

Projeto e Análise de uma Máquina de Indução Trifásica com Gaiola de Esquilo

Uma abordagem analítica e numérica

Eduardo C. Braga

Escola de Engenharia - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica
Universidade Federal do Rio Grande do Sul, UFRGS
Porto Alegre, Brasil
eduardo.braga@ufrgs.br

Evandro C. Goltz

Escola de Engenharia - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica
Universidade Federal do Rio Grande do Sul, UFRGS
Porto Alegre, Brasil
evandro@inf.ufsm.br

Abstract— This work aims to design and analyze an asynchronous induction machine with squirrel cage in the rotor and armature with the phases connected in star without neutral. An analytical approach is carried out by sizing all the parameters of the induction machine, then modeling and analyzing through RMxpert and Maxwell-2D software. The values of the amplitude of the fundamental wave of induction in the air gap and of the magnetization current, in numerical and analytical form, are analyzed. As well as the performance requirements for the electromagnetic design in a quantitative way in relation to the results with the design methodology used.

Keywords—induction machine; squirrel cage; three-phase; analytical; numeric.

I. INTRODUÇÃO

Abordagens analíticas aliadas a métodos numéricos, implementados em softwares, resultam em uma metodologia dinâmica no projeto de máquinas elétricas. Este trabalho tem por objetivo o projeto e análise de uma máquina assíncrona de indução com gaiola de esquilo no rotor e armadura com as fases conectadas em estrela sem neutro. A fonte de energia elétrica é a rede de distribuição pública, de forma que a frequência é fixa e a variação de torque e potência mecânicos é determinada em função do escorregamento. As especificações de projeto constam na Tabela I.

TABELA I

Especificações de Projeto	
Parâmetro	Valor
Potência Mecânica	25 kW
Rendimento	88%
Velocidade Angular Mecânica Nominal de Referência	1782 RPM
Cos (φ)	0,85
Tensão Eficaz Nominal de Linha	380 V
Frequência da Rede	60 Hz
Numero de Pares de Polos	2

Inicialmente é realizada uma abordagem analítica através do dimensionamento de todos os parâmetros da máquina de indução, utilizando o material bibliográfico referenciado. Com os parâmetros definidos, a modelagem paramétrica da máquina é realizada através de um software específico, que possibilita uma análise inicial para um refinamento do projeto. Uma vez obtidos os valores dos parâmetros da máquina de indução que atendam às especificações de projeto, é então utilizado um software de elementos finitos para a simulação e a análise da máquina de indução.

II. DIMENSIONAMENTO PRELIMINAR DA MÁQUINA DE INDUÇÃO

A. Volume Ativo

A potência aparente interna, S_i , é definida por

$$S_i = K_e \frac{P_m}{\eta_s \cos(\varphi)} = 32.42 \text{ kVA}, \quad (1.1)$$

onde $K_e = \frac{E}{V} = 0,98 - 0,005p = 0,97$.

O torque aparente interno é dado por

$$T_i = \frac{S_i}{\omega_m} = 173.92 \text{ Nm}, \quad (1.2)$$

onde $\omega_m = 2\pi f_m = 2\pi(1-s) \frac{f_e}{p} = 186,61 \text{ rad/s}$.

A partir da equação de torque para as máquinas elétricas cíclicas, rotativas, e de fluxo radial, com armadura polifásica externa e rotor interno, é definido o volume ativo como sendo o volume interno ao entreferro, calculado por

$$V_a = \pi R_{or}^2 L_z = \frac{T_i}{1,35 A_{ef} \hat{B}_{\delta 1}} = 0,0032 \text{ m}^3 \quad (1.3)$$

onde R_{oR} é o raio externo do rotor e L_z é o comprimento axial, sendo considerados os carregamentos específicos elétrico e magnético, $A_{ef} = 50$ kA/m e $\hat{B}_{\delta 1} = 0,8$ T, respectivamente.

