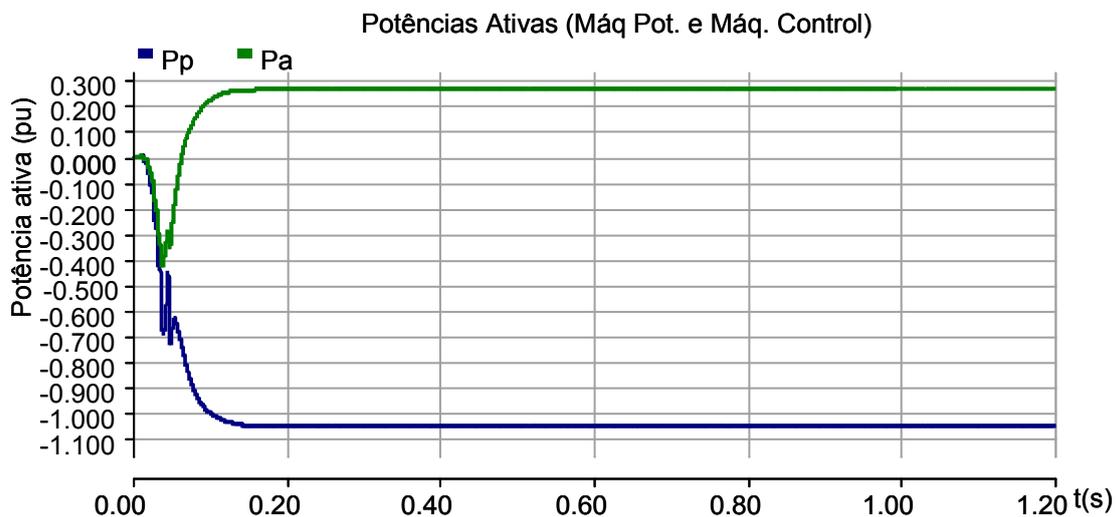


Fig. 58: Fluxo da potência ativa nas máquinas de potência e controle.

O gráfico da Fig. 58 mostra que os fluxos das potências ativas nas máquinas de potência e controle são opostos, isto é, o fluxo da potência ativa na máquina de controle é positivo e na máquina de potência é negativo. Isto significa que enquanto a máquina

de potência fornece potência ativa ao sistema elétrico, a máquina de controle absorve potência do sistema elétrico durante seu funcionamento como gerador, girando a velocidade abaixo da velocidade natural.

### 4.3. Simulação da MICDAS como gerador eólico através do uso da técnica de controle vetorial

O sistema completo, simulado e apresentado nesta seção consiste em duas máquina de indução de rotor bobinado conectadas *back-to-back*, um conversor *back-to-back* a IGBT conectado à máquina de controle, uma fonte de tensão simulando a rede, conectada ao estator da máquina de potência e um transformador na conexão conversor-rede, de forma a adequar o nível de tensão do conversor da máquina de controle à tensão da fonte, além disso uma turbina eólica de 2MW também faz parte do sistema, garantindo o torque ao sistema da MICDAS.

#### 4.3.1. Descrição da configuração do sistema simulado

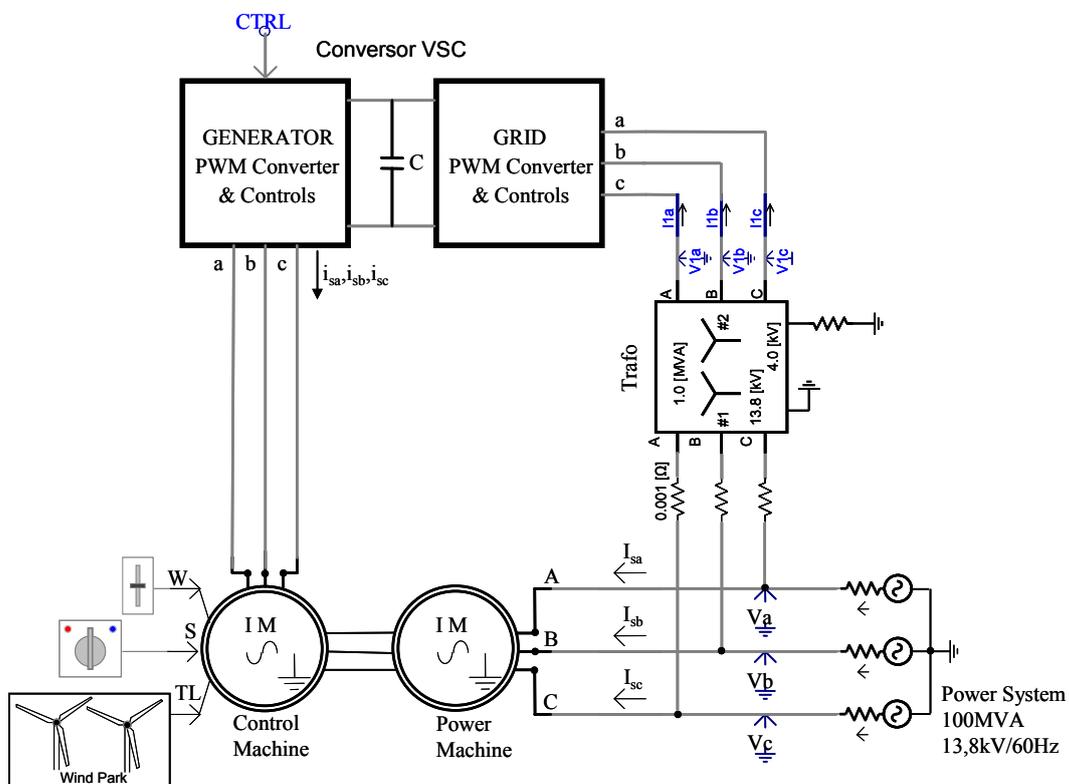


Fig. 59: Circuito de simulação: MICDAS como gerador eólico de energia.

Para a simulação foi montado o circuito da Fig. 59 da seguinte forma:

- Sistema de potência trifásico de 100MVA/ 13,8kv/ 60Hz;
- Transformador YY 1MVA/ 13,8-4kV/ 10%;
- Turbina eólica de 2MVA, convertendo a velocidade do vento em torque para a máquina (MICDAS);
- Conversor PWM *back-to-back*, conectando a máquina de controle ao sistema elétrico;
- Sistema da MICDAS composto por uma máquina de controle ( 0,7MVA/ 4 kV/ 2 pares de pólos) e máquina de potência (2 MVA/ 13,8 kV/ 1 par de pólos);

Sabe-se que nas máquinas de indução trifásicas os enrolamentos são defasados em 120° entre si, resultando em acoplamento magnético entre tais enrolamentos. Sendo assim, considerando-se o referencial das variáveis de fase, a magnetização e o torque são dependentes das correntes que variam a cada instante.

A referência [12] apresenta uma estratégia de controle vetorial cujo objetivo principal é a utilização de transformação de variáveis, permitindo transformar as variáveis de fase (a,b,c) para um sistema de coordenadas girantes e ortogonais **d** e **q** (direta e quadratura). Através desse sistema de transformação de variáveis, as correntes do estator da máquina de controle podem ser transformadas para um eixo de referência  $dq$  ( $i_d$  e  $i_q$ ). O componente  $i_d$  produz fluxo que se alinha ao vetor fluxo girante do estator; enquanto  $i_q$  produz fluxo em um ângulo perpendicular a este vetor fluxo do estator. O torque nesta máquina é o vetor resultante do produto vetorial entre  $\bar{i}_d \otimes \bar{i}_q$ . Desta forma, apenas o componente  $i_q$  contribui para o torque da máquina e conseqüentemente para a potência. O componente  $i_d$ , portanto, controla a potência reativa que entra no sistema da máquina. Se  $i_d$  e  $i_q$  podem ser controlados, então as potências ativa e reativa nos terminais do estator da máquina de potência também podem ser controladas.

O procedimento para certificar de que valores corretos de  $i_d$  e  $i_q$  no estator da máquina de controle é alcançado através da geração de correntes de referência  $i_{ra\_ref}$ ,  $i_{rb\_ref}$ , e  $i_{rc\_ref}$ , além do uso de um conversor fonte de tensão adequado (VSC- *Voltage Source Converter*) para forçar tais correntes no estator da máquina de controle. Esta última ação pode ser alcançada através do uso de correntes de referência moduladas por largura de pulso (CRPWM – *Current Reference Pulse Width Modulation*) ou outra

técnica de controle. O passo crucial é obter a posição instantânea do vetor girante do fluxo do estator no espaço para obter o eixo de referência girante. Isto pode ser feito através da lei de Lenz de eletromagnetismo, que diz que a tensão nos terminais do estator (após subtraída a queda causada por resistências no rotor) é simplesmente derivada do fluxo de acoplamento do estator  $\lambda_a$ , conforme mostra a equação (4.2), a qual está descrita referindo-se a fase “a”.

$$V_a - i_a r_a = \frac{d\lambda_a}{dt}. \quad (4.2)$$

A estrutura de controle mostrada na Fig. 60 pode, portanto, ser usada para determinar a posição do vetor fluxo girante ( $\phi_s$ ).

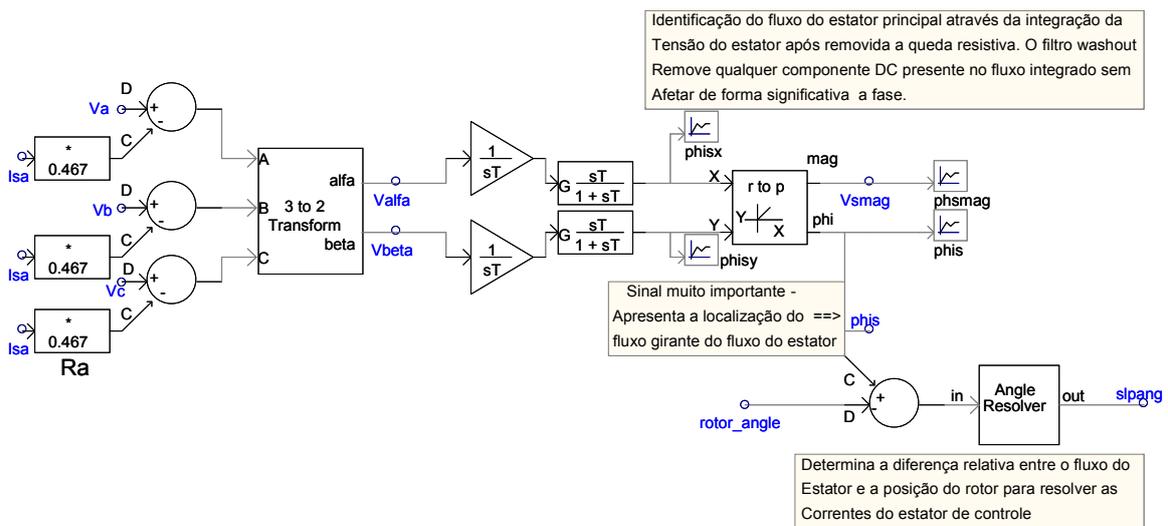


Fig. 60: Determinação da posição do fluxo magnético girante.

