

Theoretical-Experimental Analysis of the Induction Generator in the Use of Distributed Generation

W. E. Vanço, F. B. Silva, J. R. A. Monteiro, C. M. R. Oliveira and L. C. Gomes

Abstract— This work presents a theoretical-experimental study in permanent regime of the three-phase induction generator of squirrel cage connected directly to the distribution network at fixed speed. The study is based on the operation of the induction generator that operates with the capacitor bank and without the presence of the capacitor bank to show the improvement of the power factor of the induction generator when in connection with the electric distribution network.

Index Terms— Capacitor bank, distribution network, induction generator, power generated, power factor, magnetizing reactance.

I. INTRODUCTION

Máquinas de indução trifásica são geralmente utilizadas como motores, produzindo força mecânica a partir de potência elétrica, são equipamentos de relação peso/potência baixo, comparadas a outras máquinas, estas apresentam robustez e características simples de construção, reduzido custo de fabricação, e também a ausência de um sistema de excitação, não necessitando de troca de escovas e manutenção barata [1]-[2]. Com o aumento da demanda de energia elétrica devido ao crescimento populacional mundial, em se tratando do custo-benefício, a máquina de indução torna-se a ser vista, como um alternador, devido seu pequeno tamanho por kWh gerado, passando a ser utilizado em velocidades constantes em centrais hidrelétricas, térmicas e grupos diesel, para velocidades variáveis é utilizado na produção da energia dos ventos, graças ao avanço da eletrônica de potência [3-5].

Estudos que envolvem o uso do gerador de indução conectado diretamente à rede elétrica em velocidade constante é pouco explorado na bibliografia científico-acadêmica.

Artigo enviado dia 14/05/2018. W. E. Vanço. Este trabalho foi apoiado pela Universidade de São Paulo (Escola de Engenharia de São Carlos) sob o subsídio do Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico.

W. E. Vanço, Escola de Engenharia de São Carlos (USP), São Carlos, São Paulo, Brazil (e-mail: vanco@usp.br)

F. B. Silva, Universidade de Ouro Preto (UFOP), João Monlevade, Minas Gerais, Brazil (e-mail: fbentosilva@hotmail.com)

J. R. A. Monteiro, Escola de Engenharia de São Carlos (USP), São Carlos, São Paulo, Brazil (e-mail: jrm@sc.usp.br)

C. M. R. Oliveira, Escola de Engenharia de São Carlos (USP), São Carlos, São Paulo, Brazil (e-mail: carlosmro@usp.br)

L. C. Gomes, Universidade Federal de Uberlândia (UFU), Uberlândia, Minas Gerais, Brazil (e-mail: lcgomes@ufu.br)

Um estudo a respeito do fluxo de potência e a eficiência do gerador de indução trifásico conectado à rede elétrica é apresentado em [6]. Em [7] é mostrado uma análise em regime permanente e transitório do gerador de indução auto excitado conectado à rede elétrica, direcionado mais na dinâmica do gerador de indução, outro estudo similar, porém não considerando a auto excitação é tratado em [8]. Maior parte dos trabalhos relativos ao gerador de indução conectado à rede elétrica de distribuição são em velocidades variáveis [9-18], com o aproveitamento da energia dos ventos, muito utilizados em parques eólicos e fazendas, no entanto necessita-se realizar a retificação e inversão da corrente gerada para conexão com a rede elétrica, tornando o sistema de geração assíncrona de gaiola de esquilo em velocidade variável relativamente caro.

Em se tratando de geração distribuída, recomendações normativas e diretrizes gerais de um mecanismo para incentivar as empresas de distribuição a investir em unidades de geração distribuída é apresentado em [19]. Uma proposta para melhoria nas diretrizes do processo de planejamento técnico, na sazonalidade e confiabilidade na geração distribuída é proposto em [20].

A avaliação do dimensionamento de banco de capacitores para operação isolada do gerador de indução com rotor de gaiola de esquilo (gerador de indução auto excitado) é encontrado em [21]. Em [22] é realizada uma análise experimental do gerador de indução auto excitado operando paralelamente com gerador síncrono em sistemas isolados. Um estudo experimental do gerador de indução auto excitado operando em regime não senoidal é apresentado em [23].

A ligação de um gerador de indução em conexão paralela com a rede de distribuição é bastante simples se comparado com a ligação de um gerador síncrono, pois não é necessário realizar a sincronização, visto que o gerador síncrono necessita do processo de sincronização com a rede elétrica. Em contrapartida, o gerador de indução não precisa de um painel de controle para a sincronização, basta parti-lo à vazio e acelerando-o acima da velocidade síncrona para operar em modo de ação geradora, assim, as vantagens no custo de implementação de projetos de geração usando o gerador de indução gaiola de esquilo na geração distribuída é realmente significativo [24].

Este artigo realiza um estudo teórico-experimental do comportamento do gerador de indução trifásico com rotor tipo gaiola de esquilo conectado diretamente à rede elétrica de distribuição, o trabalho se baseia na operação do gerador de indução operando com o banco de capacitores e sem a presença do banco de capacitores, visando mostrar a melhoria

do fator de potência do gerador de indução quando está em conexão paralela com a rede elétrica de distribuição (geração distribuída).

II. MÁQUINA DE INDUÇÃO TRIFÁSICA

As máquinas de indução trifásica possuem um enrolamento de campo e de armadura, a fonte de energia é fornecida pelo estator, sendo que por indução, assim como em um transformador, o rotor recebe energia e um campo magnético é gerado no entreferro, cujo campo gira na velocidade síncrona.

Considerando a velocidade do rotor que apresenta o mesmo sentido de rotação do campo girante do estator, a diferença entre estas velocidades é denominada escorregamento do rotor, e o escorregamento fracionário é dado pelo escorregamento do rotor pela velocidade síncrona [25].

$$s = n_s - n \quad (1)$$

$$s = \frac{n_s - n}{n_s} \quad (2)$$

Onde,

s - Escorregamento; n_s - Velocidade síncrona [rpm]; n - Velocidade do rotor [rpm].