Para a determinação de R_{oR} e L_z é utilizada a relação λ entre o comprimento axial e o passo polar, τ_p , de forma que

$$\lambda = \frac{L_z}{\tau_p} = \frac{L_z}{\pi R_{oR}} p \quad (1.4)$$

Conforme [1], $\lambda = \sqrt[3]{p} = 1,26$. Isolando L_z em (1.3) e substituindo em (1.4) pode-se calcular o raio externo do rotor de acordo com

$$R_{oR} = \sqrt[3]{\frac{pV_a}{\pi^2 \lambda}} = 0,0803 \text{ m} \quad (1.5)$$

A partir de (1.3) resulta o comprimento axial $L_z = 0,1589$ m. O passo polar na superfície do rotor é calculado por

$$\tau_p = \frac{\pi R_{oR}}{p} = 0,1261 \text{ m}. \quad (1.6)$$

B. Dimensionamento da Armadura

Conforme [1], em máquinas de baixas e médias potências, para o dimensionamento do entreferro considera-se um valor maior que 0,2 mm. De acordo com [2] a expressão para cálculo do entreferro quando $p > 1$ é

$$\delta \cong \left(0,1 + 0,012 \sqrt[3]{P_m} \right) = 0,45 \text{ mm} \quad (1.7)$$

Outro critério considerado é a rigidez mecânica do rotor, sendo o entreferro mínimo maior que a milésima parte do diâmetro do rotor, resultando em $\delta \geq 0,1606$ mm.

O raio interno da armadura é calculado por

$$R_{iA} = R_{oR} + \delta = 0,0807 \text{ m}. \quad (1.8)$$

O fluxo por polo na superfície interna da armadura pode ser calculado por

$$\phi_p = \alpha_i L_z \hat{B}_{\delta 1} \tau_p \quad (1.9)$$

O fator de correção do fluxo polar pode ser obtido através da Fig. 1, $\alpha_i = 0,728$, considerando $K_{sd} = 1,4$.

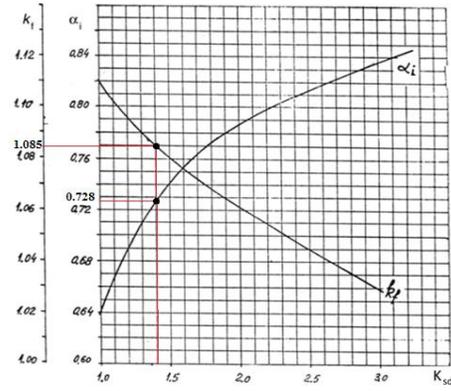


Fig. 1. Fatores de correção em função do fator de saturação dos dentes da armadura [1].

O fator de forma da forma de onda espacial da indução no entreferro resulta $K_f = 1,085$. Desta forma o fluxo por polo calculado por (1.9) resulta em $\phi_p = 0,0117$ Wb.

O dimensionamento da coroa da armadura depende do fator de fluxo disperso nas ranhuras do estator e do valor médio da indução na secção transversal da coroa. Considerando um fator de fluxo disperso de 1,06, o fluxo na coroa pode ser calculado por

$$\phi_s \cong 1,06 \frac{\phi_p}{2} = 0,0062 \text{ Wb}. \quad (1.10)$$

A área da secção transversal da coroa do estator, considerando uma indução média de 1,3 T, é dada por

$$S_s = \frac{\phi_s}{B_s} = 0,0048 \text{ m}^2 \quad (1.11)$$

Portando o comprimento radial da coroa, considerando um fator de empilhamento da laminação, $K_{ep} = 0,98$, é calculado por

$$h_A = \frac{\phi_s}{L_z K_{ep} B_s} = 0,0306 \text{ m} \quad (1.12)$$

Para determinar o número de ranhuras considera-se o número de fases $m = 3$, e o número de ranhuras por polo e fase $q = 2$.

$$N_t = 2qmp = 24 \quad (1.13)$$

Esta escolha se justifica pela maior rigidez mecânica dos dentes retos, em função da relação entre a largura do dente e a profundidade da ranhura devido ao carregamento elétrico, além da possibilidade de utilização do passo encurtado para o enrolamento distribuído.

O passo de ranhura é então calculado por

$$\tau_N = \frac{2\pi R_{iA}}{N_t} = 0,0211 \text{ m} \quad (1.14)$$

A largura do dente do estator na base, considerando uma indução média $\bar{B}_z = 1,8 \text{ T}$ é

$$b_{\text{Zahn}} = \frac{B_{\delta 1} \tau_N}{\bar{B}_z} = 0,0094 \text{ m} \quad (1.15)$$

De forma semelhante, a largura da ranhura na base do dente é calculada por

$$T_z = \tau_N - b_{\text{Zahn}} = 0,0119 \text{ m} \quad (1.16)$$

Para o cálculo da área da ranhura é considerado um coeficiente de enchimento $K_{es} = 0,4$ e uma densidade de corrente $J = 5 \text{ A/mm}^2$, sendo calculada por

$$S_n = \frac{A_{ef} \tau_N}{K_{es} J} = 5,284 \times 10^{-4} \text{ m}^2 \quad (1.17)$$

A largura máxima da ranhura próxima à coroa do estator é definida como sendo 65% maior que na base do dente, dada por

$$T_s = 1,65 T_z = 0,0196 \text{ m} \quad (1.18)$$

E a altura da ranhura semi-aberta, é então

$$H_n = \frac{2S_n}{T_s + T_z} = 0,0372 \text{ m} \quad (1.19)$$

Raio externo do estator pode ser calculado através de

$$R_{oA} = R_{iA} + H_n + h_A = 0,1484 \text{ m} \quad (1.20)$$

A Figura 2 ilustra a geometria e apresenta os valores dimensionais das ranhuras da armadura.