Na Fig. 60, as tensões trifásicas do estator (após removida a queda de tensão resistiva) são convertidas para componentes de Clarke ( $\alpha, \beta$ )  $v_\alpha$  e  $v_\beta$ , os quais são ortogonais em estado permanente. Esta transformação é dada por:

$$\begin{pmatrix} v_\alpha \\ v_\beta \end{pmatrix} = \frac{2}{3} \begin{pmatrix} 1 & -1/2 & -1/2 \\ 0 & \sqrt{3}/2 & -\sqrt{3}/2 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c \end{pmatrix}. \quad (4.3)$$

Integrando  $v_\alpha$  e  $v_\beta$ , obtêm-se  $\lambda_\alpha$  e  $\lambda_\beta$ , que são os componentes de Clarke do fluxo do estator. Convertendo-se para a forma polar:

$$|\lambda| = \sqrt{\lambda_\alpha^2 + \lambda_\beta^2} \quad (4.4)$$

$$\phi_s = \tan^{-1}(\lambda_\beta / \lambda_\alpha). \quad (4.5)$$

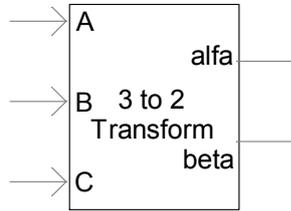
O ângulo  $\phi_s$  fornece a posição instantânea do campo magnético girante do estator da máquina de controle. Em circuitos práticos de controle, como na Fig. 60, alguns filtros são necessários para eliminar quantidades residuais de componentes DC em  $\lambda_\alpha$  e  $\lambda_\beta$  introduzidos no processo de integração.

O fluxo do rotor é instantaneamente detectado enquanto gira através do ângulo  $\phi_r$  (chamado “*rotor angle*” na Fig. 60). Desta forma, com um eixo de referência fixado no rotor da máquina de controle, o vetor campo magnético do estator é localizado em  $\phi_s - \phi_r$ , o qual será referido como “*slip angle*”  $\phi_{slip}$ .

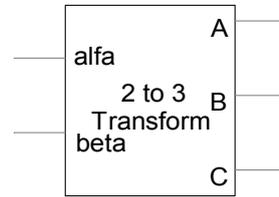
Os valores instantâneos das correntes desejadas nos terminais do estator da máquina de controle podem ser prontamente calculados usando a transformada inversa  $\mathbf{dq}$ , com relação ao ângulo fluxo do estator.

As equações para todas as transformações podem ser vistas abaixo:

- Transformada de Clarke:



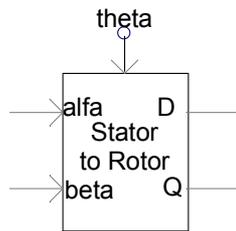
Direta (abc to  $\alpha \beta$ )



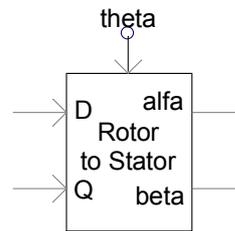
Inversa ( $\alpha \beta$  to abc)

$$\begin{pmatrix} \alpha \\ \beta \end{pmatrix} = \frac{2}{3} \begin{pmatrix} 1 & -1/2 & -1/2 \\ 0 & \sqrt{3}/2 & -\sqrt{3}/2 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} a \\ b \\ c \end{pmatrix} \quad \begin{pmatrix} a \\ b \\ c \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & 0 \\ -1/2 & \sqrt{3}/2 \\ -1/2 & -\sqrt{3}/2 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \alpha \\ \beta \end{pmatrix} \quad (4.6)$$

- Transformada de Park



Direta ( $\alpha \beta$  para dq)



Inversa ( $\alpha \beta$  para dq)

$$\begin{pmatrix} d \\ q \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos(\theta) & \sin(\theta) \\ -\sin(\theta) & \cos(\theta) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \alpha \\ \beta \end{pmatrix} \quad \begin{pmatrix} \alpha \\ \beta \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos(\theta) & -\sin(\theta) \\ \sin(\theta) & \cos(\theta) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} d \\ q \end{pmatrix} \quad (4.7)$$

onde  $theta$  ( $\theta$ ) é o ângulo entre os fluxos do estator e rotor.

As correntes de referências são obtidas através do bloco montado com uso do PSCAD conforme a Fig. 61.

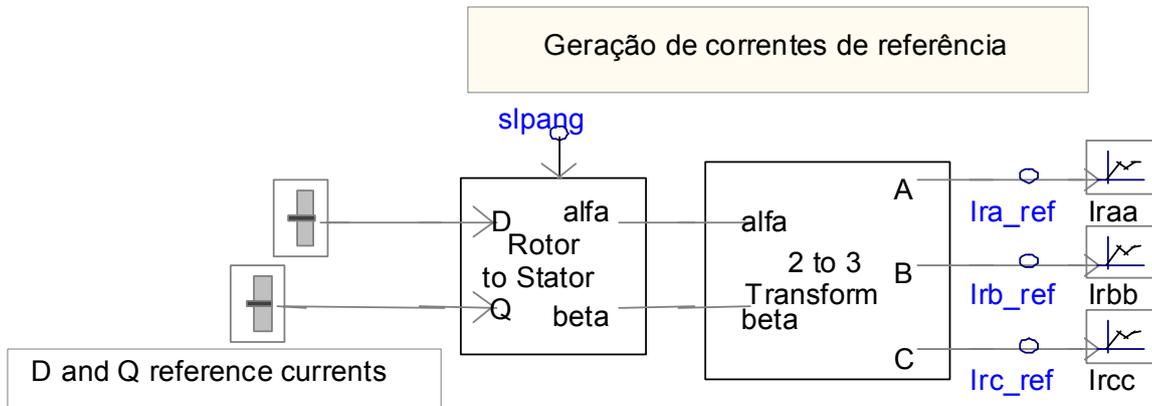


Fig. 61: Geração de correntes de referência de fase do estator de controle.

Uma vez que as correntes de referência são determinadas, elas podem ser criadas através de um conversor fonte de tensão operado através da técnica CRPWM conforme mostrado na Fig. 62.

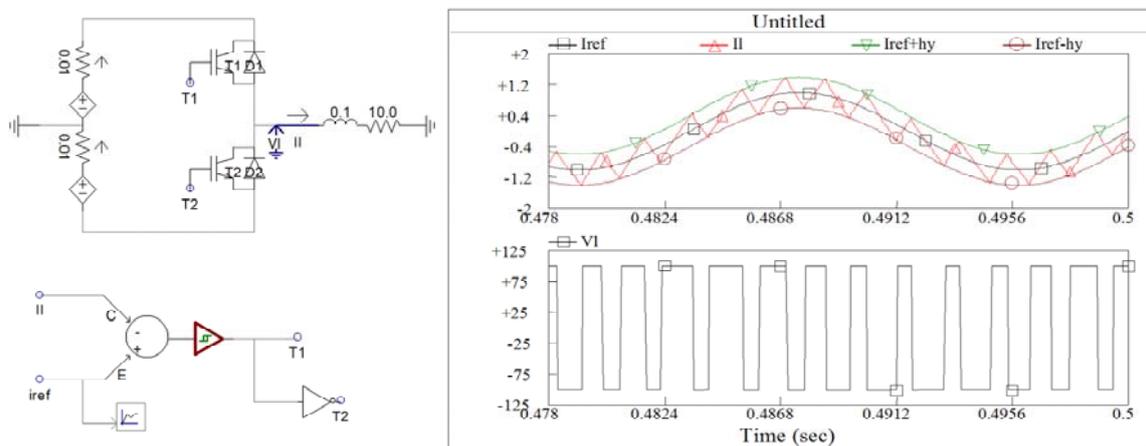


Fig. 62: Controlador e formas de onda do CRPWM.

Esta técnica de corrente de referência moduladas por largura de pulso (CRPWM) permite a geração de qualquer forma de corrente arbitrária em uma carga R-

L. Conforme mostra a Fig. 62, uma banda de tolerância limite superior e inferior é colocada em torno da forma de onda para a corrente de referência desejada. Se a corrente atual medida está abaixo do limite inferior, a chave superior (T1/D1) é acionada e aplica uma tensão positiva ( $E/2$ ) à carga. A corrente na fonte consequentemente aumenta em resposta a esta tensão. Porém, quando a corrente aumenta acima do limite superior, a chave superior é desligada e a chave inferior (T2/D2) é acionada. Isto causa uma tensão negativa ( $-E/2$ ) nos terminais da carga e resulta em uma queda de corrente. Assim, a diferença entre a corrente atual medida e a corrente desejada é mantida dentro da banda de tolerância, conforme pode ser visto na Fig. 63. Fazendo esta banda mais estreita, a corrente desejada pode ser mais aproximada a qualquer grau de necessidade. Porém, existe um limite até o qual isto pode ser feito, pois quanto menor a banda, menores são os períodos de comutação das chaves, isto é, maiores são as perdas e frequência de comutação. Utilizando-se esta técnica, qualquer forma de corrente pode ser sintetizada. A Fig. 64 mostra os blocos de controles utilizados para se o controle das correntes por limite de banda de histerese.

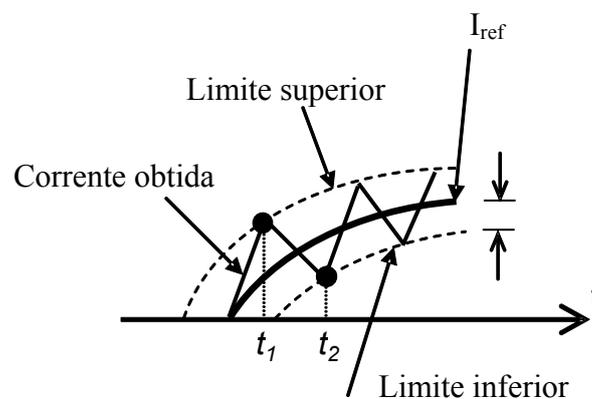


Fig. 63: Controle de corrente por limite de banda de histerese.

O conversor do lado da máquina de controle requer uma fonte de potência DC. A tensão DC é geralmente criada utilizando-se outro conversor fonte de tensão conectado à rede CA. Um capacitor devidamente dimensionado é usado para remover o *ripple* e manter a barra de tensão DC relativamente suave (formas de onda). O conversor PWM do lado da rede é operado para manter a tensão DC no capacitor em um valor constante. Com efeito, isto significa que o conversor do lado da rede está suprindo as demandas de potência ativa do conversor do lado da máquina de controle.