A velocidade do rotor e a velocidade angular do rotor são dadas por (3) e (4), respectivamente. A velocidade do rotor, necessita ser diferente da velocidade síncrona, caso venha a ser igual, os condutores do rotor estariam estacionários em relação ao campo do estator. Dessa forma, nenhuma corrente seria induzida no enrolamento de campo e o conjugado não seria desenvolvido, ou para modo gerador, nenhuma corrente seria gerada [25].

$$n = (1 - s)n_s \quad (3)$$

$$\omega_m = (1 - s)\omega_s \quad (4)$$

Em que,

ω_m - Velocidade angular mecânica [rad/s]; ω_s - Velocidade síncrona angular [rad/s].

A diferença de movimento entre o fluxo do estator e os condutores do rotor induzem tensões no rotor. O comportamento elétrico de uma máquina de indução é equivalente a um transformador, porém com característica adicional da transformação produzida pelo movimento relativo entre os enrolamentos de armadura e de campo [25].

$$f_r = s f_e \quad (5)$$

Onde,

f_r - Frequência de escorregamento, no rotor [Hz]; f_e - Frequência elétrica [Hz].

A. Representação Clássica da Máquina de Indução Trifásica

O modelo clássico da máquina de indução trifásica com rotor gaiola de esquilo é mostrado pela Fig. 1, esta representação contempla apenas regime senoidal equilibrado.

O circuito equivalente do gerador de indução, representado por fase, é equivalente de um transformador, a diferença singular é que em um gerador de indução, a tensão do rotor está sujeita a uma frequência variável, tornando, também variável. Tudo depende do escorregamento, isto é, pela diferença entre a velocidade do rotor e a velocidade de rotação do campo girante magnético do estator.

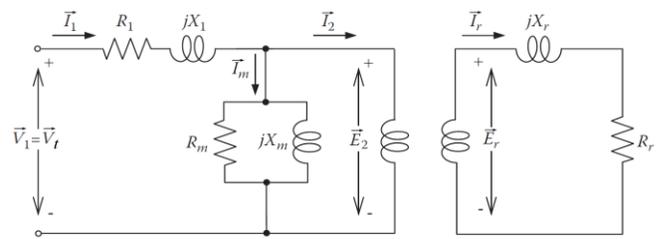


Fig. 1. Circuito equivalente monofásico de uma máquina de indução polifásica. Fonte: Adaptado de [2].

Na imagem,

R_1 - Resistência do estator; X_1 - Reatância de dispersão do estator; R_m - Resistência de perdas no núcleo; X_m - Reatância de magnetização; R_r - Resistência do rotor; X_r - Reatância de dispersão do rotor; V_t - Tensão terminal; E_2 - Tensão interna do estator; E_r - Tensão secundária ou tensão do rotor.

Com a rotação do rotor da máquina assíncrona abaixo da velocidade síncrona, comporta-se como motor, se a velocidade do rotor for superior a síncrona a máquina funciona como gerador. Quando a velocidade mecânica se iguala a velocidade síncrona, não há indução de tensão no rotor, a partir do aumento do escorregamento negativo, maior será a tensão induzida no rotor, respeitando a característica da curva de conjugado versus escorregamento fracionário [3], conforme mostrado pela Fig. 2.

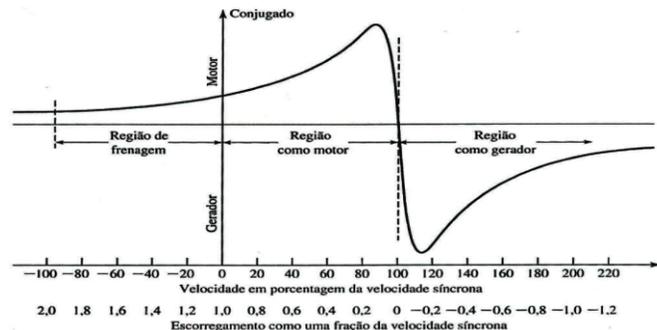


Fig. 2. Curva de conjugado x escorregamento da máquina assíncrona. Fonte: [25].

Segundo [25], sendo o rotor de gaiola de esquilo, curto-circuitado, a impedância vista pela tensão induzida é a impedância de curto-circuito do rotor. Tornando-o circuito em um único modelo equivalente ao enrolamento primário, pela relação de espiras do primário e secundário, o circuito equivalente do rotor e a transformação da impedância de dispersão do rotor para o estator é dado por (6) e (7), respectivamente.

$$Z_2 = \frac{\vec{E}_2}{I_2} \quad (6)$$

$$Z_{2s} = \frac{\vec{E}_{2s}}{I_{2s}} = N_{ef}^2 \left(\frac{\vec{E}_r}{I_r} \right) = N_{ef}^2 Z_r \quad (7)$$

Em que,

N_{ef} - Relação de espiras efetivas entre o enrolamento do estator e o enrolamento do rotor real; \vec{E}_{2s} - Tensão induzida

pelo fluxo de entreferro resultante no rotor equivalente; \bar{I}_{2s}

- Corrente induzida;

O subscrito s , indica grandeza referida do rotor ao estator.

Quanto às tensões e correntes do rotor real, a transformação a partir do número de espiras deve ser conhecida, porém para estudo simplificado da máquina de indução, envolvendo mais questões das perdas, não há necessidade dessa transformação real, e sim a simplificação pela transformação baseada no rotor equivalente, podendo representá-la sem grandes problemas, tanto máquinas assíncronas de rotores bobinados quanto de gaiola de esquilo.

Considerando o escorregamento afim de se substituir as variáveis do rotor real. As tensões e correntes na base da frequência de escorregamento devem estar na frequência do estator. Assim, sendo agora um rotor equivalente estacionário, a impedância de dispersão no rotor é reescrita na frequência de escorregamento, por

$$Z_{2s} = \frac{\bar{E}_{2s}}{\bar{I}_{2s}} = R_2 + jsX_2 \quad (8)$$

Onde,

R_2 - Resistência de dispersão do rotor referida ao estator;

sX_2 - Reatância de dispersão do rotor referida ao estator, na frequência de escorregamento.

