

# Análise Eletromagnética de Motor de Fluxo Axial com Sistema de Excitação Misto com Enfoque em Tração Elétrica

Ricardo Corinaldesi Cardoso \* Ademir Pelizari \*  
Alfeu J. Sguarezi Filho \* Gabriel Bruzuinga \*

\* *Universidade Federal do ABC - UFABC, Santo André - SP,*  
(e-mail: *ricardo.c@aluno.ufabc.edu.br, ademir.pelizari@ufabc.edu.br,*  
*alfeu.sguarezi@ufabc.edu.br, gabriel.bruzuinga@ufabc.edu.br*)

---

## Abstract:

The main objective of this work focuses on an electromagnetic analysis of an axial flux topology machine with mixed excitation system to meet the requirements of an electric traction system, whose speed ratio in the field weakening region is 1:2. The methodology employed consists in the elaboration of a magnetic equivalent circuit and the subsequent simulation of the device using the Finite Element Method via numerical solving software.

**Resumo:** O principal objetivo deste trabalho se concentra em uma análise eletromagnética de uma máquina de topologia de fluxo axial com sistema de excitação misto para atender os requisitos de um sistema de tração elétrica, cuja a relação de velocidades na região de enfraquecimento de campo é de 1:2. A metodologia empregada consiste na elaboração de um circuito magnético equivalente e a subsequente simulação do dispositivo utilizando-se o Método dos Elementos Finitos via software de resolução numérica.

*Keywords:* Electric vehicle application; brushless excitation system; axial motor for electric traction system; electric machines for electric traction vehicle; finite element analysis.

*Palavras-chaves:* Aplicações em veículos elétricos; sistema de excitação sem escovas; máquinas elétricas para tração elétrica; análise de elementos finitos.

---

## 1. INTRODUÇÃO

Máquinas elétricas de topologia radial para finalidade de tração tem sido utilizadas a mais de 2 séculos com grande êxito, principalmente pela robustez e controlabilidade, alcançadas ao longo deste período. As máquinas de topologia radial de corrente contínua especificamente, apresentam a vantagem de atingirem velocidades acima da velocidade nominal de operação através do processo de enfraquecimento de campo. Esta é uma característica importante em tração elétrica (Rodrigues Bruzuinga et al., 2022), tendo em vista que o veículo não necessita produzir o mesmo torque em marchas mais altas, ou seja, na região de potência constante. No entanto, algumas desvantagens como baixa densidade de potência e de torque, assim como a existência de comutador e escovas de carvão desencoraja sua utilização em tração. A utilização de máquinas de topologia axial (Jafarishiadeh et al., 2016) (Lindh et al., 2015) (Tapia Montero et al., 2017) (Sanches and Santisteban, 2015) em carros elétricos surge como alternativa mediante o problema do espaço físico, densidade de potência como também a densidade de torque. Uma das desvantagens das máquinas de fluxo axial se deve principalmente à particularidade de manufatura tendo em vista que máquinas com grandes diâmetros tendem a gerar maiores vibrações, e consequentemente desbalanceamento. Portanto, deve-se limitar os diâmetros para determinadas potências e velocidades de rotação (Wang et al., 2020). A Fig. 1 apresenta

um exemplo de um motor de fluxo axial acoplado as rodas em um veículo elétrico. Uma alternativa para o sistema de excitação com comutador e escovas é a utilização do sistema sem escovas ou brushless de ímãs permanentes reduzindo-se assim a exaustiva manutenção. As máquinas brushless de topologia axial (Kim et al., 2006) (Guo and Parsa, 2009) (Pyo et al., 2020) apresentam excelente desempenho de torque e velocidade além de possuírem uma ótima aceitação em sistemas de propulsão elétrica devido ao seu menor volume (Ferraro et al., 2006) (Cavagnino et al., 2002). No entanto, uma vez que o controle de velocidade pela excitação é inexistente, como alternativa, surgem as máquinas axiais com dupla excitação: uma de ímãs permanentes e outra de excitação elétrica sem escovas, ou seja, um sistema de excitação duplo ou misto (Kefsi et al., 2010) (Zhang et al., 2014), possibilitando assim, um controle de velocidade mais refinado bem como a operação da máquina na região de enfraquecimento de campo.

A máquina deve ser projetada com foco na velocidade nominal de operação e na operação na região de enfraquecimento  $N_{ENF}$ . Deste modo, o principal objetivo deste trabalho se concentra em uma análise eletromagnética de uma máquina de topologia de fluxo axial com sistema de excitação misto para atender os requisitos de um sistema de tração elétrica. A relação de velocidades na região de enfraquecimento de campo deve ser  $1:N_{ENF}$ . A metodologia empregada para tal objetivo é dividida basicamente em



#### 4. ELABORAÇÃO DO CIRCUITO MAGNÉTICO

Nesta seção, calculam-se as grandezas magnéticas através do circuito magnético da Fig. 5, que representa o circuito equivalente completo do sistema de excitação mista.