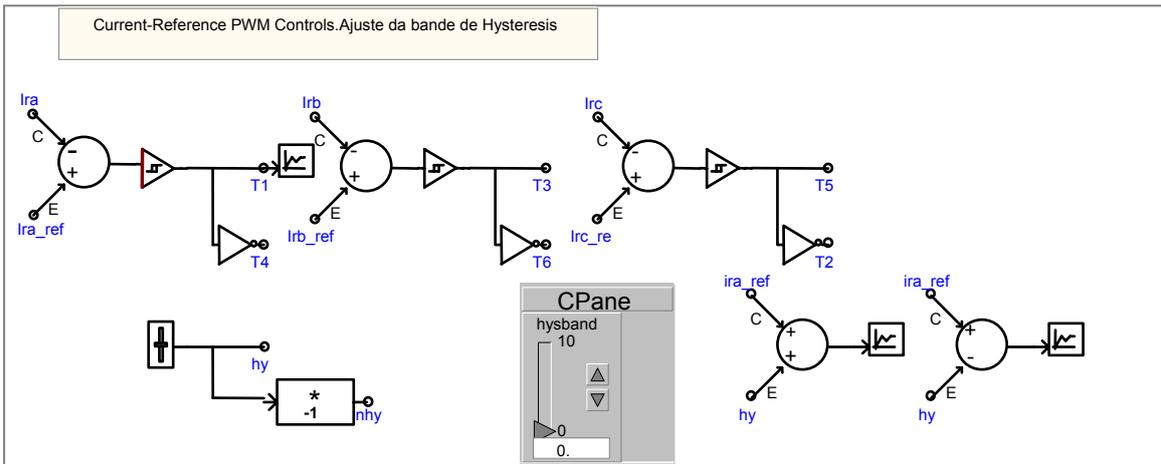


Fig. 64: Diagrama de blocos dos controladores das correntes de controle.

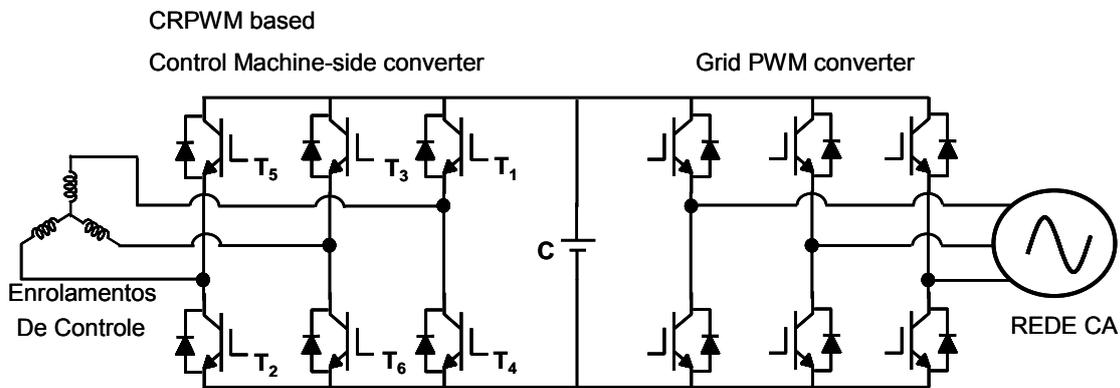


Fig. 65: Circuito dos conversores CRPWM e SPWM *back-to-back*.

É possível operar este conversor do lado da rede, mostrado na Fig. 65, usando a mesma técnica de correntes de referência utilizado para o conversor do lado da máquina de controle; contudo, conforme mencionado anteriormente, esta técnica (CRPWM) tem a desvantagem de que não se pode prever as perdas nem a frequência de comutação das chaves. Portanto, um controle a malha fechada é usado de forma que o erro entre as correntes desejadas e ordenadas passa através de um controlador do tipo PI (proporcional integral) o qual controla a tensão de saída de um conversor PWM senoidal convencional. A vantagem do controlador SPWM é que o número de comutações num ciclo é fixo e as perdas podem ser facilmente estimadas.

É possível controlar a corrente do eixo  $d$  controlando o componente  $d$  da forma de onda de saída do SPWM e a corrente do eixo  $q$  através do componente  $q$ . Porém, este procedimento leva a uma resposta pobre do sistema de controle, pois ao tentar mudar  $id$

também causa mudanças em  $i_q$ . Como consequência, modificações na estrutura do controlador PI deve ser feita de forma a obter-se uma resposta desacoplada, de modo que uma ordem de mudanças em  $i_d$  não mude  $i_q$  e vice-versa.

Se um conversor fonte de tensão com uma barra de tensão DC é conectada a uma rede AC através de um transformador (L e R), pode ser mostrado que:

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{R}{L} & \omega \\ \omega & -\frac{R}{L} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} + \frac{1}{L} \begin{bmatrix} v_d - e_d \\ -e_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{R}{L} & 0 \\ 0 & -\frac{R}{L} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix}$$

$$x_1 = \frac{v_d - e_d}{L} + \omega i_d \quad x_2 = -\frac{e_q}{L} - \omega i_q$$

$$e_d = -Lx_1 + v_d + \omega L i_d \quad e_q = -Lx_2 - \omega L i_q \quad (4.8)$$

Aqui,  $v = v_d$  é a tensão da rede CA e, devido a escolha desta como sendo a referência,  $v_q$  é igual a zero por definição.  $e_d$  e  $e_q$  são as tensões em componentes  $d$  e  $q$  geradas pelo conversor (VSC). A equação (4.9) mostra que a tentativa de mudança de  $i_d$  usando  $e_d$  também causará uma mudança transiente em  $i_q$ . Por outro lado, se usarmos  $Lx_1$  e  $Lx_2$  para controlar as correntes, as equações resultantes estão desacopladas. Utilizando um controle PI a malha fechada, deixa-se o erro no loop  $i_d$  afetar  $Lx_1$  e no loop  $i_q$  afetar  $Lx_2$ , conforme mostra a Fig. 66.

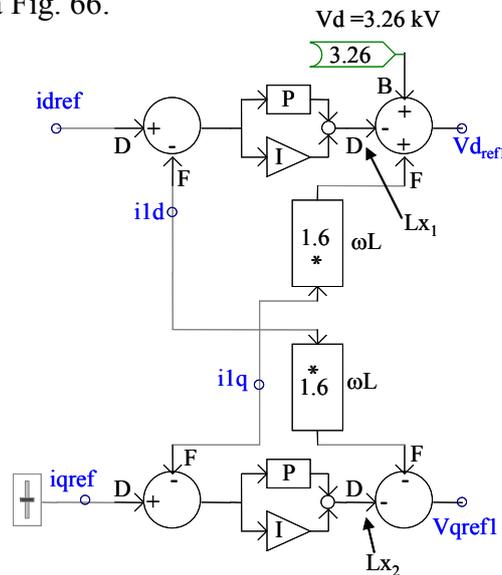


Fig. 66: Controlador desacoplado.

No circuito utilizado para simulação do sistema, o valor do secundário do trafo da rede é 4 kV, 1MVA , 10%, gerando uma impedância de  $\omega L = 1.6\Omega$ . De modo similar,

a tensão de linha é de 4 kV, sendo a tensão de fase de  $4/\sqrt{3} \text{ kV}$ , e para os valores de pico considerados na conversão dq,  $v_d = (4/\sqrt{3}) \times \sqrt{2} = 3.26 \text{ kV}$ .

Para detectar o ângulo de referência da tensão da rede e para a geração dos componentes **d** e **q** da corrente de forma direta, utiliza-se um bloco de transformação dq como apresentada através da Fig. 67.

A escolha de  $i_{d,ref}$  para o conversor do lado da rede é feita através do circuito de controle mostrado na Fig. 68, o qual tenta manter a tensão do capacitor em seu valor nominal através do ajuste na potência ativa. A solicitação de potência reativa também pode ser gerada por meio de controlador similar cujo objetivo seria o de manter a tensão CA num nível pré-determinado.

Se as tensões de referência  $V_{d,ref}$  e  $V_{q,ref}$  (Fig. 66) são aplicadas no secundário do trafo, as correntes desejadas  $i_{d,ref}$  e  $i_{q,ref}$  irão circular no circuito. As partes restantes dos controles são padrões para controles PWM. O bloco de controle mostrado na Fig. 69 converte as referências citadas ( $V_{d,ref}$ ,  $V_{q,ref}$ ) para fase e magnitude, atentando para o limite de magnitude em virtude do máximo valor alcançado pelo conversor VSC do lado da rede. A referência para cada uma das três tensões de fase é então gerada pela transformada dq inversa, Fig. 69.

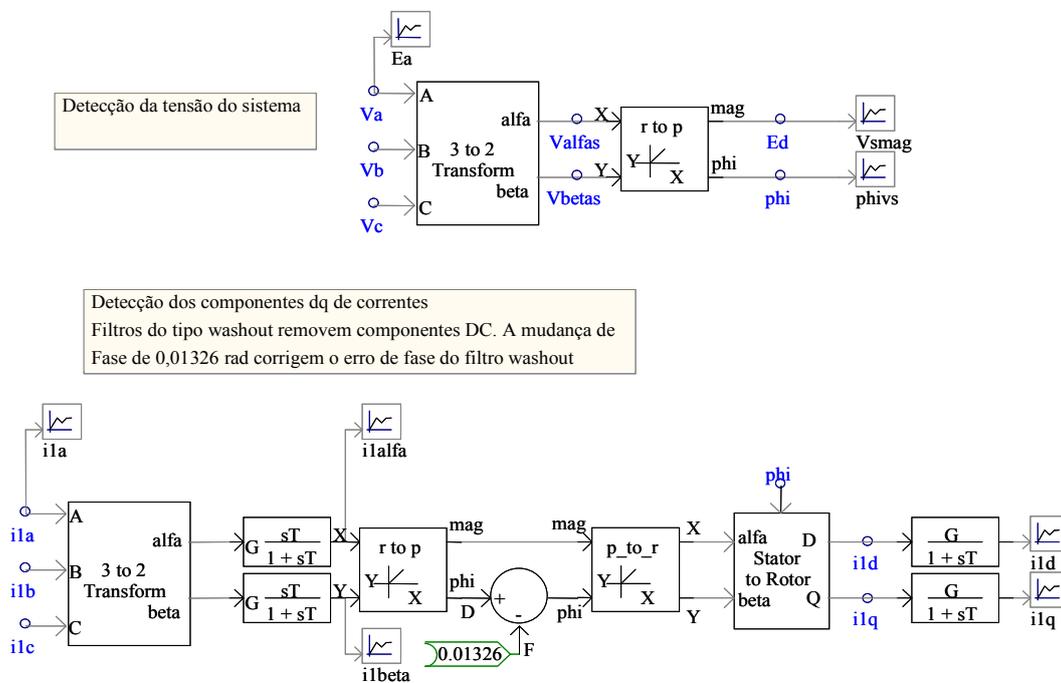


Fig. 67: Geração de grandezas requeridas pelo controlador da Fig. 66.