O circuito equivalente dado em (8) é representado pela Fig. 3, que é o circuito equivalente do rotor visto na frequência de escorregamento. Como a frequência do rotor real é expressa por (5), o mesmo é feito para a reatância de dispersão do rotor.

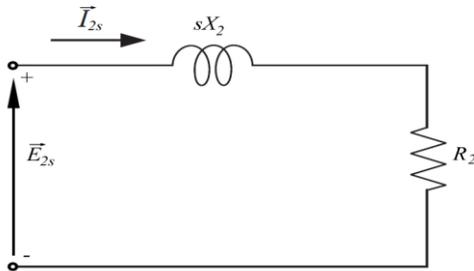


Fig. 3. Circuito equivalente do rotor.

A onda da força magneto motriz (FMM) produzida no entreferro pelos efeitos combinados da corrente do estator \bar{I}_1 , e da corrente de carga \bar{I}_2 , pode ser expressa pela corrente de estator e de rotor equivalente \bar{I}_{2s} , pois estas correntes são idênticas em magnitude e fase.

Em magnitude devido a corrente de um rotor equivalente possuir o mesmo número de espiras por fase do estator, em fase por causa da FMM resultante de entreferro ser a soma fasorial da corrente do estator e rotor, real ou equivalente, assim define-se (9).

$$\bar{I}_{2s} = \bar{I}_2 \quad (9)$$

Considerando que onda de fluxo resultante induz na frequência de escorregamento, a força eletromotriz (FEM) no rotor referido \bar{E}_{2s} , e induz também a força contra eletromotriz (FCEM) no estator \bar{E}_2 .

Sabe-se que se não fosse pelo escorregamento, estas tensões teriam igual valor devido o rotor referido ter o mesmo número de espiras por fase do enrolamento do estator. Fica, portanto,

que a velocidade da onda de fluxo em relação ao rotor é s vezes a sua velocidade relacionada ao estator, podendo ser a partir desta premissa, escrita como:

$$E_{2s} = sE_2 \quad (10)$$

Como o ângulo de fase entre cada tensão descrita em (10), e a onda de fluxo resultante é de 90° , estas duas tensões são iguais em fase na respectiva frequência elétrica, dessa forma tem-se:

$$\bar{E}_{2s} = s\bar{E}_2 \quad (11)$$

Dividindo a expressão (11) por (9) e substituindo em (8), obtém-se:

$$Z_{2s} = \frac{\bar{E}_{2s}}{\bar{I}_{2s}} = \frac{s\bar{E}_2}{\bar{I}_2} = R_2 + jsX_2 \quad (12)$$

Fazendo a divisão em (12) pelo escorregamento, escreve-se a relação final da impedância do rotor estacionário por:

$$Z_{2s} = \frac{\bar{E}_{2s}}{\bar{I}_{2s}} = \frac{R_2}{s} + jX_2 \quad (13)$$

Assim o circuito equivalente monofásico é representado pela Fig. 4, a carga no eixo e a própria resistência do rotor são expressas pela resistência refletida, função do escorregamento. Note que as tensões e corrente do rotor são refletidas no estator, desse modo, a frequência do rotor também é alterada para frequência do estator. Todas as variáveis elétricas do rotor, quando vistas a partir do estator, são agora variáveis elétricas do estator, em consequência de o enrolamento do estator, ver-se deslocando na velocidade síncrona as ondas de FMM e fluxo. Em regime permanente, por meio do circuito equivalente representado pela Fig. 4, pode-se calcular potência e perdas na máquina de indução polifásica de acordo com o torque exercido no eixo, para condição geradora e motora.

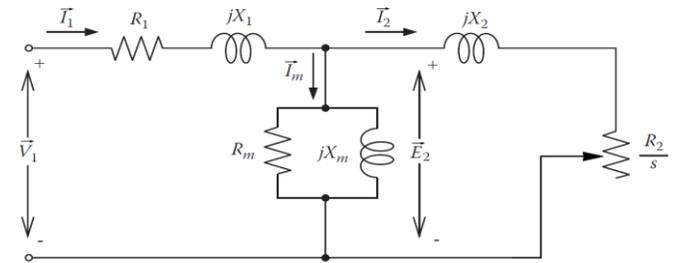


Fig. 4. Circuito equivalente monofásico da máquina de indução. Fonte: Adaptado de [3].

Pelo circuito equivalente do motor, a potência total transferida através do entreferro desde o estator é calculada por:

$$P_g = 3I_2^2 \left(\frac{R_2}{s} \right) \quad (14)$$

A perdas no enrolamento do rotor é dada por:

$$P_{rotor} = 3I_2^2 R_2 \quad (15)$$

A potência eletromagnética desenvolvida no eixo do motor, ou a potência mecânica é calculada por:

$$P_{mec} = P_g - P_{rotor} = 3I_2^2 \left(\frac{R_2}{s} \right) - 3I_2^2 R_2 = 3I_2^2 R_2 \left(\frac{1-s}{s} \right) \quad (16)$$

Comparando (16) com (14), pode-se escrever (17) e (18).

$$P_{mec} = (1-s)P_g$$

$$(17) \quad P_{rotor} = sP_g \quad (18)$$

As perdas no ferro ou também chamadas perdas a vazio no núcleo são calculadas por:

$$P_{núcleo} = \frac{3E_2^2}{R_m} \quad (19)$$

As perdas rotacionais (P_{av}) que envolvem as perdas por atrito e ventilação, são encontradas pelo ensaio a vazio, outros parâmetros do circuito equivalente podem ser calculados por meio do ensaio de rotor bloqueado e vazio. Tais ensaios podem ser consultados na bibliografia clássica de máquinas de indução.