Parâmetro	Valor
Bs0	1 mm
Bs1	11,9 mm
Bs2	16,66 mm
Hs0	1 mm
Hs1	1,61 mm
Hs2	37,15 mm
Rs	1 mm

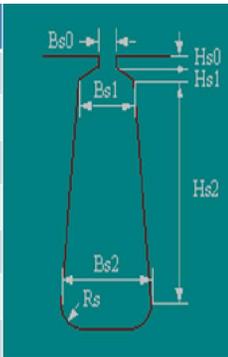


Fig. 2. Geometria e dimensões das ranhuras da armadura.

C. Dimensionamento do Enrolamento da Armadura

O enrolamento utilizado é do tipo imbricado com camada dupla, conforme ilustra Fig. 3.

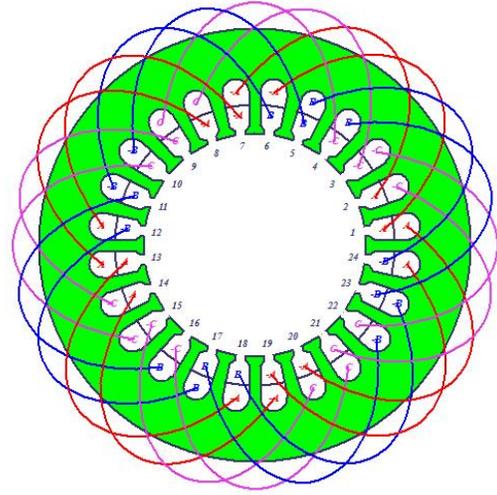


Fig. 3. Enrolamento imbricado em camada dupla da armadura.

Calcula-se o número de ranhuras sob um polo como sendo $Q_p = 6$, e o número de ranhuras correspondente ao passo do enrolamento como sendo $Y_b = 5$. Desta forma, a relação entre o passo do enrolamento e o número de ranhuras sob um polo é de $\beta_b = \frac{5}{6} \approx 0,833$. O passo encurtado foi determinado de forma a, simultaneamente, minimizar as amplitudes das harmônicas de sequência negativa e positiva e maximizar a amplitude da fundamental na tensão induzida de fase. O fator de encurtamento de passo para a fundamental é

$$K_{p1} = \sin\left(\frac{\pi\beta_b}{2}\right) = 0,9659 \quad (1.21)$$

O ângulo de defasagem das tensões induzidas nas bobinas é calculada por

$$\alpha_{NE} = \frac{\pi}{qm} = 0,5236 \text{ rad} \quad (1.22)$$

Através de (1.22) é possível determinar o fator de distribuição para a fundamental

$$K_{d1} = \sin\left(\frac{\left(\frac{q\alpha_{NE}}{2}\right)}{q \sin\left(\frac{\alpha_{NE}}{2}\right)}\right) = 0,8476 \quad (1.23)$$

Assim, o fator de enrolamento é determinado como

$$K_{w1} = K_{p1} K_{d1} = 0,8187 \quad (1.24)$$

O número de espiras totais para o enrolamento de uma fase é então calculado por

$$N_w = \frac{E_{1phRms}}{4K_f f_e K_{w1} \phi_p} = 87,29 \quad (1.25)$$

Resultando em aproximadamente 88 espiras em série por fase. Considerando a conexão em série das 8 bobinas por fase resulta $W_s = 11$ espiras por bobina

$$S_{c8} = \frac{S_n K_{es}}{2W_s} = 9,607 \text{ mm}^2 \quad (1.26)$$

Considerando a conexão de 2 bobinas em paralelo, resulta em 4 grupos conectados em série, sendo $W_s = 22$

$$S_{c4} = \frac{S_n K_{es}}{2W_s} = 4,804 \text{ mm}^2 \quad (1.27)$$

Considerando a conexão de 4 bobinas em paralelo, resulta em 2 grupos conectados em série, sendo $W_s = 44$

$$S_{c2} = \frac{S_n K_{es}}{2W_s} = 2,402 \text{ mm}^2 \quad (1.28)$$

Considerando a abertura da ranhura em 1 mm optou-se por utilizar S_{c8} , com cada condutor sendo composto por 15 fios de diâmetro 0,912 mm, AWG19, em paralelo.