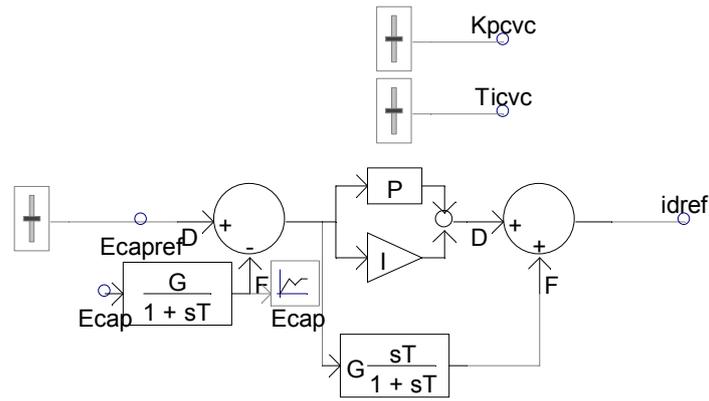


Fig. 68: Controlador de tensão.

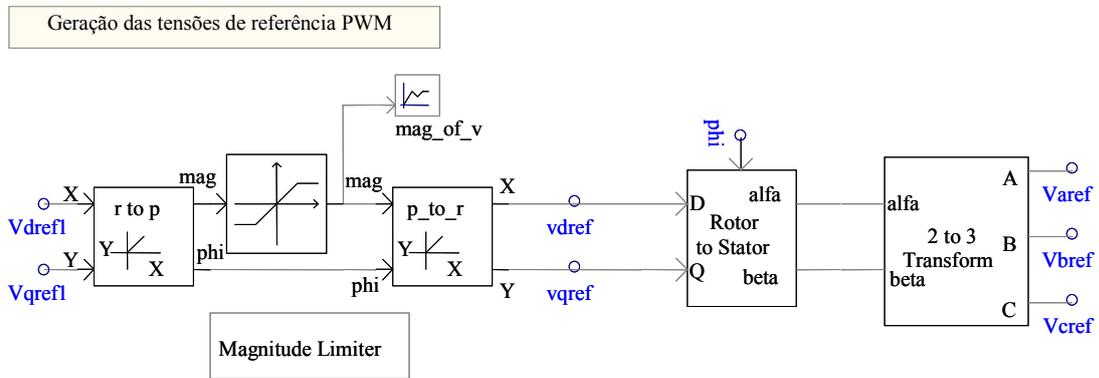


Fig. 69: Gerador de tensão de referência de fase.

A Fig. 70 mostra um controlador PWM senoidal padrão, no qual cada uma das tensões de fase é comparada com uma onda triangular de alta frequência para determinar a largura dos pulsos de disparo.

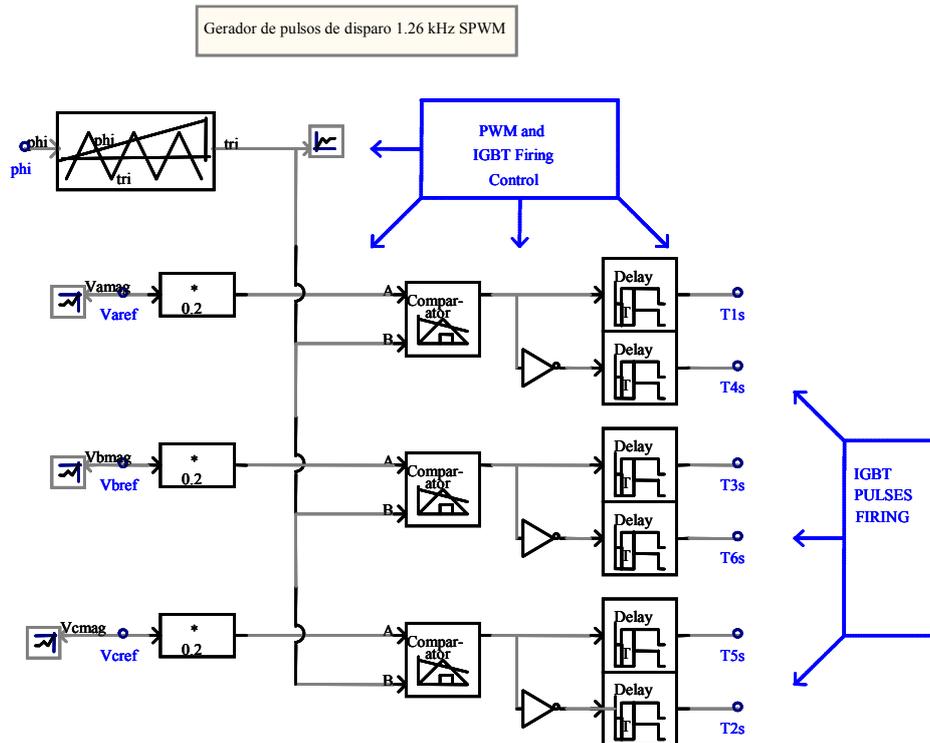


Fig. 70: Gerador de pulso PWM.

O controlador de pulsos apresentado na Fig. 70 é responsável por gerar os pulsos de disparos das chaves do conversor do lado da rede. Os pulsos são gerados conforme a Fig. 71, em que são produzidos através da comparação entre uma forma de onda triangular (portadora) com um sinal modulante (sinal de referência) (Fig. 71 (a)). A frequência de chaveamento é determinada através do produto de um número múltiplo de 3 (índice de modulação de frequência –  $m_f$ ) com a frequência da rede. Para aplicações em alta potência, este número deve ser maior que 9, garantindo que as distorções harmônicas presentes sejam encontradas em altas frequências apenas. Sendo, portanto, mais fáceis de serem filtrados. A frequência do sinal de referência determina a frequência de saída do inversor. O pico de amplitude do sinal modulante controla o índice de modulação. Desta forma, as tensões de saída CA são controláveis em amplitude e em frequência. As formas de onda de saída do inversor podem ser vistas através da Fig. 71 (c), onde se nota a forma de onda pulsante da tensão CA do inversor.

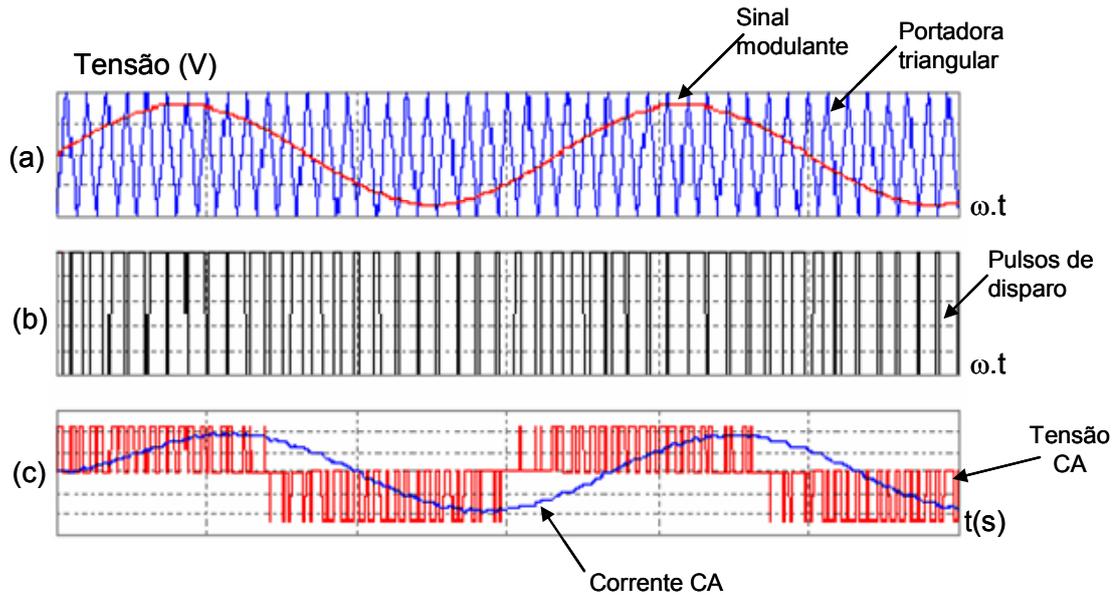


Fig. 71: Formas de onda características: (a) – Portadora triangular e sinal modulante; (b) – Pulsos de disparo das chaves; (c) – Tensão e corrente CA do inversor.

Para simular uma turbina eólica, foi utilizado um bloco disponível no programa PSCAD no qual é possível reproduzir a equação ( $P_{disp} = \frac{1}{2} \rho A C_p (\lambda, \beta) V_{vento}^3$ ) que mostra a potência retirada da velocidade do vento, através de diagramas de bloco. Neste mesmo bloco é acoplado um comparador responsável por aplicar um *step* de mudança na velocidade do vento (de 5m/s para 12m/s) num momento programado durante a simulação pela variável TIME, conforme é possível se observar através das Fig. 72 e Fig. 73.

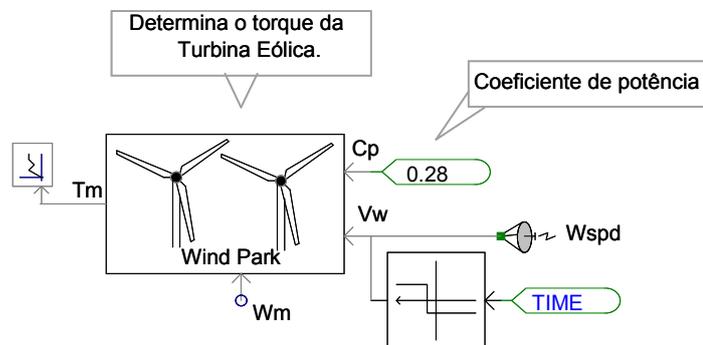


Fig. 72: Bloco de simulação da turbina eólica.