Segundo [3], as perdas por histerese e pelas correntes parasitas, estão incluídas nas perdas no ferro. As perdas no cobre do enrolamento do estator são calculadas por:

$$P_{estator} = 3I_1^2 R_1 \quad (20)$$

Para ação geradora, a potência trifásica transferida do rotor para o estator, através do entreferro pode ser obtida por:

$$P_g = \sqrt{3}V_l I_l \cos\phi + 3I_1^2 R_1 + \frac{3E_2^2}{R_m} \quad (21)$$

A potência mecânica convertida em eletricidade, para escorregamento negativo, pode ser calculada agora por (16). A potência de saída do gerador de indução é obtida por:

$$P_{saída} = P_{mec} - P_{totais} \quad (22)$$

$$P_{saída} = -3I_2^2 R_2 \left(\frac{1-s}{s} \right) - 3I_1^2 R_1 - \frac{3E_2^2}{R_m} - 3I_2^2 R_2 - P_{av}$$

$$(23)$$

A eficiência do gerador de indução é calculada por meio do rendimento, conforme apresentado por:

$$\eta = \frac{-3I_2^2 R_2 \left(\frac{1-s}{s} \right) - 3I_1^2 R_1 - \frac{3E_2^2}{R_m} - 3I_2^2 R_2 - P_{av}}{-3I_2^2 R_2 \left(\frac{1-s}{s} \right)} \quad (24)$$

Quando o gerador de indução tipo gaiola de esquilo é interligado à rede de distribuição, a máquina de indução deve ter sua velocidade aumentada até igualar a velocidade síncrona. A potência absorvida da rede de distribuição nessas condições é necessária para superar as perdas no ferro. A energia absorvida pelo eixo para se manter em rotação síncrona é necessária para superar o atrito mecânico (P_{av}).

Se a velocidade aumenta, ocorre uma ação regenerativa, mas sem fornecer energia à rede de distribuição. Isto acontece quando o efeito de desmagnetização na corrente do rotor é balanceado por uma componente do estator capaz de suprir as perdas no núcleo.

Nesta situação, o gerador está suprimindo suas próprias perdas no ferro. A partir deste ponto, o gerador começa a fornecer energia para a rede elétrica de distribuição com alta eficiência [3], conforme pode-se deduzir da equação (24) justificando o uso da máquina de indução trifásica de gaiola de esquilo para operação como gerador.

III. MODELAGEM MATEMÁTICA

O equacionamento para a máquina de indução trifásica no domínio $dq0$, e dado segundo [26] e [27].

As equações elétricas são expressas por:

$$v_{ds} = r_s i_{ds} - \omega \lambda_{qs} + \frac{d\lambda_{ds}}{dt} \quad (25)$$

$$v_{qs} = r_s i_{qs} + \omega \lambda_{ds} + \frac{d\lambda_{qs}}{dt} \quad (26)$$

$$v'_{dr} = 0 = r'_r i'_{dr} - (\omega - \omega_r) \lambda'_{qr} + \frac{d\lambda'_{dr}}{dt} \quad (27)$$

$$v'_{qr} = 0 = r'_r i'_{qr} + (\omega - \omega_r) \lambda'_{dr} + \frac{d\lambda'_{qr}}{dt} \quad (28)$$

$$\lambda_{ds} = X_{ls} i_{ds} + X_m (i_{ds} + i'_{dr})$$

$$(29)$$

$$\lambda_{qs} = X_{ls} i_{qs} + X_m (i_{qs} + i'_{qr})$$

$$(30)$$

$$\lambda'_{dr} = X'_{lr} i'_{dr} + X_m (i_{ds} + i'_{dr})$$

$$\lambda'_{qr} = X'_{lr} i'_{qr} + X_m (i_{qs} + i'_{qr}) \quad (31)$$

$$(32)$$

Onde:

$v_{ds}, i_{ds}, \lambda_{ds}$ - Tensão, corrente e fluxo concatenado do estator de eixo direto (V, A, Wb); $v_{qs}, i_{qs}, \lambda_{qs}$ - Tensão, corrente e fluxo concatenado do estator de eixo em quadratura (V, A, Wb); $v'_{dr}, i'_{dr}, \lambda'_{dr}$ - Tensão, corrente e fluxo concatenado do rotor de eixo direto (V, A, Wb); $v'_{qr}, i'_{qr}, \lambda'_{qr}$ - Tensão, corrente e fluxo concatenado do rotor de eixo em quadratura (V, A, Wb); r_s, X_{ls} - Resistência e reatância de dispersão do enrolamento de armadura (Ω); r'_r, X'_{lr} - Resistência e reatância de dispersão do enrolamento do rotor (Ω).

As equações mecânicas são descritas de (33) a (36).

$$T_e = \left(\frac{3}{2} \right) \left(\frac{p}{2} \right) (\lambda_{ds} i_{qs} - \lambda_{qs} i_{ds}) \quad (33)$$

$$\omega_m = \left(\frac{2}{p} \right) \omega_r \quad (34)$$

$$\frac{d}{dt} \omega_m = \frac{1}{J} (T_e - T_L) \quad (35)$$

$$\frac{d}{dt} \theta_m = \omega_m \quad (36)$$

Onde,

T_e, T_L - Torque elétrico e mecânico (N.m); ω_r, ω_m - Velocidade angular elétrica e mecânica do rotor (rad/s); θ_m - Posição mecânica angular (rad); J - Momento de inércia do rotor (kg.m²); p - Número de polos.

IV. DIMENSIONAMENTO DO BANCO DE CAPACITORES

Segundo [28], para calcular a capacitância do banco de capacitores (na ligação delta) a serem ligados em paralelo com o gerador de indução, utiliza-se (37).

$$C_{\Delta \text{ por fase}} = \frac{Q_g}{3 \times V^2 \times 2 \times \pi \times f} \quad (37)$$

Onde,

Q_g - Potência reativa absorvida como gerador; V - Tensão de fase.

Inicialmente, encontra-se a energia reativa que a máquina assíncrona consome enquanto opera como motor, sendo dada por:

$$Q_m = \frac{P_n}{\eta_m} \times \tan g(\cos^{-1} \phi_m) \quad (38)$$

Em que,

P_n - Potência mecânica nominal; η_m - Rendimento como ação motora; ϕ_m - Angulo do fator de potência como motor.