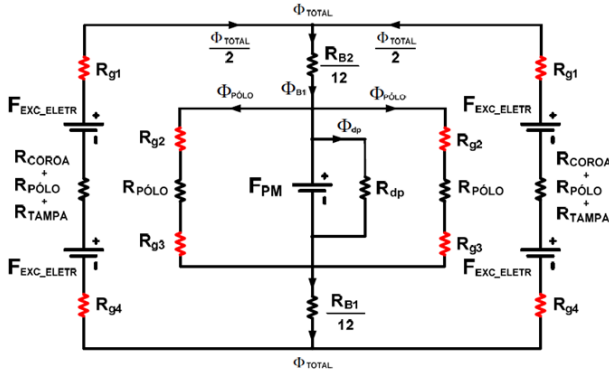


Figura 5. Circuito magnético de excitação misto completo referente aos 2 lados

Como ponto de partida, foram adotados 0,65 T nos entreferros centrais de números 2 e 3 com ambos os sistemas de excitação (elétrica+ímãs), em seu ponto nominal de trabalho, e 0,325 T, também nos entreferros 2 e 3, com a excitação elétrica desenergizada, respectivamente. As induções nos entreferros externos 1 e 4 são calculadas através do fluxo magnético nestes mesmos trechos. As Fig. 6 e 7 ilustram de maneira mais detalhada, os caminhos de fluxo estabelecidos pelo enrolamento de excitação elétrica e pelos ímãs permanentes, respectivamente. O valor de indução de partida no entreferro de 0,65 T adotado (Gieras, 2010), visa evitar supostos pontos de saturação nas partes ferromagnéticas da máquina.

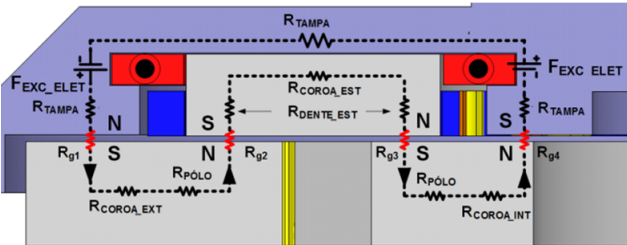


Figura 6. Circuito magnético - excitação elétrica

A partir dos caminhos de fluxo, determinam-se as relutâncias para os dois sistemas de excitação em todos. A força magnetomotriz total, necessária para a excitação da máquina, pode ser calculada pela equação (1):

$$F_{TOTAL} = \left( \sum R_{TRECHO} \right) \cdot \phi_{TOTAL} \quad (1)$$

Com base na Fig. 6, o circuito magnético estabelecido pela excitação elétrica, possibilita reescrever a equação (1) como:

$$F_{EXCEL} = \left( \sum R_{TRECHO} \right) \cdot \phi_{EXCEL} \quad (2)$$

Utilizando as referidas relutâncias parciais, a força magnetomotriz produzida pela bobina de excitação elétrica da equação (2), se torna:

$$F_{EXCEL} = (R_g + R_{EST} + R_{ROT} + R_T) \cdot \phi_{EXCEL} \quad (3)$$

No entreferro, devido às diferentes áreas, a relutância magnética é a somatória de quatro relutâncias diferentes, ou seja,  $R_{g1}$ ,  $R_{g2}$ ,  $R_{g3}$  e  $R_{g4}$ , onde:

$$R_{g1 \rightarrow 4} = \frac{\ell_g}{\mu_0 \cdot S_{g1 \rightarrow 4}} \quad (4)$$

No estator, observam-se duas relutâncias magnéticas: nos dentes e na coroa estatórica. No dente do estator, a relutância magnética pode ser calculada como:

$$R_{DENTE-EST} = 2 \cdot \frac{\ell_{DENTE-EST}}{\mu_{DENTE-EST} \cdot S_{DENTE-EST}} \quad (5)$$

E na coroa do estator, respectivamente:

$$R_{COROA-EST} = \frac{\ell_{COROA-EST}}{\mu_{COROA-EST} \cdot S_{DENTE-EST}} \quad (6)$$

No rotor da máquina há três áreas distintas, são a coroa interna, a coroa externa e o pólo da máquina. A relutância da coroa interna pode ser determinada por:

$$R_{COROA-INT} = \frac{\ell_{COROA-INT}}{\mu_{COROA-INT} \cdot S_{DENTE-INT}} \quad (7)$$

E a relutância da coroa externa será:

$$R_{COROA-EXT} = \frac{\ell_{COROA-EXT}}{\mu_{COROA-EXT} \cdot S_{DENTE-EXT}} \quad (8)$$

No pólo, a relutância magnética média, considerando a parte interna e externa do rotor, é calculada como:

$$R_{POLO} = 2 \cdot \frac{\ell_{POLO}}{\mu_{ROTOR} \cdot S_{POLO}} \quad (9)$$

E na tampa, a relutância se torna:

$$R_T = 2 \cdot \frac{\ell_{TAMPA}}{\mu_{TAMPA} \cdot S_{TAMPA}} \quad (10)$$

Com base na Fig. 7, considerando apenas a excitação dos ímãs permanentes, a força magnetomotriz produzida será:

$$F_{PM} = (R_{g2} + R_{g3} + R_{EST} + R_{ROT}) \cdot \phi_{PM} \quad (11)$$

Nos pólos do rotor, a área fica limitada devido à presença dos ímãs permanentes. Nesta região, ocorre a passagem de fluxo magnético produzido pelos dois estatores, representado pelo fluxo básico B1. A Fig. 8 ilustra o caminho de fluxo na área crítica do rotor da máquina em corte.