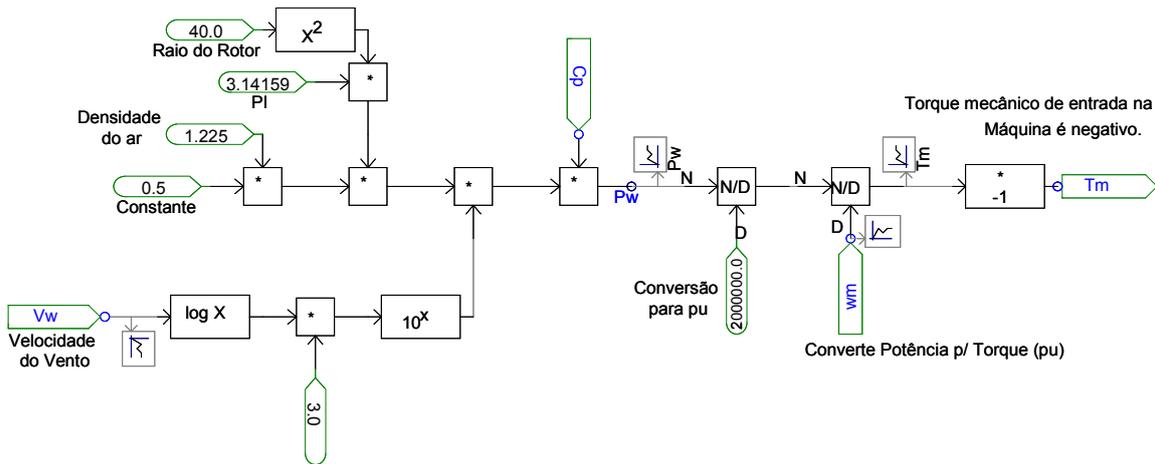


Fig. 73: Diagrama de bloco da turbina 2MVA: bloco conversor da velocidade do vento em torque para a MICDAS.

O sistema foi configurado para buscar o ponto de potência máxima considerando a relação entre a velocidade do vento e a velocidade da máquina, gerando uma velocidade de referência a ser seguida pelo sistema da MICDAS, conforme o bloco da Fig. 74.

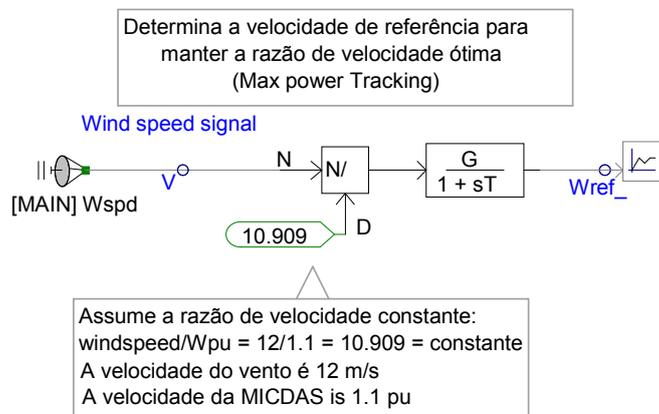


Fig. 74: Determinação da velocidade de referência do sistema da MICDAS.

O sinal  $W_{ref}$  é a velocidade rotacional de referência que é utilizada juntamente com a velocidade  $W_m$  atual do conjunto da MICDAS para determinar o  $I_{rq}$  e, consequentemente, a potência ativa. Portanto, os sinais  $W_{ref}$  e  $W_m$  são utilizados como entrada do bloco da Fig. 61 que determina as correntes de referências, comparando-se através de um somador, resulta-se num erro que passa por um PI que o transforma em  $I_{rq}$ . Como a mudança da velocidade do vento não é uma curva dinâmica, portanto, não foi realizado o rastreamento do ponto de potência máxima.

### 4.3.2. Resultado das simulações da MICDAS como gerador eólico

A seguir são apresentados resultados obtidos com a simulação do sistema presente na Fig. 59, levando em consideração as estratégias de controle descritas na seção anterior. As estratégias de controle e a modelagem são validadas através destas simulações empregando-se o programa PSCAD/EMTDC. Neste estudo considera-se o estado de regime permanente para as simulações. O objetivo é comprovar a teoria abordada e apresentar resultados que possam ser aproveitados em outros estudos sobre a MICDAS ou como base para montagem de experimentos em bancadas. Para a simulação do sistema da MICDAS como gerador eólico, foi considerado um sistema elétrico trifásico no qual é provocada uma falta trifásica programada para atuar quando a simulação estiver em 10s. A falta tem duração de 0,5s e o tempo total de simulação é de 16s.

A Fig. 75 apresenta as tensões das fases do estator da máquina de potência em que se percebe que no início do sistema ocorrem umas variações, depois elas se estabilizam. Quando passados 5s de simulação é aplicado um *step* de mudança na velocidade do vento de 5m/s para 12m/s, causando um aumento de amplitude destas tensões. Em seguida, é aplicada uma falta trifásica, causando um afundamento de tensão severo, porém o afundamento máximo permitido foi de 0,3pu. Para afundamentos menores, o sistema eólico é desconectado do sistema elétrico. Depois que a falta é eliminada, a tensão se recupera. Já através da Fig. 76 é possível observar que a corrente de fase do estator aumenta em amplitude durante a ocorrência da falta.

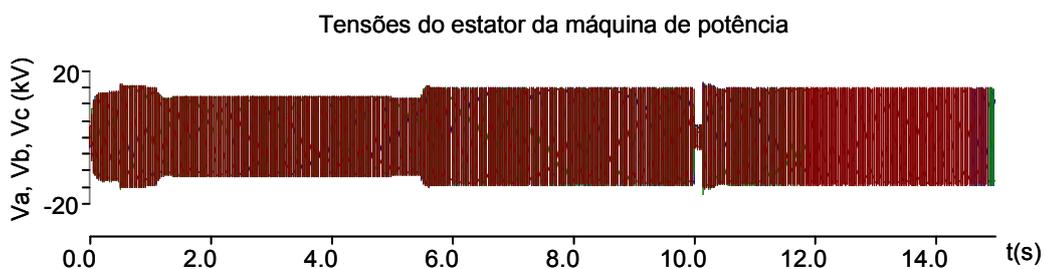


Fig. 75: Gráfico das tensões do estator da máquina de potência.

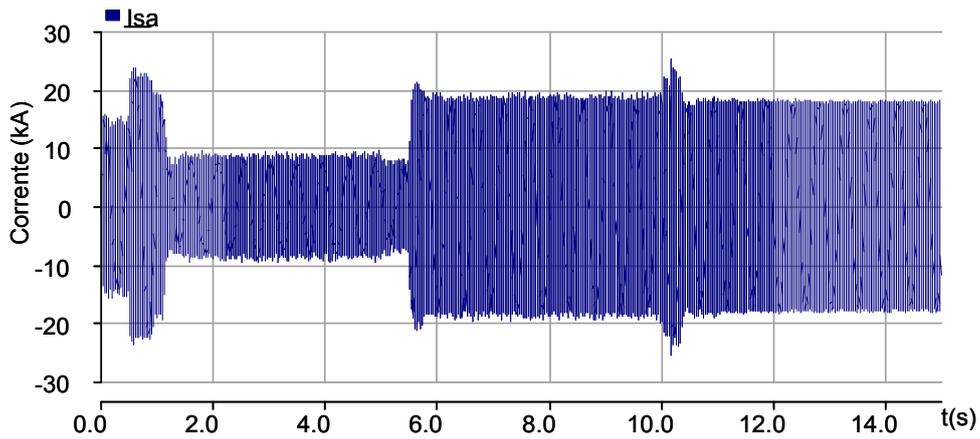


Fig. 76: Gráfico de corrente da fase “a” do estator da máquina de potência.

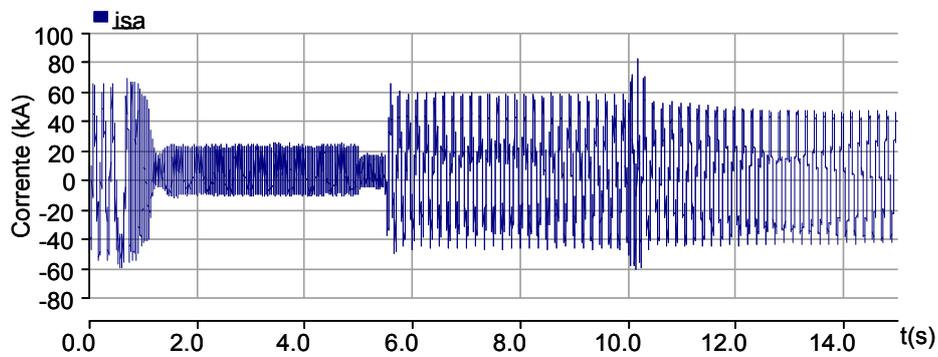


Fig. 77: Gráfico de corrente da fase “a” do estator da máquina de controle.

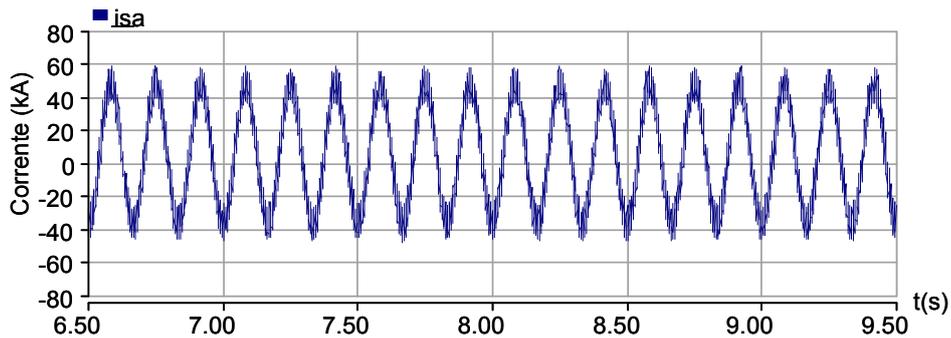


Fig. 78: Corrente da fase “a” do estator da máquina de controle (6.5 a 9.5s).

As Fig. 77 e Fig. 78 mostram a corrente sintetizada da fase “a” da máquina de controle através da técnica de controle por limite de banda de histerese. A tensão da

fase “a” do estator da máquina de controle pode ser vista através da Fig. 79 em que se observa uma contínua queda de amplitude, se estabilizando em uma amplitude inferior a inicial devido a queda de tensão sofrida pelo elo CC.