De posse de (38) e da Fig. 5, calcula-se a potência reativa do gerador, esta fica em função da potência nominal da máquina em funcionamento como motor.

$$Q_g = \frac{\text{sen}(\phi_g)}{\text{sen}(\phi_m)} \times Q_m \quad (39)$$

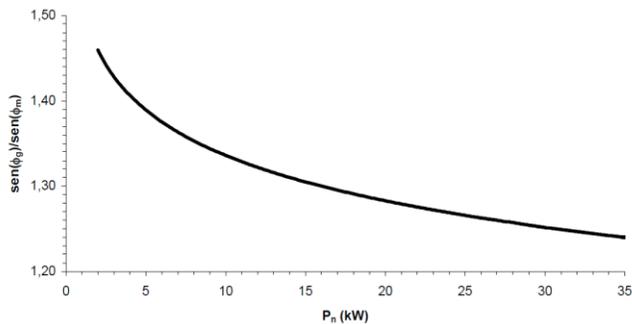


Fig. 5. Relação entre o $\text{sen}(\phi)$ do gerador e do motor.

A. Cálculo do Banco de Capacitores

A Tabela I apresenta os parâmetros do gerador de indução trifásico gaiola de esquilo.

TABELA I
DADOS E PARÂMETROS DO GERADOR DE INDUÇÃO

Parâmetros	Valores
Potência	1 [cv]
Tensão	380V
Polos	4
Ligação	Y
Fator de potência	0,70
Rendimento	0,802
Frequência	60 [Hz]
Resistência do estator	5,6 [Ω]
Resistência do rotor	10,0 [Ω]
Reatância de magnetização	149,84 [Ω]
Reatância de dispersão do estator	9,16 [Ω]
Reatância de dispersão do rotor	13,47 [Ω]
Inércia do rotor	0,0029 kg.m ²

Calculando a energia reativa quando a máquina assíncrona estiver operando como motor por (38), segundo [28]:

$$Q_m = \frac{P_n}{\eta_m} \times \tan g(\cos^{-1} \phi_m) = \frac{736}{0,802} \times \tan g(45,573^\circ)$$

$$Q_m = j936,24 [VAr]$$

Encontrada a relação $\text{sen}(\phi_g)/\text{sen}(\phi_m)$ na Fig. 5 (extrapolando a curva para o valor disponível da potência nominal para este gerador), obtém-se:

$$Q_g = \frac{\text{sen}(\phi_g)}{\text{sen}(\phi_m)} \times Q_m = 1,5 \times j936,247 = -j1.404,37 [VAr]$$

Será utilizado um banco de capacitores ligado em delta (380V) de 1,5 kVAr (valor disponível comercialmente) em paralelo com o gerador de indução.

V. ANÁLISE TEORICO-EXPERIMENTAL

A simulação computacional foi realizada em ambiente Simulink/Matlab® e os parâmetros de entrada do gerador para a simulação são apresentados na Tabela I. A simulação computacional realizada é mostrada pela Fig. 6.

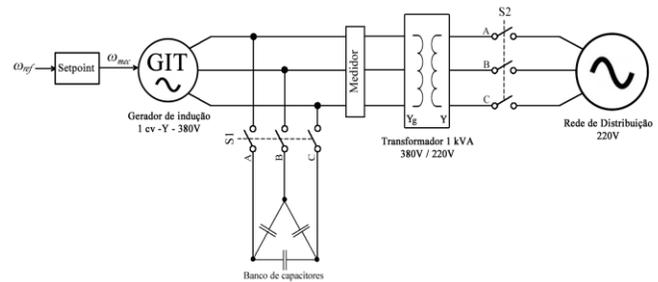


Fig. 6. Modelagem computacional do gerador de indução conectado diretamente à rede de distribuição elétrica.

Como pode ser visto na Fig. 6, o gerador de indução é conectado à rede de distribuição por meio de um transformador, as chaves S1 e S2, são responsáveis pelo chaveamento do banco de capacitores nos terminais do gerador assíncrono e por sua ligação à rede de distribuição.

O procedimento experimental é feito similarmente ao modelo esquematizado na simulação. No entanto, uma máquina de corrente contínua aciona o gerador de indução conforme mostrado na Fig. 7.

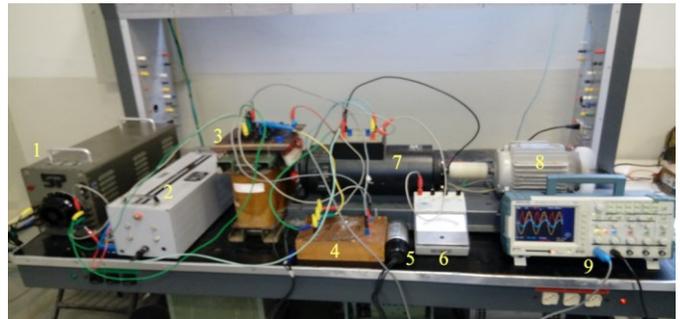


Fig. 7. Bancada do procedimento experimental, gerador de indução conectado diretamente à rede de distribuição.

Primeiramente liga-se a máquina de indução à rede de distribuição por meio do transformador, partindo-a como motor, em seguida, a máquina primária é acelerada e mantida acima da velocidade síncrona, impulsionando a máquina assíncrona, que passa a operar em modo gerador.

Uma chave é usada para ligar o banco de capacitores aos terminais do gerador, as leituras de tensão e corrente de fase, para análise de potência, são realizadas pelo osciloscópio, e posteriormente, esses dados são tratados em um programa computacional.

Na bancada didática:

1 – Varistor (conexão com a rede elétrica de distribuição); 2 – Resistência *shunt* para controle de velocidade do motor de corrente contínua (MCC); 3 – Transformador (220V/380V); 4 – Chave manual; 5 – Banco de capacitores; 6 – Voltímetro DC (medição de tensão do campo do MCC); 7 – Motor de corrente contínua (MCC); 8 – Máquina de indução com rotor tipo gaiola de esquilo; 9 – Osciloscópio.