Devido a forma trapezoidal do pólo, o fluxo é calculado em função de cada trecho de área e do fluxo básico. O fluxo por pólo que atravessa o rotor é determinado a partir da área e da indução desejada no entreferro principal. A área do pólo se torna, de acordo com a Fig. 9:

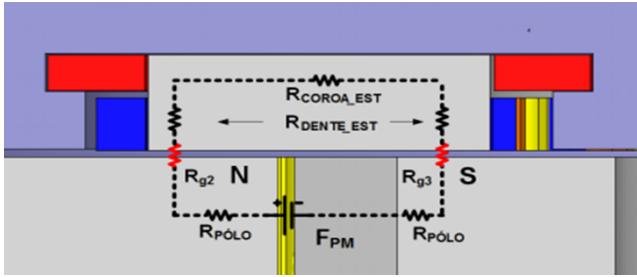


Figura 7. Circuito magnético - excitação ímãs

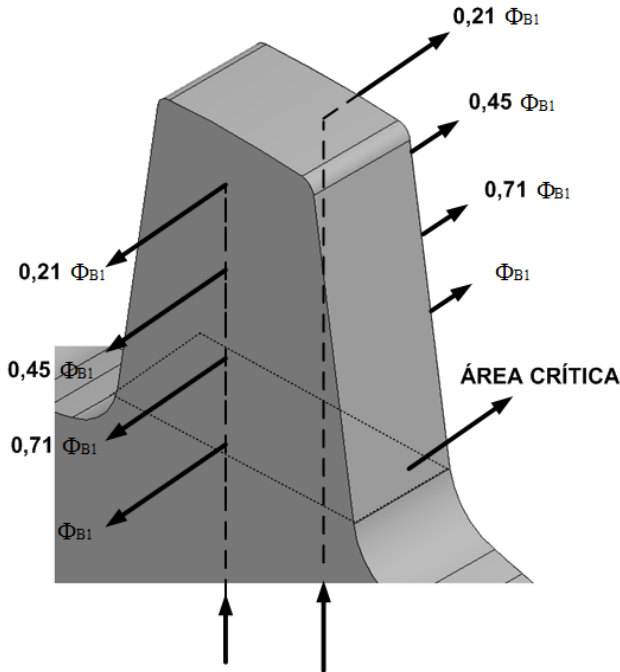


Figura 8. Área crítica do pólo do rotor e distribuição de fluxo

$$S_P = \frac{(L_{POLO} + \ell_{POLO}) \cdot h_{POLO}}{2} \quad (12)$$

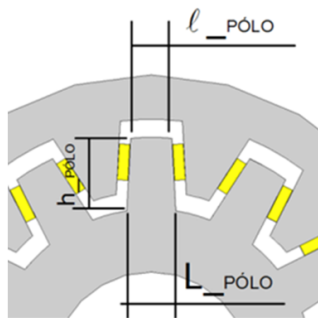


Figura 9. Detalhe do pólo da máquina

Portanto, o fluxo por pólo será:

$$\phi_{POLO} = B_g \cdot S_P \quad (13)$$

No estator, conforme Fig. 10, a indução nos dentes pode ser calculada através da equação (15):

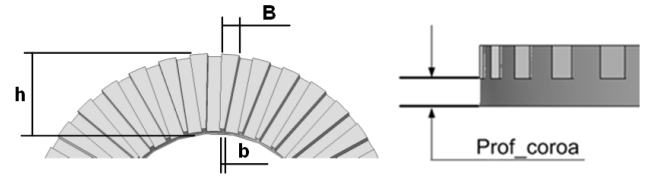


Figura 10. Detalhe e dimensões do estator

$$B_{DENTE-EST} = \frac{\phi_{POLO}}{\left(\frac{B+b}{2}\right) \cdot (h) \cdot \left(\frac{N_{BANHA}}{2p}\right) \cdot K_F \cdot K_{EMP}} \quad (14)$$

Na equação (14),  $K_{EMP}$  é o fator de empilhamento de valor 0,95 e  $K_F$  é o fator de forma de valor 0,85. Ainda no estator, a indução na coroa (Fig. 10) pode ser obtida pela equação (15):

$$B_{COROA-EST} = \frac{\phi_{POLO}/2}{(h \cdot prof - coroa \cdot K_{EMP})} \quad (15)$$

Na coroa interna, a indução será:

$$B_{COROA-INT} = \frac{\phi_{COROA-INT}}{\pi \cdot ((R_{MAIOR})^2 - (R_{MENOR})^2)} \quad (16)$$

De forma similar na coroa externa:

$$B_{COROA-EXT} = \frac{\phi_{COROA-EXT}}{\pi \cdot ((R_{MAIOR})^2 - (R_{MENOR})^2)} \quad (17)$$

No entreferro principal a força magnetomotriz pode ser calculada como:

$$F_g = \frac{B_g}{\mu_0} \cdot \ell_g \cdot K_g \quad (18)$$

Na equação (20),  $K_g$  é o coeficiente de Carter (Liwischitz, 1963) calculado por:

$$K_g = \frac{\tau_S}{\tau_S - \left(\frac{s/\ell_g}{5+(s/\ell_g)}\right)} \cdot 1,2 \quad (19)$$