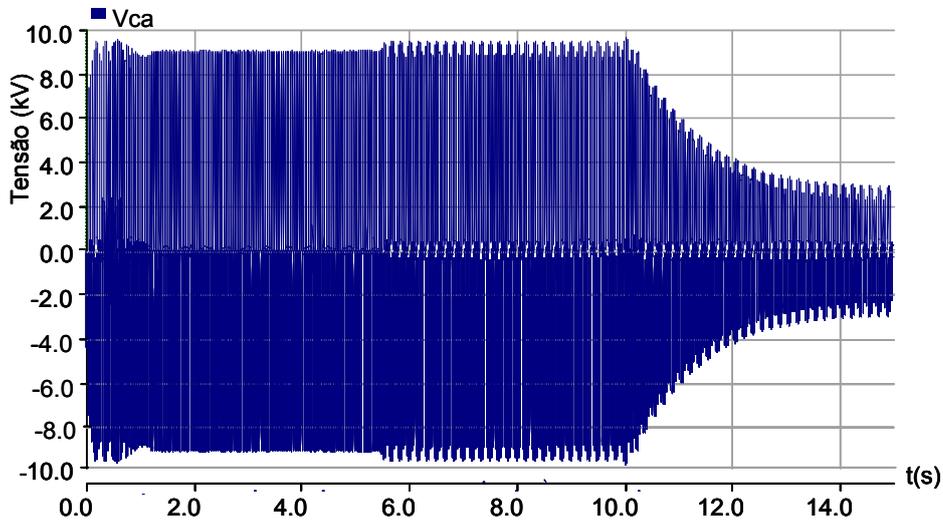


Fig. 79: Gráfico de tensão sintetizada da fase “a” do estator da máquina de controle.

A Fig. 80 mostra a corrente de falta da fase “a”, em que percebe-se que durante a falta esta atinge picos que se aproximam de 150kA.

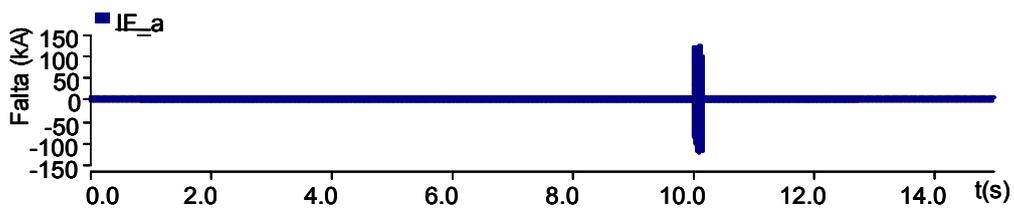


Fig. 80: Corrente de falta “a” no sistema no lado da máquina de potência.

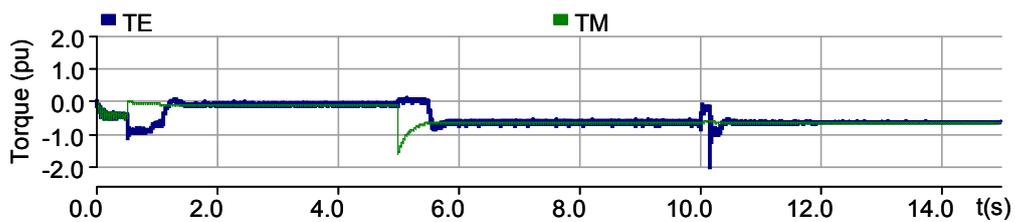


Fig. 81: Gráficos dos torques elétrico e mecânico.

O gráfico da Fig. 81 apresenta o comportamento dos torques elétrico e mecânico do sistema da MICDAS. O torque mecânico  $T_M$  é fornecido pela turbina em virtude da velocidade de vento. O controle do torque é automático, de maneira a regular a velocidade do gerador. Deve-se saber que durante os 5 primeiros segundos a MICDAS é regida em modo de velocidade, depois é posta para modo de torque, por isso o torque a partir deste instante é negativo ( $-0.7$  pu), o que indica que a máquina de indução está trabalhando em modo gerador. O sinal positivo é associado ao modo motor. Já o torque  $T_E$  elétrico acompanha as variações impostas pelo torque mecânico aplicado à máquina.

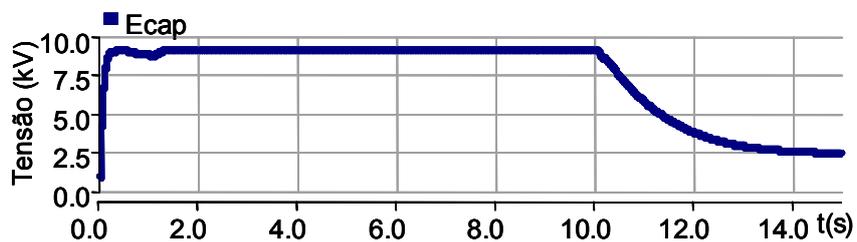


Fig. 82: Gráfico da tensão nos terminais do capacitor.

O gráfico da Fig. 82 representa o comportamento da tensão do capacitor (fonte CC) durante a simulação. Observa-se que após a ocorrência da falta, o capacitor não recupera a sua tensão antes da falta devido a sua maior inércia de tensão, porém mantém o sistema funcionando. Contudo, seu menor valor pode causar oscilações no elo CC as quais podem atingir a rede elétrica na forma de harmônicos.

Deve-se saber que nenhum controle específico foi implementado para o ajuste automático da potência reativa. Desta forma, para se observar a capacidade do conversor em controlar a potência reativa, uma referência foi definida, conforme mostra a Fig. 83.

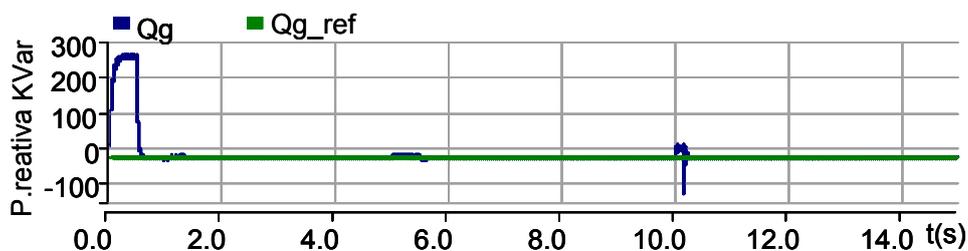


Fig. 83: Gráfico da potência reativa do sistema elétrico.

Observa-se através da Fig. 83 que a resposta da potência reativa entregue pelo conversor ao sistema elétrico segue corretamente a referência  $Q_{gref}$ . Considerando-se os gráficos da corrente  $I_{rd}$  (Fig. 84) e da potência reativa  $Q_g$  (Fig. 83), conclui-se que são proporcionais, confirmando a teoria do controle vetorial adotada.

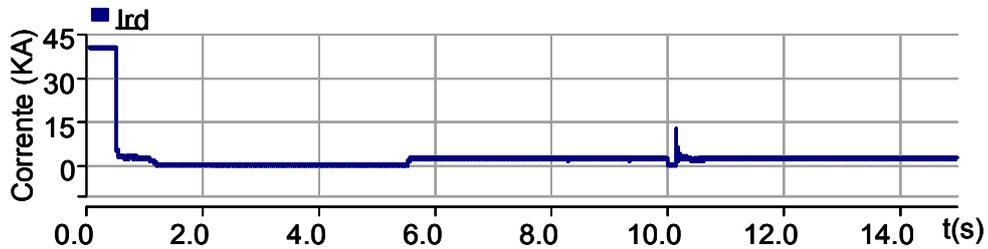


Fig. 84: Gráfico da corrente  $I_{rd}$ .

Através dos resultados obtidos das correntes  $I_{rd}$  (Fig. 84) e  $I_{rq}$  (Fig. 85), observa-se que o desacoplamento é funcional, de modo que a corrente  $I_{rq}$  apenas influencia as variações da potência ativa da máquina e conseqüentemente do torque, enquanto a corrente  $I_{rd}$  permanece inalterada. Da mesma forma, corrente  $I_{rq}$  não se altera quando a potência reativa varia em função da referência adotada no conversor.

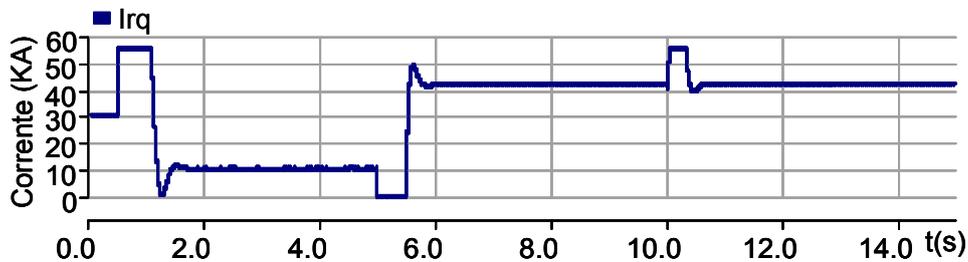


Fig. 85: Gráfico da corrente  $I_{rq}$ .

Através do resultado obtido da potência ativa  $P_g$  entregue pelo conversor ao sistema elétrico (Fig. 86) e comparando-se com o gráfico da corrente  $I_{rq}$  (Fig. 85), observa-se a sua proporcionalidade, comprovando a relação existente entre ambas.

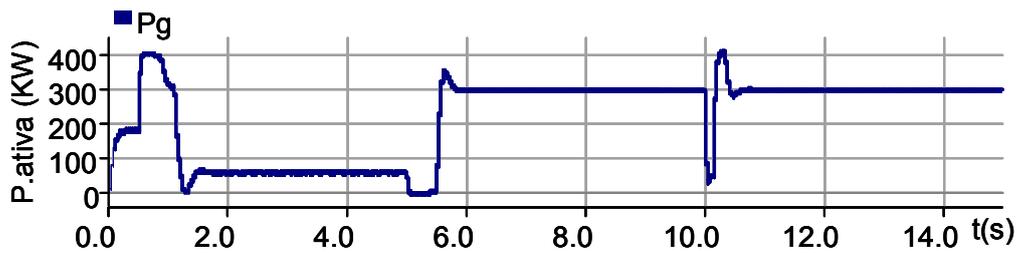


Fig. 86: Gráfico da potência ativa entregue ao sistema elétrico.

A Fig. 87 mostra o comportamento da velocidade da máquina (sistema MICDAS) comparada com a velocidade de referência imposta pelo controle, verifica-se que o sistema acompanha a referência adotada. O desempenho dinâmico do sistema, relativamente lento, deve-se principalmente à inércia do mesmo, que é composto pelo aerogerador.

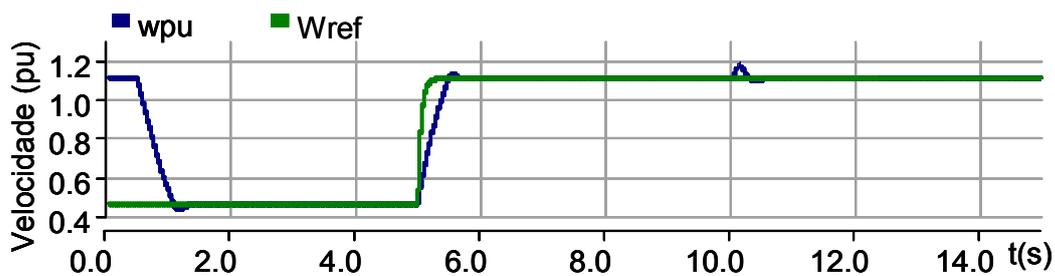


Fig. 87: Gráfico das velocidades da MICDAS e de referência.

