

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
ESCOLA DE ENGENHARIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA

FERNANDO FERREIRA

**Estudo de uma máquina de Lundell com ímãs
permanentes no rotor para aplicações de tração
elétrica**

Porto Alegre

2017

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
ESCOLA DE ENGENHARIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA

FERNANDO FERREIRA

**Estudo de uma máquina de Lundell com ímãs
permanentes no rotor para aplicações de tração elétrica**

Projeto de Diplomação apresentado ao Departamento de Engenharia Elétrica da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como requisito parcial para Graduação em Engenharia Elétrica

Orientador: Prof. MSc. Igor Pasa Wiltuschnig

Porto Alegre

2017

Ferreira, Fernando

Estudo de uma máquina de Lundell com ímãs permanentes no rotor para aplicações de tração elétrica/ Ferreira, Fernando. – Porto Alegre, 2017-66 p.

Orientador: Prof. MSc. Igor Pasa Wiltuschnig

Trabalho de Conclusão de Curso – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Escola de Engenharia, Curso de Engenharia Elétrica, Porto Alegre, BR-RS, 2017. 2017.

1. Máquina de Lundell. 2. Máquina síncrona. 3. Imã Permanente. 4. Veículos Elétricos. 5. Tração Elétrica. I. Wiltuschnig, Igor Pasa, orientador. II. Universidade Federal do Rio Grande do Sul. III. Escola de Engenharia. IV. Departamento de Engenharia Elétrica. V. Título.

FERNANDO FERREIRA

Estudo de uma máquina de Lundell com ímãs permanentes no rotor para aplicações de tração elétrica

Projeto de Diplomação apresentado ao Departamento de Engenharia Elétrica da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como requisito parcial para Graduação em Engenharia Elétrica

Aprovado em: ___/___/___

Prof. MSc. Igor Pasa Wiltuschnig
Orientador - UFRGS

Prof. Dr. Ály Ferreira Flores Filho
Chefe do Departamento de Engenharia Elétrica
(DELET) - UFRGS

BANCA EXAMINADORA:

Prof. Dr. Luiz Tiarajú dos Reis Loureiro
Professor do Departamento de Engenharia
Elétrica - UFRGS

Prof. MSc Igor Pasa Wiltuschnig
Professor do Departamento de Engenharia
Elétrica - UFRGS

Eng. Ana Paula Zanatta
Mestranda do Programa de Pós-Graduação do
Departamento de Engenharia Elétrica - UFRGS

Agradecimentos

Gostaria de agradecer primeiramente a minha família pelo apoio e a confiança depositada ao longo desses muitos anos.

Agradeço também a todos os professores e funcionários do Departamento de Engenharia Elétrica, em especial ao professor Ály Ferreira Flores Filho pela sua gentileza de autorizar o desenvolvimento deste trabalho no LMEAE (Laboratório de Máquinas Elétricas, Acionamentos e Energia) da UFRGS.

Ao professor Igor Pasa Wiltuschnig pela orientação, por sua disposição durante a execução do trabalho, pelos ensinamentos e as experiências profissionais compartilhadas, que irão sem dúvida enriquecer muito as próximas etapas do meu desenvolvimento profissional.

Ao amigo Yi Chen Wu pelo amparo permanente ao longo deste trabalho, pelas conversas e pelo incentivo dado. E aos colegas Fábio Firmo e Ranieri Heineck pelo auxílio na montagem e execução dos experimentos.

Por fim, agradeço aos caros colegas que me acompanharam nessa caminhada de conhecimento, pela companhia nas horas de estudo e a parceria em trabalhos e projetos. Em especial ao Carlos Augusto Berlitz e Felipe Kalinski Ferreira que além de tudo se tornaram grandes amigos.

Resumo

Este trabalho apresenta um estudo detalhado sobre as características da máquina de Lundell, descrevendo seu funcionamento e enumerando algumas alterações na estrutura desse equipamento que aumentam sua eficiência energética. O impacto na performance deste equipamento, causado pela substituição do enrolamento de campo por um ímã permanente, é abordado de forma teórica e prática.

Focando na aplicabilidade desta máquina para veículos elétricos, é feita a avaliação de compatibilidade entre os parâmetros do equipamento com os requisitos estabelecidos teoricamente para a operação segura de um determinado veículo.

Com o objetivo de examinar a viabilidade do emprego deste aparelho como motor, são realizados ensaios onde a máquina de Lundell é acionada através de controlador para motor sem escovas, que é alimentado por tensão de corrente contínua e é capaz de acionar uma máquina de corrente alternada. Para caracterizar este arranjo utilizou-se um modelo de motor de corrente contínua, que funcionou adequadamente para representar o conjunto da máquina elétrica e módulo de controle.

Através de simulação foi possível avaliar que o campo magnético gerado pelo ímã permanente não é suficiente para estabelecer a operação da máquina com rotação nominal. Desta forma, obteve-se um rendimento de 60 % para o equipamento, avaliado por ensaios onde operou-se o protótipo com conjugado abaixo de 1,2 Nm e rotação de até 1800 RPM.