No entreferro principal a força magnetomotriz pode ser calculada como;

$$F_g = \frac{B_g}{\mu_0} \cdot \ell_g \cdot K_g \quad (20)$$

No entreferro auxiliar a densidade de fluxo se torna:

$$B_{AUX} = \frac{\phi_{TOTAL}}{S_{gAUX}} \quad (21)$$

A relutância de dispersão de entreferro pode ser determinada pela associação paralela das relutâncias dos trechos A e B, conforme Fig. 11, assim temos:

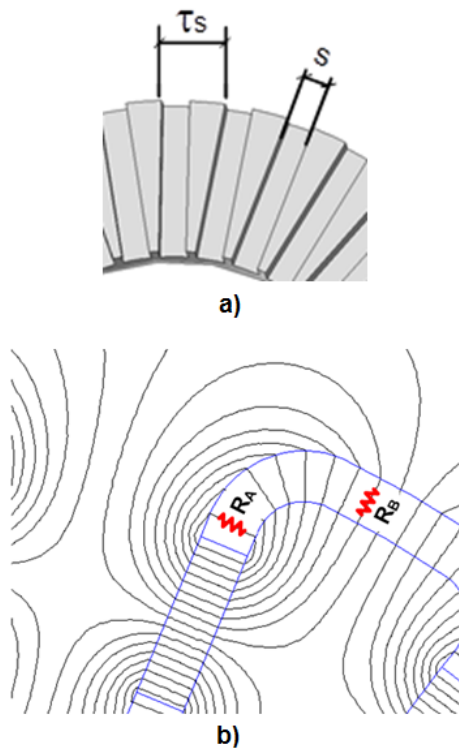


Figura 11. a) Passo da ranhura. b) Dispersão de fluxo

O fluxo total é obtido em função do fluxo básico e pelo número de pares de pólos da máquina, ou seja:

$$\phi_{TOTAL} = \phi_{B1} \cdot p \quad (22)$$

A curva de magnetização dos materiais utilizados é representada na Fig. 12.

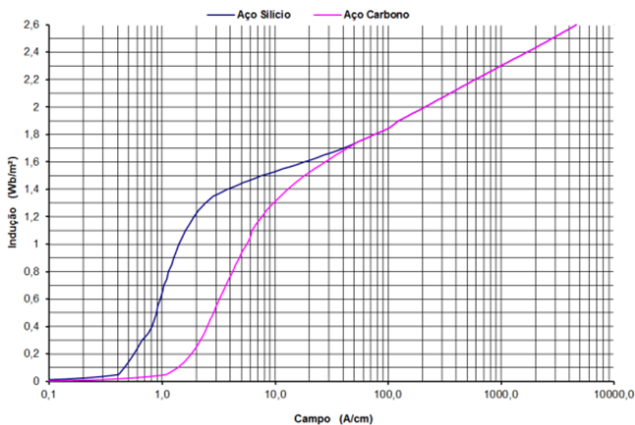


Figura 12. Curva de magnetização dos materiais utilizados

## 5. RESULTADOS OBTIDOS

Nesta seção, são apresentados os dados tratados tanto analítica bem como os dados obtidos através de simulações computacionais para realização de uma análise comparativa. Primeiramente, utilizando-se as equações (1) à (28), juntamente com o circuito magnético equivalente da Fig. 6, foram calculadas as induções, intensidades de campo, forças magnetomotrizes e fluxos magnéticos nas partes principais da topologia e inseridos na tabela 2. Através destes valores foi possível verificar os níveis indução em cada parte da topologia apenas com o sistema de excitação elétrica. O maior valor obtido foi no pólo B1 que apresenta um nível próximo da saturação pelo material que foi usado no rotor.

Tabela 2. Grandezas calculadas com base no circuito da figura 6.

Trecho	B	H	ℓ cm	Fexc-elet	Fluxo
Polo B1	2,0	209,6	1,15	242	0,0010900
Polo B2	1,57	24	4,0	96	0,0010900
Dente-est	0,63	1,0	1,1	1,1	0,0003900
Coroa-est	0,51	0,89	1,6	1,42	0,0001950
Entreferro laux	0,25	2015,67	0,006	240	0,0065500
Entreferro lg2 aux	0,32	2586,26	0,006	496,5	0,0003965
Entreferro lg3	0,32	2586,26	0,006	496,5	0,0003965
Entreferro laux	0,25	2015,68	0,006	240	0,0065500
Coroa-inrot	0,20	1,80	0,27	0,486	0,0065500
Coroa-exrot	0,14	1,55	0,27	0,42	0,0065500
Tampa	0,84	4,40	8,0	35,2	0,0065500
Total				1849,63	

De posse da força magnetomotriz total obtida na tabela 2, calcula-se o enrolamento de excitação. A Fig. 13 ilustra a conexão dos enrolamentos da excitação elétrica.