## 4.4. CONCLUSÕES PARCIAIS

Os resultados de simulação obtidos mostram o correto funcionamento do arranjo da MICDAS como motor para diferentes cenários, tais como: o estator da máquina de controle alimentado por fonte CC, imposição de tensão e frequência nos terminais do estator da máquina de controle através de conversor e imposição de torque de carga. Neste caso, a intenção é mostrar que a conexão de duas máquinas de indução de rotor bobinado funciona atendendo as equações de velocidade da MICDAS mostradas no capítulo 3. Além disso, a análise dos fluxos de potência nas duas máquinas que compõem a MICDAS é feita através de simulações. Os resultados alcançados podem ser vistos de forma simplificada através das Fig. 88 e Fig. 89. Primeiramente, considerando a MICDAS como motor, para velocidades abaixo da

velocidade síncrona tem-se que  $Pot_p > 0$  e  $Pot_c < 0$ . Para velocidades acima da velocidade síncrona, tem-se que  $Pot_p > 0$  e  $Pot_c > 0$ . As Fig. 88 (a) e (b) ilustram esta primeira condição. Estes resultados apresentados também podem ser obtidos com a máquina duplamente alimentada com escovas.

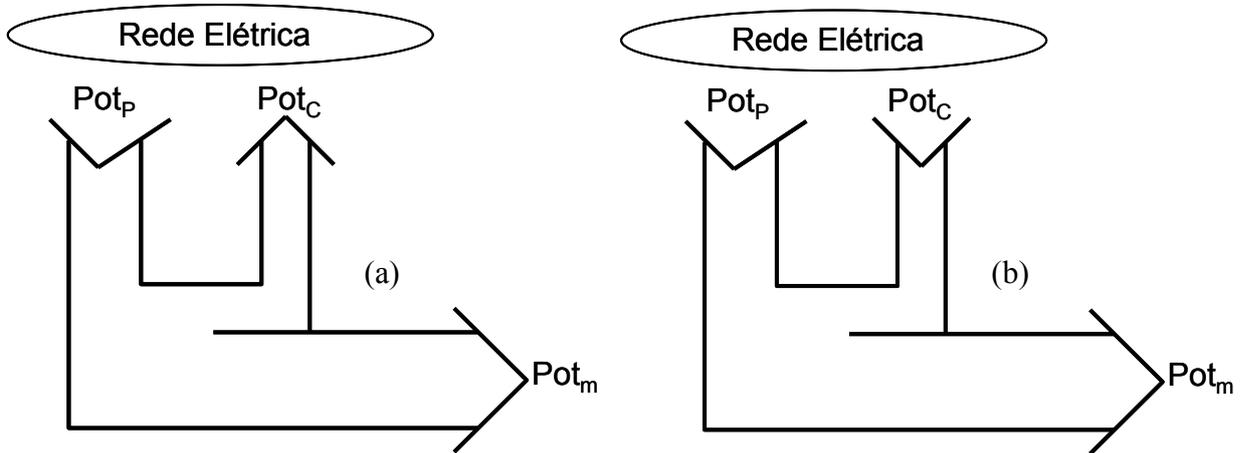


Fig. 88: Fluxo de potência na MICDAS funcionando como motor: (a) Para velocidade  $\omega < \omega_0$ ; (b) Para velocidade  $\omega > \omega_0$ .

Agora, considerando a MICDAS como gerador, para velocidades abaixo da velocidade síncrona tem-se que  $Pot_p < 0$  e  $Pot_c > 0$ . Para velocidades acima da velocidade síncrona, tem-se que  $Pot_p < 0$  e  $Pot_c < 0$ . As Fig. 89 (a) e (b) ilustram esta outra condição.

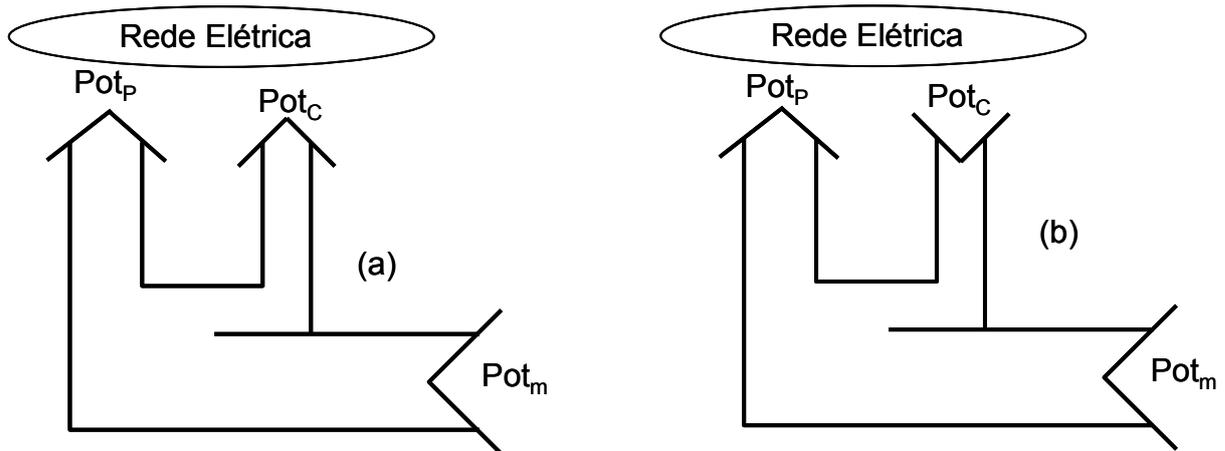


Fig. 89: Fluxo de potência na MICDAS funcionando como gerador: (a) Para velocidade  $\omega > \omega_0$ ; (b) Para velocidade  $\omega < \omega_0$ .

Por fim, foi configurada simulação da MICDAS numa aplicação como gerador eólico. O sistema de controle implementado foi baseado nas referências [6], [12] e [36]. Segundo a velocidade do gerador, a potência no conversor do lado da rede pode ser drenada (rede-conversor) ou injetada (conversor-rede).

Os controles de corrente apresentaram-se capazes de atender a aplicação proposta, contudo, ambas as escolhas têm desvantagens que não devem ser desconsideradas. Por exemplo, o chaveamento por banda de histerese lida com um maior conteúdo harmônico. Já no caso do controle vetorial PWM seno-triângulo, o mesmo é sofisticado, acarretando na necessidade de um programa de simulação mais robusto, como o que foi utilizado neste trabalho.

# CAPÍTULO 5

## Conclusões e Trabalhos Futuros

### 5.1. CONCLUSÕES FINAIS

No Brasil e no mundo, a geração de energia elétrica apresenta um panorama de transformações, uma vez que o aumento do consumo de energia provoca a necessidade do surgimento de novas fontes com o intuito de atender o déficit das fontes consideradas convencionais.

A escassez das fontes de energia tradicionalmente adotadas é um dos fatores responsáveis pelo surgimento e desenvolvimento de formas de energia alternativas. Além disso, as questões ambientais também favorecem o uso das fontes de energia renováveis, como a energia eólica, por exemplo. Esta forma de energia tem se mostrado uma das mais promissoras e o seu desenvolvimento é crescente, resultando na criação de turbinas eólicas de alta tecnologia e capacidade de geração. Cada vez mais tem-se instalado fazendas eólicas no mundo e a previsão é de um aumento substancial de novas instalações, principalmente na Europa e EUA. O Brasil, por sua vez, com o programa Proinfa, é líder na América Latina.

No panorama atual de desenvolvimento das fontes de energia alternativas, destaca-se a Máquina de Indução em Cascata Duplamente Alimentada Sem escovas (MICDAS) numa aplicação como gerador eólico, pois esta apresenta a vantagem de não utilizar escovas, em comparação com a MIDA que usa escovas, representando uma significativa redução de custos em manutenção, principalmente em aplicações *offshore*. Porém, como desvantagem principal, a conexão de duas máquinas em cascata reque mais espaço.

Neste trabalho foi abordada a teoria básica da MICDAS em regime, com ênfase em duas formas de conexão dos rotores (transposta e não-transposta). A evolução histórica desta máquina também é comentada. Para um melhor entendimento de seu funcionamento, foram realizadas simulações, comprovando-se a teoria e equações de velocidade resultantes da conexão. As simulações foram configuradas para a MICDAS atuando como motor em diferentes cenários. Os resultados encontrados foram satisfatórios. Os fluxos de potência circulando através das máquinas de potência e controle quando a MICDAS atua como motor e gerador, girando abaixo e acima da velocidade natural, são analisados e os resultados apresentados através de gráficos de simulação.

Por fim, é feita uma proposta da MICDAS operando como gerador eólico. Para a simulação desta aplicação, por meio do PSCAD/EMTDC, foram utilizadas estratégias de controle baseadas no controle orientado pelo campo (fluxo do estator), sendo este controle responsável por controlar a velocidade da MICDAS. Para a conexão da máquina de controle com a rede foi usado um conversor de potência dimensionado para a potência desta máquina, além do uso de um transformador.

Considerando os resultados e comentários abordados, pode-se afirmar que o arranjo da MICDAS para esta aplicação foi funcional e as estratégias de controle também.

A simulação do conversor do lado da rede mostra que a escolha das estratégias de controle de chaveamento apropriadas pode aperfeiçoar o desempenho do sistema, reduzindo perdas e conteúdo harmônico durante o processo de comutação.

As principais vantagens do sistema proposto são o uso de conversores eletrônicos de potência reduzida, a diminuição da necessidade de manutenção da

máquina, uma vez que não são utilizadas escovas, aplicação com controle vetorial, etc.

Portanto, esta é uma proposta que deve ser considerada, principalmente quando se trata de geração de energia eólica em comparação com outras tecnologias existentes no mercado.