D. Dimensionamento do Rotor

O raio externo do rotor, R_{oR} , foi determinado em (1.5). O raio interno é determinado em função do diâmetro do eixo não magnético de máquinas de torque mecânico semelhante, sendo considerado, para fins de dimensionamento preliminar, $R_{iR} = 0,025 \text{ m}$

Considerando o fator de fluxo disperso nas ranhuras do rotor, $K_{fR} = 0,925$, e a indução média na coroa do rotor, $\bar{B}_{YokeR} = 1,5 \text{ T}$, o comprimento radial da coroa do rotor é dada por

$$L_{rYokeR} = \frac{\phi_p K_{fR}}{2\bar{B}_{YokeR} L_z K_{ep}} = 0,0231 \text{ m} \quad (1.29)$$

Desta forma o máximo comprimento radial das ranhuras é estipulado por

$$L_{rBarR} = R_{oR} - R_{iR} - L_{rYokeR} = 0,0322 \text{ m} \quad (1.30)$$

O cálculo do número de barras no rotor, considerando a inclinação de uma ranhura do estator, é dado por

$$N_r = (6q + 4)p = 32 \quad (1.31)$$

E a corrente na barras é calculada como

$$I_{br} \cong \frac{6K_{w1} N_w \cos(\varphi)}{N_r} I = 374,2 \text{ A} \quad (1.32)$$

A densidade de corrente adotada nas barras do rotor é de $J_{br} = 5 \text{ A/mm}^2$, desta forma a área da secção transversal das barras é dada por

$$S_{br} = \frac{I_{br}}{J_{br}} = 74,8 \text{ mm}^2 \quad (1.33)$$

A corrente nos anéis do rotor é calculada por

$$I_{ar} = \frac{I_{br}}{2 \text{sen}\left(\frac{\alpha_{nr}}{2}\right)} = 981,92 \text{ A} \quad (1.34)$$

Onde $\alpha_{nr} = 0.3926$.

Considerando $J_{ar} = 4 \text{ A/mm}^2$, ou seja, 80% do valor de J_{br} , a secção transversal dos anéis do rotor é calculado por

$$S_{ar} = \frac{I_{ar}}{J_{ar}} = 245,48 \text{ mm}^2 \quad (1.35)$$

A Fig. 4 ilustra a geometria e apresenta os valores dimensionais das ranhuras do rotor.

Parâmetro	Valor
Bs0	1 mm
Bs1	6,17 mm
Bs2	1,15 mm
Hs0	0,5 mm
Hs1	2,62 mm
Hs2	32,2 mm
Rs	0 mm

Fig. 4. Geometria e dimensões das ranhuras do rotor.

E. Corrente de Magnetização

A determinação da corrente de magnetização é dada por

$$I_m = \frac{\pi}{3\sqrt{2}\mu_0} \frac{pK_c K_s \hat{B}_{\delta 1} \delta}{N_w K_{w1}} = 9,528 \text{ A} \quad (1.36)$$

Onde $K_c = 1,2$, é o fator de Carter da armadura e do rotor, $K_s = 1,5$ é o fator de saturação da máquina e $\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7} \text{ H/m}$ é a permeabilidade magnética no vácuo.

F. Perdas Consideradas

As perdas por ventilação e as perdas mecânicas são utilizadas como parâmetros de entrada do software RMXprt. As perdas por ventilação foram estimadas em 1% da potência nominal mecânica da máquina, ou seja, 250 W. E as perdas mecânicas são dadas por

$$P_{mecLoss} = 2k_{p_{mecLoss}} R_{oR} (Lz + 0.6TauP)u^2 = 86.245 \text{ W} \quad (1.37)$$

onde, $u = \left(\frac{2\pi feR_{oR}}{p} \right)$, e $k_{p_{mecLoss}} = 10 \frac{Ws^2}{m^4}$ é um fator

obtido de forma experimental, para máquinas com ventilação em circuito aberto [1]. As perdas por efeito Joule e as perdas magnéticas são calculadas pelo software através das definições dos materiais utilizados e da geometria da máquina.