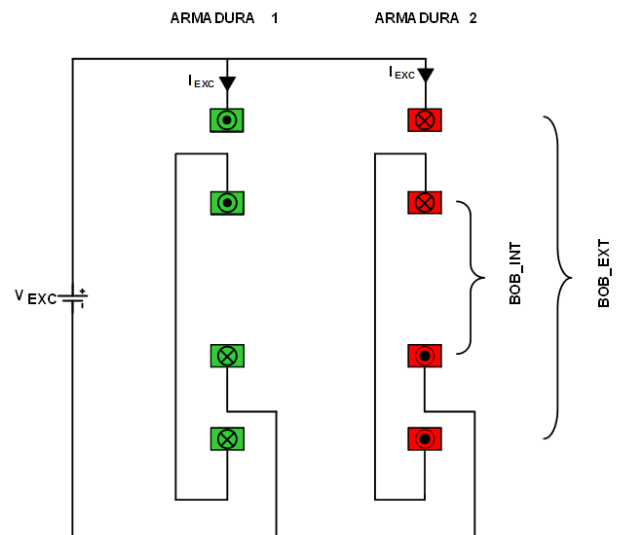


Figura 13. Conexão dos enrolamentos da excitação elétrica de ambos estatores.

O número de espiras do enrolamento de excitação pode ser obtido por

$$N_{EXC-ELET} = \frac{V_{EXC}}{\rho_{COBRE} \cdot L_{MEDIO-EXC} \cdot J_{EXC}} \quad (23)$$

Na expressão (23),  $N_{EXC-ELET}$  é o número de espiras do enrolamento da excitação elétrica,  $\rho_{COBRE}$  é a resistividade elétrica do cobre,  $L_{MEDIO-EXC}$  é o comprimento médio da espira do enrolamento de excitação em metros e  $J_{EXC}$  é densidade de corrente em  $A/m^2$ . Com base na Fig. 13, a tensão de excitação necessária pode ser calculada como:

$$V_{EXC} = R_{EXC-EXT} + R_{EXC-INT} \cdot \frac{F_{EXC-ELET}}{N_{EXC-ELET}} \quad (24)$$

E a potência de excitação obtida pela equação

$$P_{EXC} = ((R_{EXC-EXT} + R_{EXC-INT}) \cdot (I_{EXC})^2) \cdot 2 \quad (25)$$

Com base nas equações (23) à (25) obtém-se os dados das bobinas de excitação externa e interna, conforme a tabela 3

Tabela 3. Cálculo, Parâmetros e Dados da Bobina de Excitação

Parâmetro	Valor
Força Magnetomotriz Total ( $F_{EXC-ELET}$ )	1850
Força Magnetomotriz 1 Lado ( $F_{EXC-ELET}$ )	925
Enrolamento de excitação ext. ( $N_{EXC-ELET-EXT}$ )	240
Enrolamento de excitação int. ( $N_{EXC-ELET-INT}$ )	240
Corrente de excitação ( $I_{EXC}$ )	3,85
Bitola do Fio ( $AWG$ )	20
Secção transversal do Fio ( $S_{FIO}$ )	0,52
Densidade de corrente do Fio ( $J_{FIO}$ )	7,40
Resistência elétrica ( $R_{EXC-EXT}$ )	8,60
Resistência elétrica ( $R_{EXC-INT}$ )	5,64
Tensão de Excitação 2 lados ( $V_{EXC-EXT}$ )	109,6
Potencia de Excitação 20°C ( $P_{EXC}$ )	422
Potencia de Excitação 50°C ( $P_{EXC}$ )	570

Para que o sistema de excitação possibilite a operação na região de enfraquecimento de campo, uma indução, produzida no entreferro somente pelos ímãs permanentes de 0,325 T deve ser obtida. Este valor deve ser garantido especificamente para a velocidade de 1200 rpm. Neste estudo, fixaram-se o comprimento do entreferro, o comprimento do ímã, como também a profundidade do rotor. Portanto, após definição destas variáveis, a área do ímã pode ser estimada. No motor, foram utilizados ímãs permanentes de neodímio-ferro-boro (Pelizari, 2011) sinterizado de formato retangular, cujas principais características e o comprimento do entreferro, são apresentadas na tabela 4.

Tabela 4. Dados dos Ímãs e Entreferro

Parâmetro	Valor
Tipo	NdFeB-35
Densidade de Fluxo Residual 20 °C ( $Br_{(20)}$ )	1,21
Campo Coercitivo 20 °C ( $Hc_{(20)}$ )	915,17
Densidade de Energia Máxima ( $BH_{(MAX)}$ )	42
Comprimento do ímã ( $L_{PM}$ )	0,0072
Profundidade do ímã ( $P_{PM}$ )	0,0150
Comprimento de entreferro ( $2 \times \ell_g$ )	0,0024

A densidade de fluxo no entreferro foi calculada a partir da curva de operação do ímã. Assim, o valor da permeabilidade relativa (Slemon, 1992) em cima da curva de operação se torna:

$$\mu_r = \frac{1,21}{915,17K} \cdot \frac{1}{\mu_0} = 1,052 \quad (26)$$

Para uma indução de 0,325 T no entreferro principal, a área do ímã permanente pode ser estimada por:

$$0,325 = \frac{1,21}{\left(\frac{2400}{S_{PM}}\right) + (1,052 \cdot \frac{2,4}{7,2})} = S_{PM} = 723,53 \quad (27)$$