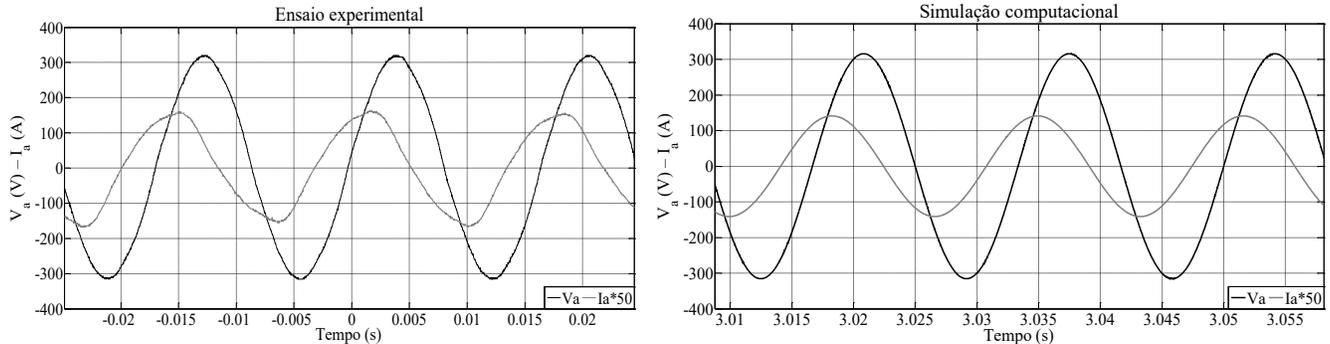


Fig. 8. Tensão e corrente de fase, gerador de indução conectado diretamente à rede de distribuição sem banco de capacitores.

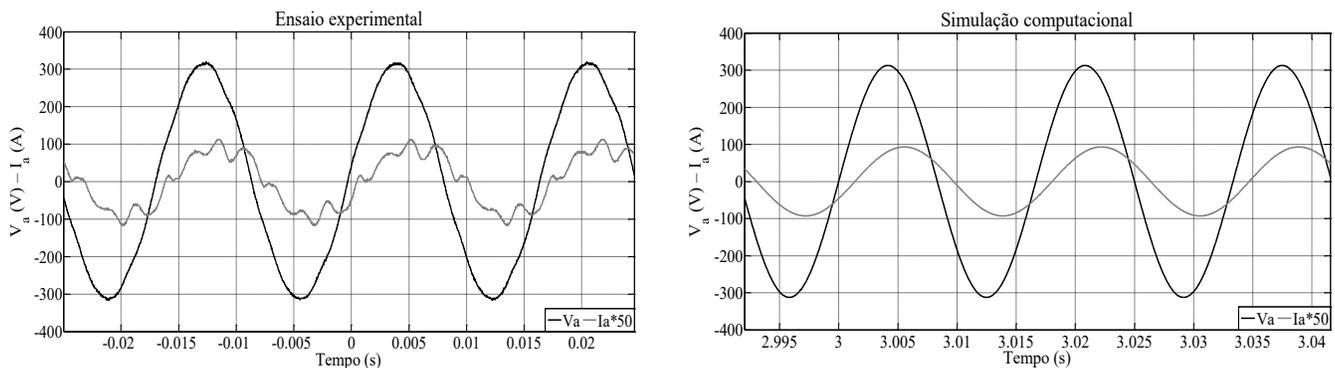


Fig. 9. Tensão e corrente de fase, gerador de indução conectado diretamente à rede de distribuição com banco de capacitores.

TABELA II
COMPARATIVO TEÓRICO-EXPERIMENTAL DO GERADOR DE INDUÇÃO SEM BANCO DE CAPACITORES

Parâmetros	Experimental	Simulação
Potência ativa	251,62 [W]	251,62 [W]
Potência Reativa	-425,89 [VAr]	-367,93 [VAr]
Fator de potência	0,507	0,564
I_{rms}	2,22 [A]	2,00 [A]
V_{rms}	223,24 [V]	223,24 [V]
Velocidade	1865 [rpm]	1865 [rpm]

TABELA III
COMPARATIVO TEÓRICO-EXPERIMENTAL DO GERADOR DE INDUÇÃO SEM BANCO DE CAPACITORES

Parâmetros	Experimental	Simulação
Potência ativa	251,68 [W]	251,68 [W]
Potência Reativa	159,37 [VAr]	144,95 [VAr]
Fator de potência	0,825	0,866
I_{rms}	1,38 [A]	1,31 [A]
V_{rms}	221,04 [V]	221,04 [V]
Velocidade	1865 [rpm]	1865 [rpm]

Cabe ressaltar, que na simulação computacional, foram negligenciados os harmônicos presentes na rede de distribuição, e o modelo da máquina de indução que foi apresentado acima, não contempla a saturação magnética, ou seja, devido a isto o gerador simulado não irá produzir harmônicos em decorrência da saturação do material ferromagnético do rotor (gaiola de esquilo).

Deve-se a isso que as formas de ondas de tensão e corrente, se distinguem, sobretudo na condição com banco de capacitores, onde a reatância do banco influencia no fluxo harmônico. No entanto, a ausência desses parâmetros não influi significativamente nos valores de potência gerada, uma vez que, a potência harmônica presente é pequena comparada com a potência gerada pela componente fundamental.

A Tabela II, apresenta o comparativo teórico-experimental do gerador de indução operando sem o banco de capacitores, note que os valores são aceitáveis devido ao modelo simplificado da máquina de indução. A diferença de reativo no procedimento experimental se deve ao aumento da reatância de magnetização devido à saturação magnética.

A Tabela III, mostra o comparativo teórico-experimental na condição do gerador de indução operando com o banco de capacitores, novamente aqui, os valores da potência reativa apresentam valores comparativos aceitáveis. O banco de capacitores utilizado no procedimento experimental pode fornecer mais potência reativa do que o valor nominal especificado pelo fabricante, e, devido à saturação, o gerador absorve mais potência reativa, dessa forma os valores aqui

possuem menor erro (comparado ao simulado) do que o apresentado anteriormente.