III. SIMULAÇÕES E ANÁLISES

Para a modelagem e simulação computacional através do método numérico dos elementos finitos é utilizado o software comercial ANSYS Maxwell e o pacote RMXprt, embarcado neste, que utiliza a teoria clássica de máquinas elétricas em combinação a abordagem de circuitos magnéticos, para calcular o desempenho da máquina [3].

A partir dos parâmetros analíticos calculados para o dimensionamento preliminar da máquina de indução, os dados obtidos são inseridos no software RMXprt, possibilitando a análise e o ajuste dos parâmetros inicialmente definidos.

Desta forma, é criado um modelo em duas dimensões da geometria da máquina, com os parâmetros de projeto definidos, para simulação magnetostática em elementos finitos, de modo a se obter a forma de onda espacial da indução radial no entreferro com a corrente de magnetização, para a comparação com os dados analíticos anteriormente obtidos.

A. Modelagem e Análise no RMXprt

O RMXprt utiliza alguns métodos e modelos matemáticos, tais como, a transformação de Schwarz-Christoffel, para o cálculo da distribuição do campo em entreferros, e a Quadratura Gaussiana, para tratar o equivalente a correntes de superfície e ímãs permanentes. O campo disperso e a indutância correspondente são derivados com base no cálculo analítico de campo, e os efeitos peliculares são considerados através de um modelo em parâmetros distribuídos [3, 5].

Uma vez estimados os parâmetros dimensionais da máquina e modelada a sua geometria, definem-se os materiais utilizados. O material magnético macio utilizado na armadura e no rotor é laminado, sendo utilizado o aço elétrico laminado de grão não orientado com 0,5 mm de espessura, fabricado pela empresa Aperam/Arcelormittal, denominado de APERAM E230-050 [4]. A Fig. 5 ilustra a curva de B(H) do aço elétrico APERAM E230-050 a 60Hz.

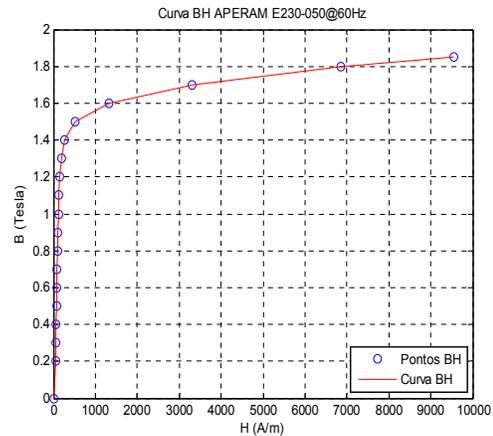


Fig. 5. Curva B(H) aço elétrico APERAM E230-050 a 60 Hz.

As barras do rotor e os enrolamentos são de cobre e no eixo é utilizado o aço inox 316, não magnético.

O modelo geométrico parametrizado obtido através do RMXprt é ilustrado na Fig. 6.

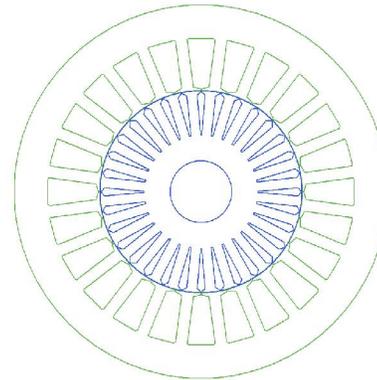


Fig. 6. Modelo geométrico gerado através do RMXprt.

Na Fig. 7 é apresentado o resultado do conjugado mecânico em função do escorregamento. A potência mecânica nominal situa-se em um escorregamento ligeiramente inferior a 1%. O conjugado mecânico máximo é 314 Nm, obtido com um escorregamento de 6%.

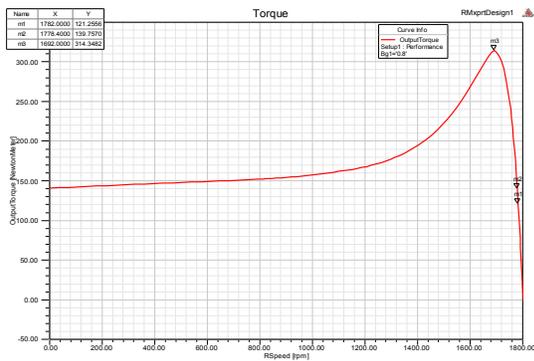


Fig. 7. Conjugado mecânico em função da velocidade angular.

Na Fig. 8 é ilustrado o rendimento em função da potência mecânica, com um valor superior a 93% na potência mecânica nominal de 25 kW. O valor de pico da potência mecânica é de 55,7 kW, com um rendimento 85,7%.