Na equação (27)  $S_{PM}$  é a área do ímã permanente em  $mm^2$ , portanto, a largura do ímã permanente, em  $mm$ , passa a ser de:

$$LARG_{PM} = \frac{S_{PM}}{P_{PM}} = \frac{723,53}{15} = 48,23 \quad (28)$$

Desta maneira, a indução do ímã, no ponto de operação vale:

$$B_{OP} = 0,325 \cdot \frac{2440,06}{723,53} = 1,096 \quad (29)$$

Considerando a operação do ímã no ponto de máxima energia, a intensidade de campo magnético coercitivo de operação vale 309,95  $kA/m$ . Neste estudo, as dimensões do pólo do rotor foram privilegiadas, de maneira a evitar saturação magnética. No cálculo da largura do ímã, o valor obtido foi de aproximadamente 48,23 mm, no entanto o tamanho do pólo rotor é limitado em 40 mm.

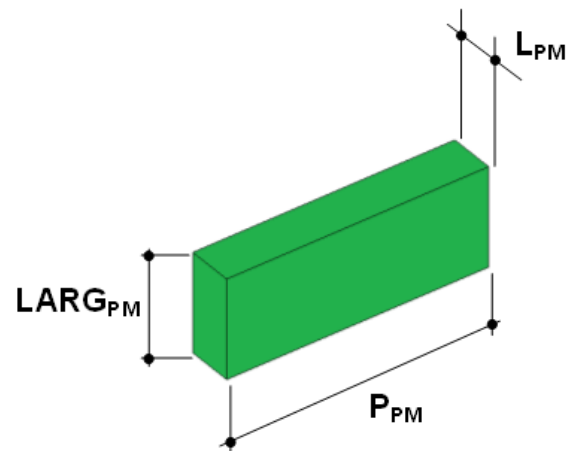


Figura 14. Parâmetros Principais dos ímãs.

Recalculando a indução no entreferro com base na nova largura, tem-se:

$$B_g = \frac{1,21}{\left(\frac{2400}{600}\right) + (1,052 \cdot \frac{2,4}{7,2})} = 0,274 \quad (30)$$

Desta maneira, conclui-se que a indução alcançada é inferior ao valor necessário de 0,325 T e consequentemente, a velocidade obtida na região de enfraquecimento de campo será maior. Da mesma maneira para o cálculo da excitação elétrica, as grandezas do circuito equivalente para o sistema de excitação de ímãs permanentes foram calculadas através das equações (1) à (30) com base no circuito



Tabela 5. Grandezas calculadas com base no circuito da figura 7.

Trecho	B	H	$\ell$ cm	Fexc-elet	Fluxo
Polo B1	1,7	40	1,15	46,134	0,00092680
Polo B2	1,33	2,650	4,0	10,6	0,00092680
Dente-est	0,69	3,6	1,1	3,96	0,00033420
Coroa-est	0,43	2,6	1,6	1,42	0,00016710
Entreferro $\ell_{aux}$	0,079	628,662	0,006	120,7	0,00204200
Entreferro $\ell_{g2}$	0,274	2180,42	0,006	496,5	0,00033420
Entreferro $\ell_{g3}$	0,274	2180,42	0,006	496,5	0,0003965
Entreferro $\ell_{aux}$	0,25	2015,68	0,006	240	0,0065500
Coroa-inrot	0,082	1,27	0,27	0,343	0,00204200
Coroa-exrot	0,074	1,22	0,27	0,329	0,00204200
Tampa	0,119	1,45	8,0	11,6	0,00204200

magnético equivalente da Fig. 7, e foram apresentadas na Tabela 5.

Após o cálculo, inicialmente com a excitação elétrica e posteriormente com a excitação de ímãs permanentes, usando-se as mesmas equações, as induções foram calculadas com os dois sistemas de excitação. A tabela 6 apresenta os valores analíticos obtidos.

Tabela 6. Resultados Exc. Mista - Analítico

Trecho	B [T] analítico
Pólo B1	1,9300
Pólo B2	1,5000
Dente-est	1,5000
Coroa-est	1,0200
Entref $\ell_{g2}$	0,6500
Entref $\ell_{g3}$	0,6500
Coroa-inrot	0,2000
Coroa-exrot	0,1400
Tampa	0,9200

## 6. ANÁLISE DE RESULTADOS

Propõe-se neste trabalho, um projeto de uma máquina de fluxo axial de excitação mista especificamente para a operação na região de enfraquecimento, com base nas velocidades nominal e máxima de enfraquecimento pré-definidas. Com o circuito magnético equivalente, os fluxos e referidas densidades no entreferro da máquina são determinadas. Para esta máquina em particular foi estabelecida uma relação de 1:2, ou seja, 600/1200 rpm. Estes valores serão comprometidos se o dimensionamento da máquina apresentar em alguma parte do motor, induções acima do ponto de saturação, impossibilitando alcançar os valores desejados. Foi verificado que a diferença entre a indução analítica e a simulada obtida no pólo  $B_1$  (região crítica), é de 6,73%. No pólo  $B_2$ , a diferença foi de 3,5%. Na condição de excitação híbrida, a indução no entreferro analítica é de 0,65 T, enquanto que o valor simulado é de 0,70 T, o que implica numa diferença de de 7,14%. Os resultados das simulações e os valores analíticos indicaram que não ocorreu saturação no material ferromagnético do rotor e do estator com os dois sistemas de excitação funcionando simultaneamente garantindo um correto funcionamento. A Fig. 15 apresenta os resultados da simulação da máquina axial em regime magnetostático com os dois sistemas de excitação operando. Na simulação, as induções máximas foram obtidas utilizando-se  $F_{EXC-ELET}$  igual a 1850 A. esp. A tabela 7 apresenta os resultados analítico-numérico e os respectivos desvios nos valores das induções.