VI. CONCLUSÕES

Dados os resultados apresentados, pelas Tabelas II e III, observa-se que o fator de potência do gerador sem o banco de capacitores é indutivo, de modo que o gerador de indução sempre irá consumir potência reativa da rede, para assim manter, seu funcionamento de ação geradora. Para a inserção do banco de capacitores, nota-se que o fator de potência no ponto de conexão com a rede passa a ser capacitivo.

Como o dimensionamento do banco de capacitores foi realizado para condição de carga nominal para auto excitação (operação isolada) é esperado um excesso de potência reativa quando conectado ao barramento da rede elétrica, devido a alteração do fator de potência do gerador de indução. O banco de capacitores tende a manter a tensão terminal na operação em ilha, já para conexão com a rede de distribuição não é necessário manter a tensão terminal e sim fornecer apenas o reativo necessário para a magnetização da máquina assíncrona.

Dada análise aqui apresentada sobre o gerador de indução conectado à rede de distribuição, uma nova metodologia de dimensionamento de banco de capacitores pode ser estudada. Este novo estudo proposto para o dimensionamento de banco de capacitores, tornaria o fator de potência de entrega em conexão com a rede de distribuição praticamente unitário, em outras palavras, o banco seria suficiente para magnetizar o gerador de indução, e pouco reativo seria entregue à rede elétrica.

Qualquer excesso de potência reativa provocado pelo sobre dimensionamento do banco de capacitores não influi nos resultados aqui apresentados, uma vez que valores em excesso de potência reativa serão absorvidos pela rede elétrica de distribuição.

Embora o gerador de indução seja incapaz de produzir reativo para sua magnetização, em operação com a rede elétrica, esta pode suprir o reativo necessário para sua magnetização, ou conectar um banco de capacitores em paralelo aos seus terminais. Sendo tal procedimento financeiramente viável, comparado com o custo da energia reativa que o gerador de indução irá absorver da concessionária de energia local. Além disso, o banco de capacitores tem uma vida útil elevada, contribuindo para uma melhora no fator de potência do gerador ou no ponto de conexão à rede elétrica.

REFERENCES

- [1] Yaser N. Anagreh, & Imadden M. Al-Refae, "Teaching the Self-Excited Induction Generator Using Matlab," *International Journal of Electrical Engineering Education*, vol 40, no. 1, pp. 55-57, Dec. 2003.
- [2] C. Javier Verucchi, R. Ruschetti and G. Kazlauskas, "High Efficiency Electric Motors: Economic and Energy Advantages," *IEEE Latin America Transactions*, vol. 11, no. 6, pp. 1325-1331, Dec. 2013.
- [3] M. Godoy Simões, & Felix A. Farret, "Modeling and Analysis with Induction Generators," 3 ed. Boca Raton, Flórida, EUA: CRC Press, Taylor & Francis Group, 2014, p. 466.
- [4] A. Santos Lunardi, J. Sebastian Solis Chaves and A. Joaozinho Sguarezi Filho, "Predictive Direct Torque Control for a Squirrel Cage Induction Generator Grid Connected for Wind Energy Applications," *IEEE Latin America Transactions*, vol. 14, no. 11, pp. 4454-4461, Nov. 2016.
- [5] R. Manuela Monteiro Pereira, C. Manuel Machado Ferreira and F. Maciel Barbosa, "Comparative study of STATCOM and SVC performance on Dynamic Voltage Collapse of an Electric Power System with Wind Generation," *IEEE Latin America Transactions*, vol. 12, no. 2, pp. 138-145, March 2014.
- [6] C. Suppitaksakul, P. Phanuphol and S. Dangeam, "Power flow and efficiency analysis of three-phase induction generator for grid connected system," in *18th International Conference Electrical Machines and Systems (ICEMS)*, 2015, pp. 169-172.
- [7] L. Wang, Ya-Feng Yang and Sung-Chun Kuo, "Analysis of grid-connected induction generators under three-phase balanced conditions," in *Power Engineering Society Winter Meeting, IEEE*, 2002, pp. 413-417.
- [8] Li Wang and Ching-Chung Tsao, "Performance analyses of a three phase induction generator connected to a utility grid," in *Power Engineering Society Winter Meeting, IEEE*, vol 3, no 1, 2011, pp. 1398-1402.
- [9] Radia Abdelli, Djamilia Rekioua, Toufik Rekioua, Abdelmounaïm Tounzi, "Improved direct torque control of an induction generator used in a wind conversion system connected to the grid," *ISA Transactions*, vol 52, no. 4, pp. 525-538, July 2013.
- [10] C. S. Kumar, A. V. R. S. Sarma and P. V. N. Prasad, "Fuzzy Logic Based Control of Wind Turbine Driven Squirrel Cage Induction Generator Connected to Grid," in *International Conference on Power Electronics, Drives and Energy Systems PEDES*, New Delhi, 2006, pp. 1-6.
- [11] G. Quinonez-Varela and A. Cruden, "Modelling and validation of a squirrel cage induction generator wind turbine during connection to the local grid," *IET Generation, Transmission & Distribution*, vol 2, no. 2, pp. 301-309, March 2008.
- [12] R. Y. Barazarte, G. Gonzalez and E. Hall, "Comparison of Electrical Generators used for Wind Power Generation," *IEEE Latin America Transactions*, vol 9, no. 7, pp. 1040-1044, Dec. 2011.
- [13] M. H. Zamani, S. Hamid Fathi, G. H. Riahy, M. Abedi and N. Abdolghani, "Improving Transient Stability of Grid-Connected Squirrel-Cage Induction Generators by Plugging Mode Operation," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol 27, no. 3, pp. 707-714, Sep. 2012.
- [14] S. Rajendran, U. Govindarajan, A. B. Reuben and A. Srinivasan, "Shunt reactive VAR compensator for grid-connected induction generator in wind energy conversion systems," *IET Power Electronics*, vol 6, no. 9, pp. 1872-1883, Nov. 2013.
- [15] W. A. Oyekanmi, G. Radman, A. A. Babalola and L. O. Uzoechi, "Effect of Static VAR Compensator positioning on a grid-connected wind turbine-driven Squirrel Cage Induction Generator," in *IEEE International Conference on Emerging & Sustainable Technologies for Power & ICT in a Developing Society (NIGERCON)*, 2013, pp. 247-252.
- [16] T. A. Brasil, L. F. Crispino and W. Suemitsu, "Fuzzy MPPT control of grid-connected three-phase induction machine for wind power generation," in *IEEE 24th International Symposium on Industrial Electronics (ISIE)*, 2015, pp. 803-807.
- [17] M. M. Naain, A. F. Zobia and M. Darwish, "Short circuit study of fixed speed wind turbines with STATCOM in distribution networks," in *50th International Universities Power Engineering Conference (UPEC)*, 2015, pp. 1-5.
- [18] L. Lei, W. Shengtie and T. Guizhen, "Grid power quality improvement with STATCOM/HES for wind turbine with squirrel-cage induction generator," in *IEEE 11th Conference on Industrial Electronics and Applications (ICIEA)*, 2016, pp. 2552-2557.
- [19] M. E. Samper and R. A. Reta, "Regulatory Analysis of Distributed Generation installed by Distribution Utilities," *IEEE Latin America Transactions*, vol 13, no. 3, pp. 665-672, March 2015.
- [20] C. Bravin Donadel, J. Farias Fardin and L. Frizzera Encarnacao, "The Influence of Distributed Generation Units Penetration the Technical Planning Process of Electrical Distribution Networks," *IEEE Latin America Transactions*, vol 15, no. 11, pp. 2144-2151, Nov. 2017.
- [21] W. E. Vanco, F. B. Silva, F. A. S. Goncalves and C. A. Bissochi, "Evaluation of the Capacitor Bank Design for Self-Excitation in Induction Generators," *IEEE Latin America Transactions*, vol 16, no. 2, pp. 482-488, Feb. 2018.
- [22] W. Eduardo Vanco, F. Bento Silva, F. Adriano Silva Goncalves, E. de Oliveira Silva, C. Augusto Bissochi Junior and L. Martins Neto, "Experimental analysis of a self-excited induction generators operating in parallel with synchronous generators applied to isolated load generation," *IEEE Latin America Transactions*, vol 14, no. 4, pp. 1730-1736, April 2016.