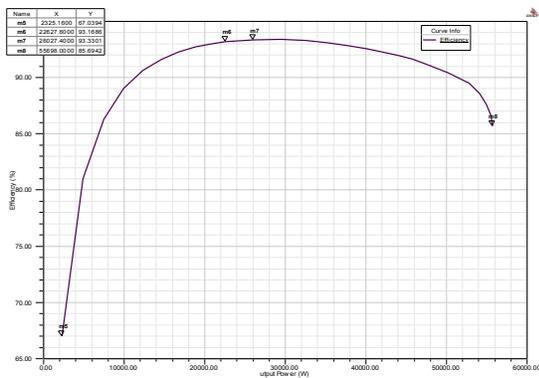


Fig. 8. Rendimento em função da potência mecânica.

Na Fig. 9 é apresentado o comportamento do fator de potência em função da potência mecânica. O fator de potência possui um ponto de máximo, $\cos(\varphi) = 0,8578$, para uma potência mecânica de 18,836 kW, situando-se em torno de $\cos(\varphi) = 0,85$ para a potência nominal de 25 kW. No valor de máxima potência resulta $\cos(\varphi) = 0,62$.

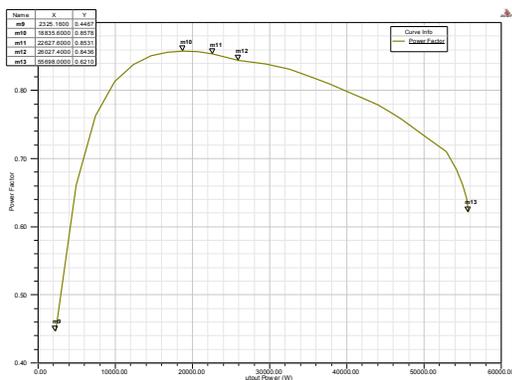


Fig. 9. Fator de potência em função da potência mecânica.

A Fig. 10 ilustra o comportamento das reatâncias de dispersão no rotor e no estator, além da resistência do rotor, em função do escorregamento. A resistência do rotor sofre a influência do efeito pelicular à medida que aumenta o escorregamento e, por consequência, a corrente nas barras, aumentando o valor da resistência.

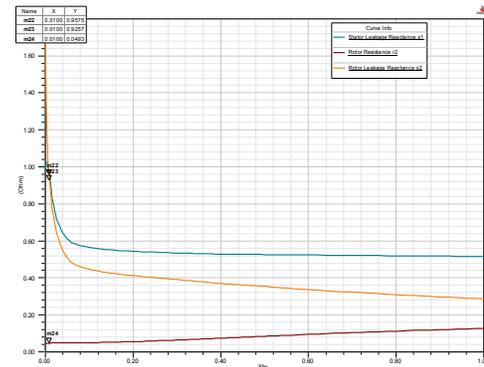


Fig. 10. Reatâncias de dispersão do estator, do rotor e resistência do rotor.

As reatâncias de dispersão no rotor e na armadura diminuem com o aumento do escorregamento, devido ao efeito da saturação magnética do material ferromagnético macio. A diferença entre os efeitos de saturação nas reatâncias de dispersão da armadura e do rotor pode ser explicada pela minimização do efeito pelicular nos condutores da armadura, uma vez que são isolados galvanicamente, em contrapartida, o efeito pelicular nas barras do rotor é bastante pronunciado, alterando dinamicamente a indutância de dispersão em função da corrente nas barras.

B. Modelagem e Análise no Ansys Maxwell

O software Ansys Maxwell possibilita a modelagem geométrica e a análise pelo método numérico dos elementos finitos. A partir do modelo gerado pelo RMXprt são exportadas as definições numéricas das dimensões da geometria, dos materiais e das excitações por corrente. O software automaticamente determina as condições de contorno, inclusive, identificando o menor número de frações da geometria em função da simetria do problema eletromagnético.

Na Fig. 11 é ilustrada a seção transversal para um par de polos modelada no Ansys Maxwell.

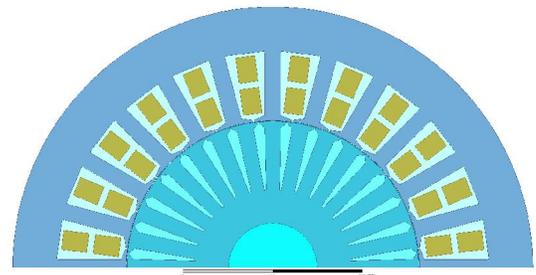


Fig. 11. Seção transversal para um par de polos modelada no Ansys Maxwell.