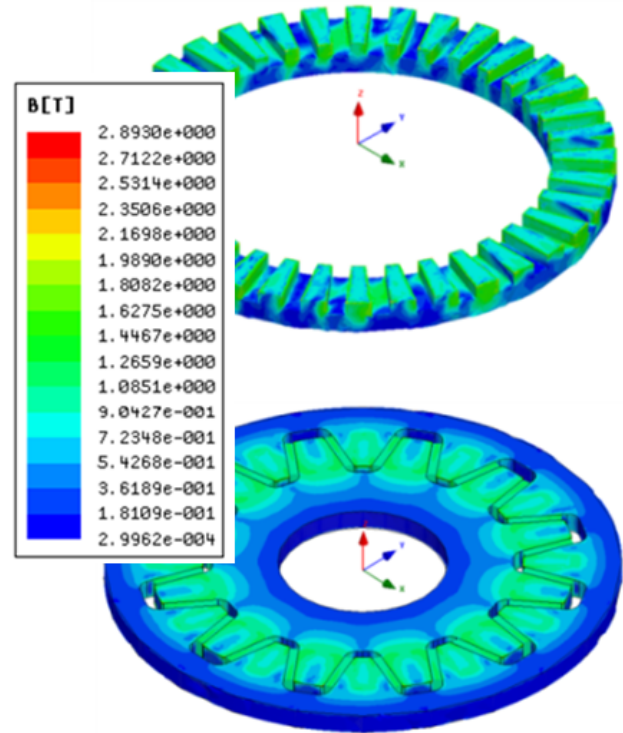


Figura 15. Densidade de Fluxo na Amadura e no Rotor

Tabela 7. Comparação dos Densidades Obtidas pelos Métodos Analítico-Numérico

Trecho	B (analít.)	B(sim.)	Desvios
Entreferro $\ell_{g2,3}$	0,65	0,7	
Pólo B1	1,93	1,80-1,62	0,21215
Pólo B2	1,50	1,44-1,26	0,1437
Dente estator	1,50	1,26-1,08	0,3245
Coroa estator	1,02	1,08-0,90	0,02535
$Coroa_{inrot}$	0,2000	0,36 e 0,18	-0,0714
$Coroa_{exrot}$	0,1400	0,36 e 0,18	-0,1314
Tampa	0,9200	1,08 e 0,90	-0,07465

## CONCLUSÃO

Neste trabalho foi apresentada uma metodologia para desenvolvimento de uma máquina de fluxo axial brushless com dupla excitação através da elaboração de um circuito magnético equivalente e simulação computacional pelo método dos elementos finitos com foco na utilização em tração elétrica tendo como principal contribuição, o desenvolvimento de uma solução eletromagnética especificamente para a operação com enfraquecimento do campo no entreferro através da divisão de fluxo produzido pelos ímãs e pela excitação elétrica. A maior desafio se concentra no dimensionamento das partes da máquina, uma vez que o nível de indução resultante no entreferro deve ser a somatória das induções de cada sistema de excitação separado, além do fato de se evitar pontos de saturação no estator e rotor. Dependendo do nível de indução alcançado nestes pontos, o funcionamento da máquina pode ser comprometido, inclusive na região de enfraquecimento de campo. O valor inicial tipicamente adotado de indução no entreferro de 0,65 T (Gieras, 2010), garantiram não somente a magnetização do estator e rotor como também evitaram a saturação do pólo  $B_1$  (1,93 T ou seja abaixo do

2,1 T). Os resultados obtidos analiticamente, apresentam diferenças inferiores à 10% comparando-se aos resultados obtidos via software de resolução numérica. Estas diferenças são aceitáveis tendo em vista que ambos os métodos apresentaram, em todas partes da máquina, induções abaixo da saturação magnética no núcleo ferromagnético ( $B_{SAT}$  por volta de 2,1 T). Os prováveis motivos para os erros encontrados podem ser diversos fatores, entre os principais, a discretização da curva do material utilizado, a malha de elementos finitos no processo de discretização da geometria. Os desvios obtidos quantificam as diferenças entre o valor analítico das médias máxima e mínima simuladas.