## 5.2. TRABALHOS FUTUROS

Como proposta de trabalhos futuros, sugere-se os seguintes estudos:

- Implementação de um conjunto de curvas  $C_p \times \lambda$  real, de modo a se estudar um algoritmo para máxima extração de potência;
- Um estudo mais detalhado voltado para os distúrbios causados por aerogeradores, e propor métodos para reduzir a poluição resultante do uso de tiristores, como por exemplo, o uso de estratégias de chaveamento mais avançadas, como o PWM *space vector*.
- Simular um parque eólico completo, formando verdadeiras fazendas eólicas (uma série de aerogeradores), e analisar a influência que um pode exercer sobre outro, quando em operação.
- Montagem em bancada de um protótipo real, em menor escala, de um arranjo da MICDAS, que viabilize a análise e observação de resultados reais;
- Desenvolver um estudo sobre estratégias de controle adequadas para suportar as condições de *ride-through* impostas pelas agências reguladoras, conforme sugere a referência [43], de forma que em condições de faltas severas no sistema, não seja necessário a desconexão do gerador eólico do sistema;
- Simular a MICDAS como gerador eólico conectado a um sistema de geração distribuída, conforme sugere a referência [41];

# Referências Bibliográficas

- [1] US Department of Energy, Energy Efficiency and Renewable energy, home page: [http://www1.eere.energy.gov/windandhydro/wind\\_history.html](http://www1.eere.energy.gov/windandhydro/wind_history.html). Setembro/2009.
- [2] BLAABJERG, F.; TEODORESCU, R.; LISERRE, M.; and TIMBUS, A. V. "Overview of Control and Grid synchronization for Distributed Power Generation Systems-". *IEEE Transactions on industrial electronics*, Vol. 53, No 5, pp. 1398-1409, October, 2006.
- [3] MÜLLER, S.; DEICKE, M.; DE DONCKER, R.W.; "Doubly Fed Induction Generator Systems for wind Turbines" *IEEE Industry Applications Magazine*, pp. 26-33, May – June, 2002.
- [4] NAKRA, H. L.; DUBE, B. "Slip power recovery induction generators for large vertical axis wind turbines". *IEEE Transactions*, p. 733-737, 1988.
- [5] CADIRCI, I.; ERMIS, M. "Double-output induction generator operating at subsynchronous and supersynchronous speeds: steady-state performance optimization and wind-energy recovery". *IEE Proceedings B*, v. 139, Issue: 5, p. 429-442, Sept. 1992.
- [6] PENA, R.; CLARE, J. C.; ASHER, G. M. "Doubly fed induction generator using back-to-back PWM converter and its application to variable-Speed wind-energy generation". *IEE Proc.-Electr. Power Appl.*, v. 143, n. 3, pp. 231-241, May, 1996.
- [7] FERREIRA, ANTONIO CARLOS. "Analysis of Brushless Doubly-Fed Induction Machines". PhD Theses, University of Cambridge, September, 1996.
- [8] KOSHINSKI, EDSON JOSÉ - "Máquina Trifásica de Relutância Duplamente Alimentada sem Escovas". Mestrado Profissionalizante WEG/GRUCAD. Pós-

Graduação em Engenharia Elétrica – UFSC 2008 Orientador: Prof. Renato Carlson.

- [9] HUNT, L. J., “A new type of induction motor,” *Journal Institution of Electrical Engineers*, Vol. 38, pp 648-667, 1907.
- [10] HUNT, L.J.: “The cascade induction motor”, *Journal Institution of Electrical Engineers*, 1914, pp. 406–434.
- [11] Proinfa, home page: [www.proinfa.gov.br/](http://www.proinfa.gov.br/) Setembro/2009.
- [12] LEONARD, W.; “Control of Induction Motor Drives”. Control of Electrical Drives, 3 ed. Chapter 12, Berlin, Germany, 2001.
- [13] SIMÕES, M.G. e FARRET, F. A., “Vector Control for Induction Generators”. Renewable Energy Systems, Chapter 9, Boca Raton, Florida, EUA, 2004.
- [14] WATANABE, E. H.; STEPHAN R. M.; AREDES, M., “New Concepts of Instantaneous Active and Reactive Powers in Electrical Systems with Generic Loads”, *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 8, no. 2 (Abril), pp. 697-703, 1993.
- [15] SORENSEN, P.; BACK, J.; “Power Plant Characteristics of Wind Farms”. 1 ed. Chapter 3, Kassel, Germany, 2000.
- [16] Home page: [http://www.enercon.de/en/\\_home.htm](http://www.enercon.de/en/_home.htm) Setembro/2009.
- [17] Home page: <http://www.btm.dk/> Setembro/2009.
- [18] JOHNSON, G. L.; “Wind Energy Systems”. 2 ed. Chapter 2, Manhattan, Kansas, US, January, 2004.
- [19] PATEL, M. R., “Wind and Solar Power Systems”, CRC Press, United States of America, 1999.

- [20] AMENEDO, J. L. R.; GÓMEZ, S. A.; DÍAZ, J. C. B. *Sistemas Eólicos de Producción de Energía Eléctrica*. Editorial Rueda, S. L., Madrid, 2003.
- [21] HANSEN, L. H.; HELLE, L.; BLAABJERG, F. et al. *Conceptual survey of generators and power electronics for wind turbines*. Roskilde, Denmark, 2001. RisøNational Laboratory.
- [22] HEIER, S. “*Grid Integration of Wind Energy Conversion Systems*”. John Wiley & Sons Ltd, 1998.
- [23] MUTSCHLER, P.; HOFFMANN, R. “Comparison of wind turbines regarding their energy generation”. *IEEE 33rd Annual IEEE Power Electronics Specialists Conference*, v. 1, Cairns, Qld., Australia, , p. 6–11, June, 23–27, 2002.
- [24] VOLTOLINI, HÉLIO. “Modelagem e Controle de Geradores de Indução Duplamente Alimentados com Aplicação em Sistemas Eólicos”. Tese Doutorado. Florianópolis, Março de 2007.
- [25] Revista Eletricidade Moderna: “ Os Avanços e As Tendências da Tecnologia Eletroeletrônica: As Tecnologias de Geração Eólica”. Aranda Editora, Ano XXXVII, Nos 420, março 2009.
- [26] AGUIAR JR, EDÍSIO ALVES. “Análise Básica de Operação do Gerador de Dupla Alimentação para aproveitamento Eólico”. Tese de Mestrado. Rio de Janeiro, abril 2007.
- [27] RUNCOS, FREDEMAR. “Máquina Assíncrona Trifásica *Brushless* em Cascata Duplamente Alimentada”. Dissertação de mestrado, UFSC. Florianópolis, SC, Março de 2001.
- [28] SIEMENS BROTHERS & Co. Ltd. and FRANCIS LYDALL. “Improvements in polyphase induction motors”. British Patent No.: 16839, July 1902.

- [29] F. CREEDY. "Some developments in multi-speed cascade induction motors". *Institution of Electrical Engineers, Journal*, pages 511.537, 1920.
- [30] B. H. SMITH. "The theory and performance of a twin stator induction machine". *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, 85(2):123.131, February 1966.
- [31] B. H. SMITH. "Synchronous behaviour of doubly-fed twin stator induction machine". *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, 1967.
- [32] A. R. W. BROADWAY. "Cageless induction machine". *IEEE Proc.*, Vol. 118, No 11, pp. 1593-1600, November ,1971.
- [33] R. SPÉE, A. K. WALLACE, and H. K. LAUW. "Performance simulation of brushless doubly-fed adjustable speed drives". In *Conference record of the IEEE Industry Applications Society Annual Meeting*, San Diego, CA, 1989. IEEE.
- [34] A. K. WALLACE, R. SPÉE, and H. K. LAUW. "Dynamic modelling of brushless doubly-fed machines". In *Conference record of the IEEE Industry Applications Society Annual Meeting*, San Diego, CA, 1989. IEEE.
- [35] A. C. FERREIRA and S. WILLIAMSON. "Time-stepping finite-element analysis of brushless doubly fed machine taking iron loss and saturation into account". *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol 35, pp. 583-588, May/June, 1999.
- [36] B. HOPFENSBERGER, D. J. ATKINSON, and R. A. LAKIN. "Stator flux orientated control of a cascaded doubly-fed induction machine". *Proc. IEE B - Electric Power Applications*, Vol 146, pp. 597-605, November, 1999.
- [37] B. HOPFENSBERGER, D. J. ATKINSON, and R. A. LAKIN. "Combined magnetising flux orientated control of the cascaded doubly-fed induction machine". *Proc. IEE B - Electric Power Applications*, Vol 148, pp. 354-362 July, 2001.

- [38] P. C. ROBERTS, “*A Study of Brushless Doubly-Fed (Induction) Machines*”, Ph.D. Thesis, University of Cambridge, 2004.
- [39] BOARDMAN, G.; Zhu, J.G.; and Ha, Q.P.; “Power Flow in Doubly Fed Twin Stator Induction Machines”. Faculty of engineering, University of Technology, Sydney – Australia, 2007.
- [40] BASIC, D.; Zhu, J.G; BOARDMAN, G.; “Modeling and Steady State Performance analysis of a Brushless doubly Fed Twin Stator Induction Generator”. Faculty Engineering Report, University of Technology, Sydney – Australia, 2007.
- [41] ADAMOWICZ, M.; STRZELECKI, R.; “Cascaded Doubly Fed Induction Generator with a Back-to-Back Converter Connected to a Small Distributed Generation System”. *Ecologic Vehicles Renewable Energies*, March 2009, Monaco.
- [42] PICOVICI, D.; LEVY, D.; MAHDI, A.E.; Coffey, T., “The Cascade Induction Machine: a Reliable and Controllable Motor or Generator”. *Electric Power Systems Research* 68. University of Limerick, Ireland. June 2003.
- [43] ARAÚJO LIMA, FRANCISCO KLEBER DE. “Aerogerador Baseado em Máquina de Indução Duplamente Alimentada – Suportabilidade para Afundamento de Tensão”. Tese de Doutorado. Rio de Janeiro, Maio de 2009.
- [44] SONGJIANG, BIAN; YIKANG, HE and HUI, ZHANG. “Modeling and Operation Analysis of the Cascade Brushless Doubly Fed Machine”. *Electrical Machines and Systems, 2001, ICEMS 2001. Proceedings of the Fifth International Conference on Shenyang, China. August, 2001.*
- [45] S. WILLIAMSON, A. C. FERREIRA and A. K. WALLACE. “Generalised theory of the brushless doubly-fed machine. Part 1: Analysis”, *IEE Proc. Electrical Power Applications*, pp.111-121, 1997.

- [46] S. WILLIAMSON, and A. C. FERREIRA, “Generalised theory of the brushless doubly-fed machine. Part 2: Model verification and performance”, *IEE Proc. Electrical Power Applications*, pp.123-129, 1997.
  
- [47] STEPHAN, RICHARD M., “Acionamento, Comando e Controle de Máquinas Elétricas. 1 ed. UFRJ/WEG. Rio de Janeiro, Brasil. 2008.
  
- [48] FERREIRA, A.C. ; STEPHAN, R. M. ; LIMA, D.B. ; LESSA, F. ; Operating points of a doubly fed cascaded induction machine. In: Brazilian Power Electronics Conference, 2009, Bonito-MS. *2009 Brazilian Power Electronics Conference*, 2009. v. 1. p. 124-129.