A Fig. 12 apresenta a distribuição espacial da magnitude da densidade de fluxo magnético na laminação da armadura e do rotor, com a corrente de magnetização, para corrente nula na fase A.

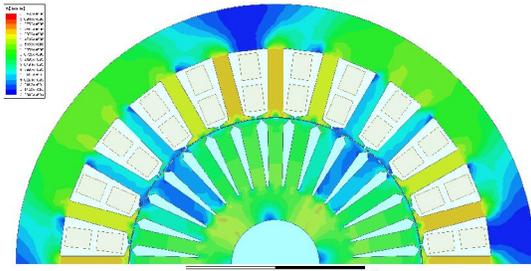


Fig. 12. Distribuição espacial da magnitude da densidade de fluxo magnético na laminação da armadura e do rotor, com a corrente de magnetização, para corrente nula na fase A.

A análise numérica da indução no entreferro a vazio é determinada a partir de elementos finitos utilizando o software Ansys Maxwell, além da análise harmônica da mesma.

C. Indução no Entreferro a Vazio

A indução no entreferro a vazio é obtida numericamente através do método de elementos finitos em duas dimensões em análise magnetostática. A corrente aplicada na armadura é a corrente de magnetização calculada por (1.36). A Fig. 13 ilustra a distribuição espacial da densidade de fluxo magnético radial, $B_{r\delta 1}$, no entreferro.

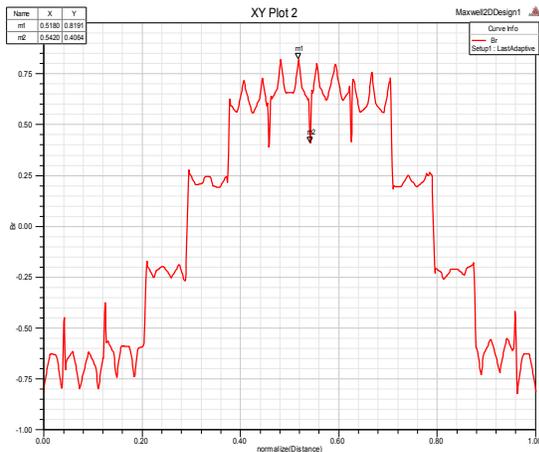


Fig. 13. Forma de onda da indução radial no entreferro para um par de polos, para corrente nula na fase A.

A análise harmônica da onda de indução radial no entreferro, conforme Fig. 13 é realizada através da transformada rápida de Fourier, apresentada na Fig. 14.

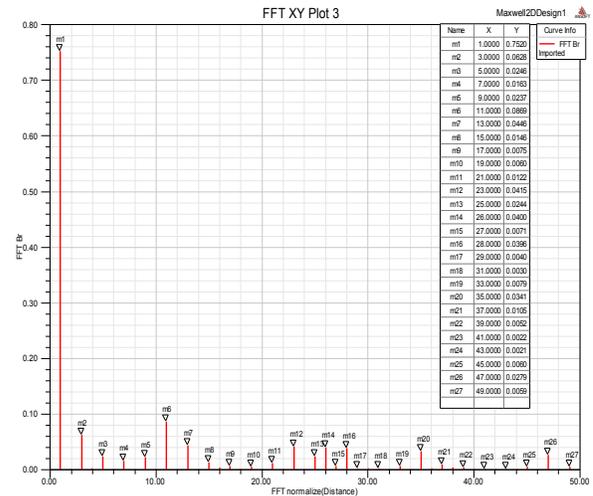


Fig. 14. Análise harmônica da onda de indução radial no entreferro por FFT.

A amplitude da fundamental da densidade de fluxo magnético radial no entreferro é $B_{r\delta 1} = 0,752$ T. O valor estipulado em projeto para a amplitude da fundamental é 0,8 T, portanto o resultado numérico é 6% inferior.

Entre o conteúdo harmônico, a 11ª harmônica é a mais significativa, com amplitude $B_{r\delta 11} = 0,0869$ T, representando 11,56% da amplitude da fundamental. Esta harmônica é de sequência negativa, produzindo conjugado eletromagnético assíncrono.