## REFERÊNCIAS

- Cavagnino, A., Lazzari, M., Profumo, F., and Tenconi, A. (2002). A comparison between the axial flux and the radial flux structures for pm synchronous motors. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 38(6), 1517–1524. doi:10.1109/TIA.2002.805572.
- De Azevedo, A.C., Rezende, I., Delaiba, A.C., De Oliveira, J.C., Carvalho, B.C., and Herivelto De, S.B. (2006). Investigation of transformer electromagnetic forces caused by external faults using fem. In *2006 IEEE/PES Transmission Distribution Conference and Exposition: Latin America*, 1–6. doi:10.1109/TDCLA.2006.311522.
- Ferraro, L.D., Capponi, F.G., Terrigi, R., Caricchi, F., and Honorati, O. (2006). Ironless axial flux pm machine with active mechanical flux weakening for automotive applications. In *Conference Record of the 2006 IEEE Industry Applications Conference Forty-First IAS Annual Meeting*, volume 1, 1–7. doi:10.1109/IAS.2006.256512.
- Gieras, J.F. (2010). *Permanent Magnet Technology-Design and Applications*. CRC Press.
- Guo, L. and Parsa, L. (2009). Effects of magnet shape on torque characteristics of interior permanent magnet machines. In *2009 IEEE Electric Ship Technologies Symposium*, 93–97. doi:10.1109/ESTS.2009.4906499.
- Jafarishadeh, S., Ardebili, M., and Marashi, A.N. (2016). Investigation of pole and slot numbers in axial-flux pm bldc motors with single-layer windings for electric vehicles. *2016 24th Iranian Conference on Electrical Engineering (ICEE)*, 1444–1448.
- Kefsi, L., Touzani, Y., and Gabsi, M. (2010). Hybrid excitation synchronous motor control with a new flux weakening strategy. In *2010 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference*, 1–5. doi:10.1109/VPPC.2010.5729181.
- Kim, K.C., Lim, S.B., Koo, D.H., and Lee, J. (2006). The shape design of permanent magnet for permanent magnet synchronous motor considering partial demagnetization. *IEEE Transactions on Magnetics*, 42(10), 3485–3487. doi:10.1109/TMAG.2006.879077.
- Lindh, P.M., Montonen, J., Jussila, H., Pvrhonn, J., Jara, W., and Tapia, J.A. (2015). Axial flux machine structure reducing rotor eddy current losses. In *2015 IEEE International Electric Machines Drives Conference (IEMDC)*, 143–146. doi:10.1109/IEMDC.2015.7409051.
- Liwschitz, I.M. (1963). *Le Macchine Elettriche*. Editore Ulrico Hoepli Milano.
- Pelizari, A. (2011). *Estudo da Topologia de Motores de Fluxo Axial de Excitação Híbrida com Foco na Utilização em Tração Elétrica*. Ph.D. thesis, Universidade de São Paulo.
- Pyo, H.J., Jeong, J.W., Yu, J., Lee, S.G., and Kim, W.H. (2020). Design of 3d-printed hybrid axial-flux motor using 3d-printed smc core. *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, 30(4), 1–4. doi:10.1109/TASC.2020.2973364.
- Rodrigues Bruzinga, G., Filho, A.J.S., and Pelizari, A. (2022). Analysis and design of 3 kw axial flux permanent magnet synchronous motor for electric car. *IEEE Latin America Transactions*, 20(5), 855–863. doi:10.1109/TLA.2022.9693571.
- Sanches, E.S. and Santisteban, J.A. (2015). Mutual inductances effect on the torque of an axial magnetic flux switched reluctance motor. *IEEE Latin America Transactions*, 13(7), 2239–2244. doi:10.1109/TLA.2015.7273783.
- Slemon, G.R. (1992). *Electric Machines and Drives*. Addison-Wesley.
- Sulaiman, E., Kosaka, T., and Matsui, N. (2011). Design optimization of 12slot-10pole hybrid excitation flux switching synchronous machine with 0.4kg permanent magnet for hybrid electric vehicles. In *8th International Conference on Power Electronics - ECCE Asia*, 1913–1920. doi:10.1109/ICPE.2011.5944423.
- Tapia Montero, M.A., Hoffer Garces, A.E., Tapia Ladino, J.A., and Wallace Collao, R.R. (2017). Simulation and analysis of an axial flux induction machine. *IEEE Latin America Transactions*, 15(7), 1263–1269. doi:10.1109/TLA.2017.7959345.
- Vido, L., Amara, Y., Gabsi, M., Lecrivain, M., and Chabot, F. (2005). Compared performances of homopolar and bipolar hybrid excitation synchronous machines. In *Fortieth IAS Annual Meeting. Conference Record of the 2005 Industry Applications Conference, 2005.*, volume 3, 1555–1560 Vol. 3. doi:10.1109/IAS.2005.1518652.
- Wang, X., Wan, Z., Zhao, M., and Xu, W. (2020). Performance of an axial flux hybrid excitation motor with smc for hevs. In *2020 IEEE International Conference on Applied Superconductivity and Electromagnetic Devices (ASEMD)*, 1–2. doi:10.1109/ASEMD49065.2020.9276186.
- Wang, X., Zhao, X., Gao, P., and Li, T. (2021). A new parallel magnetic circuit axial flux permanent magnet in-wheel motor. In *2021 24th International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS)*, 1107–1111. doi:10.23919/ICEMS52562.2021.9634324.
- Zhang, B., Epskamp, T., Doppelbauer, M., and Gregor, M. (2014). A comparison of the transverse, axial and radial flux pm synchronous motors for electric vehicle. In *2014 IEEE International Electric Vehicle Conference (IEVC)*, 1–6. doi:10.1109/IEVC.2014.7056197.