- [23] F. Bento Silva, W. Eduardo Vanco, F. Adriano da Silva Goncalves, C. Augusto Bissochi Junior, D. Pereira de Carvalho and L. Martins Neto, "Experimental Analysis of Harmonic Distortion in Isolated Induction Generators," *IEEE Latin America Transactions*, vol 14, no. 3, pp. 1245-1251, March 2016.
- [24] W. E. Vanço, F. B. Silva, J. R. A. Monteiro, C. M. R. Oliveira, L. C. Gomes and D. P. Carvalho, "Feasibility Analysis of the Use of the Generation of Induction in the Distributed Generation," *IEEE Latin America Transactions*, vol 16, no.7, pp. 1921-1927, July 2018.
- [25] A. E. Fitzgerald, C. Kingsley Jr., S. D. Umans. *Máquinas Elétricas – Com introdução à eletrônica de potência*. Porto Alegre: Bookman; 6 ed., 2006, 648 p.
- [26] Paul Krause, Oleg Wasynczuk, Scott Sudhoff, Steven Pekarek, "Analysis of electric machinery and drive systems," Hoboken, New Jersey, EUA: Institute of Electrical and Electronics Engineers, Wiley, 2013, 632 p.
- [27] Prabha Kundur, "Power System Stability and Control," Toronto, Ontario, Canadá: McGraw-Hill Education, 1994, 1200 p.
- [28] Jean-Marc Chapallaz, Jacques Dos Ghali, Peter Eichenberger, & Gerhard Fischer, "Manual on Induction Motors Used as Generators: A Publication of Deutsches Zentrum für Entwicklungstechnologien - GATE A Division of the Deutsche Gesellschaft für Technische Zusammenarbeit (GTZ) GmbH," Eschborn, HESSE, Germany: Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH, 1992, 213 p.



Wagner E. Vanço graduated in Electrical Engineering at the Federal University of Uberlândia (2014), with emphasis placed on Electric Power Systems. Concluded the Master degree Electrical Engineering course (2016) at the same institution. At the present moment is a doctorate student in Electrical Engineering at University of Sao Paulo. He works essentially under the

following themes: electric machines, electric grounding systems, generated power quality, magnetic saturation, synchronous and asynchronous generation in isolated and distributed systems.



Fernando B. Silva holds a PhD in the area of electrical systems dynamics (2018), a master's degree in the area of electrical machines (2015) and a degree in electrical engineering in the emphasis of electric power systems (2010) by the Federal University of Uberlândia. He is currently a professor in the electrical engineering department of the Federal University of Ouro Preto, at the João Monlevade (ICEA) campus. It develops researches in the following areas: electrical machines (synchronous and induction machines), dynamics of electrical systems (development of static excitation systems for synchronous and induction generators, modeling of active power filters) and hydroelectric plants (specification of electromechanical equipment).



José Roberto B. A. Monteiro received the B.E., M.Sc. and Ph.D. degree in electrical engineering from School of Engineering of São Carlos (EESC), University of Sao Paulo (USP), São Carlos, Sao Paulo, Brazil, in 1994, 1997 and 2002, respectively. Currently, he is

professor at University of São Paulo, campus of São Carlos, since 2004. His research areas include power electronics, control, electric machines and drives.



Carlos Matheus R. de Oliveira received the B.Eng. degree in 2013 from Federal University of Technology - Paraná. In 2015 received the M.Eng. degree from University of São Paulo where he is currently working toward the Ph.D. degree. His research interests include control of electrical drive machines, dynamic load emulations and power

electronics.



Luciano C. Gomes holds a degree in Electrical Engineering from the Federal University of Uberlândia (1995) and a doctorate in Electrical Engineering from the Federal University of Uberlândia (2008). He is currently an adjunct professor at the Faculty of Electrical Engineering of the Federal University of Uberlândia. Experience in Electrical Drives, Digital Signal Processing, Electrical and Control Machines and Industrial Automation.