De acordo com [6], o escorregamento para a fundamental, s_1 , que determina o cruzamento por zero para o conjugado da harmônica ν é dado por:

$$s_1(s_\nu = 0) = \frac{\nu \pm 1}{\nu}, \quad (1.38)$$

sendo escolhido o sinal positivo para harmônicas de sequência negativa e o sinal negativo para harmônicas de sequência positiva. Para valores superiores de escorregamento, $s_1 > s_1(s_\nu = 0)$, o conjugado eletromagnético assíncrono produzido pela harmônica ν é positivo; simetricamente, para valores inferiores de escorregamento, $0 > s_1 > s_1(s_\nu = 0)$ o conjugado eletromagnético assíncrono é negativo.

Para a 11ª harmônica, de sequência negativa, resulta

$$s_1(s_{11} = 0) = \frac{12}{11} \cong 1,091, \quad (1.39)$$

que corresponde a uma velocidade angular mecânica negativa em relação ao campo girante. Para valores de escorregamento, $0 > s_1 > s_1(s_\nu = 0)$, a contribuição desta harmônica é pela redução do conjugado eletromagnético resultante.

As demais harmônicas de sequência negativa e positiva produzem conjugado assíncrono de forma semelhante, sendo o

conjungado resultante obtido pelo somatório das contribuições pelas harmônicas com o produzido pela fundamental.

D. Análise Comparativa da Corrente de Magnetização

A corrente de magnetização foi determinada analiticamente por (1.36), $I_m = 9,528 \text{ A}$. De forma numérica, a corrente de magnetização é estimada em $I_m = 8,469 \text{ A}$, sendo 11,11% inferior.

IV. CONCLUSÃO

Este trabalho abordou o projeto e a análise de uma máquina de indução trifásica com rotor em gaiola de esquilo. A metodologia de projeto envolveu a abordagem analítica através de equações de dimensionamento preliminar. Posteriormente foi elaborado um modelo paramétrico utilizando o software RMXprt, permitindo a simulação e a análise dos resultados de desempenho da máquina. Finalmente, foi gerado um modelo geométrico para a análise pelo método dos elementos finitos.

Considerando os requisitos de desempenho para o projeto eletromagnético, os resultados obtidos pelos softwares através do dimensionamento analítico foram plenamente satisfatórios.

Foram determinados os carregamentos específicos o volume ativo e todas as dimensões principais da máquina. Também, foram determinados o número e as dimensões das ranhuras do estator e do rotor, além dos parâmetros para os enrolamentos da armadura e as barras e anéis do rotor. Sendo estes parâmetros obtidos de forma analítica, e utilizados como dados de entrada do software, as simulações numéricas ao apresentar valores que atendam as especificações de projeto, conseqüentemente, resultam em validar a metodologia de projeto empregada.

A amplitude da onda fundamental da indução no entreferro a vazio de forma numérica apresentou uma diferença de -6% em relação à analítica, considerando o tipo e as conexões dos enrolamentos da armadura. Analisando a corrente de magnetização obtida numericamente observa-se uma diferença de -11,11% em relação ao valor calculado analiticamente. Estas diferenças são aceitáveis, uma vez que ocorrem em função das incertezas nas estimativas dos coeficientes de dispersão do fluxo magnético, do fator de Carter e do fator de saturação, utilizados na modelagem analítica, pois foram assumidos valores médios referidos pela literatura.

REFERENCIAS

- [1] L. Alberto Pereira, "Basic Design of Induction Machines - Projeto Básico de Máquinas de Indução," UFRGS, Porto Alegre. vol. 8, pp. 1-21, Jun 2017.
- [2] I. Boldea and S. A. Nasar. The Induction Machines Design Handbook, 2. ed. New York: CRC Press, 2010.
- [3] Z. Rui, W. Qunjing, L. Guoli, P. Cong and F. Guanghui, "Optimal design of single-phase induction motor based on MAXWELL 2D Rmxprt," Electrical Machines and Systems (ICEMS), 2010 International Conference on , vol., no., pp.1367,1370, 10-13 Oct. 2010.
- [4] E.C. Goltz. "Axial flow electric machine applied to automotive traction system with direct coupling and regenerative braking - Estudo de máquina elétrica de fluxo axial aplicado a sistema de tração automotivo com engate direto e frenagem regenerativa". Master's degree dissertation. UFRGS. Porto Alegre. 2012.
- [5] Ansys RMXprt Overview "RMXprt: Powerful software for the design of rotating electrical machines." Ansoft Corporation. 2002. Available in: <http://www.21dianyuan.com/home/download.php?action=download&id=105009>.
- [6] J.Pyrhonen, T. Jokinen, V. Hrabovcova, "Design of rotating electrical machines", 2nd edition, Wiley, Book, 2014.