Palavras-chave: Máquina Síncrona. Máquina de Lundell. Ímã Permanente. Veículos Elétricos. Tração Elétrica.

Abstract

This paper shows a detailed study about the features of Lundell machine, Describing its operation and enumerating some changes in the structure of this equipment that increase its energy efficiency. The effect in the equipment performance, due to the field coil replacement by a permanent magnet, is approached in both theoretical and practical way.

Focusing on applicability of this machine in electric vehicles, it should be evaluated the compatibility between the equipment parameters and the theoretical requirements established for the safe operation of a particular vehicle.

In order to examine the feasibility of using this apparatus as a motor, tests are carried out where the Lundell machine is driven by a brushless motor controller, which is fed by direct current voltage and it is capable of operating an alternating current machine. To characterize this arrangement was used a DC motor model, which functioned adequately to represent the electric machine and control module assembly.

Through simulation it was possible to evaluate that the magnetic field generated by the permanent magnet is not enough to establish the operation of the machine with nominal rotation. In this way, a 60% efficiency was obtained for the equipment, evaluated by tests where the prototype was operated with a torque below 1.2 Nm and rotation up to 1800 RPM.

Keywords: Claw-pole Synchronous Machine. Lundell's Machine. Permanent Magnets. Electric Vehicles. Electric Traction.

Lista de ilustrações

Figura 1 – Partes Construtivas da Máquina de Lundell.	14
Figura 2 – Diagrama dos aspectos construtivos da garra do rotor.	15
Figura 3 – Diagrama do caminho magnético equivalente para a máquina de Lundell. . .	17
Figura 4 – Representação da interação do fluxo magnético com a ranhura do estator. . .	18
Figura 5 – Representação da resposta de força contra-eletromotriz típica nos terminais da máquina de Lundell.	21
Figura 6 – Diagrama do fluxo de potência do gerador síncrono.	22
Figura 7 – Perdas ôhmicas típicas da máquina de Lundell.	24
Figura 8 – Perdas magnéticas típicas da máquina de Lundell.	25
Figura 9 – Rendimento típico da máquina de Lundell.	26
Figura 10 – Característica de desempenho típico de motores elétricos para tração.	29
Figura 11 – Ciclo de condução ECE 15 utilizado para a simulação.	31
Figura 12 – Densidade de fluxo residual e campo coercitivo dos ímãs permanentes empregados na construção do protótipo obtidos experimentalmente e curva de ajuste linear determinada com base nos dados experimentais.	37
Figura 13 – Montagem do Imã Permanente no Rotor.	38
Figura 14 – Estrutura utilizada para execução dos experimentos.	40
Figura 15 – Tensão de saída de fase do protótipo.	41
Figura 16 – Tensão de saída de linha do protótipo.	42
Figura 17 – Diagrama de ligações para o ensaio do protótipo como gerador.	44
Figura 18 – Rendimento do protótipo como gerador.	45
Figura 19 – Diagrama da topologia estrela para um conversor CC-CA e representação das formas de onda para acionamento trapezoidal.	47
Figura 20 – Controlador <i>Brushless</i> GT20150815 - 12G10 800W 30A.	48
Figura 21 – Acionamento <i>Brushless</i> sem sensoramento com controle de ciclo de trabalho por PWM.	49
Figura 22 – Coeficiente de tensão induzida.	50
Figura 23 – Coeficiente de conjugado.	51
Figura 24 – Diagrama de blocos da simulação do modelo dinâmico da máquina de Lundell.	53
Figura 25 – Variação da rotação no eixo frente a aplicação de cargas para a simulação do modelo dinâmico da máquina de Lundell.	54
Figura 26 – Variação da corrente de armadura frente a aplicação de cargas para a simulação do modelo dinâmico da máquina de Lundell.	54
Figura 27 – Rendimento avaliado por simulação do modelo dinâmico da máquina de Lundell.	55
Figura 28 – Diagrama de ligações para o ensaio do protótipo como motor.	56

Figura 29 – Conjugado mecânico em relação a rotação.	57
Figura 30 – Potência do protótipo como motor.	58
Figura 31 – Rendimento do protótipo como motor.	59

Lista de abreviaturas e siglas

A	<i>Amperè</i>
AWG	<i>American Wire Gauge</i>
CA	<i>Corrente Alternada</i>
CC	<i>Corrente Contínua</i>
FMM	<i>Força Magnetomotriz</i>
Hz	<i>Hertz</i>
kg	<i>Quilograma</i>
km/h	<i>Quilograma</i>
kW	<i>Quilowatt</i>
MW	<i>Megawatt</i>
PWM	<i>Pulse Width Modulation</i>
RPM	<i>Rotações Por Minuto</i>
SMC	<i>Soft Magnetic Composite</i>
T	<i>Tesla</i>
V	<i>Volt</i>
W	<i>Watt</i>
B_r	<i>Densidade de fluxo magnético residual</i>
H_c	<i>Campo Magnético coercitivo</i>
K_b	<i>Constante de Tensão Induzida</i>
k_e	<i>Fator de Empilhamento</i>
K_t	<i>Constante de Conjugado</i>

Sumário

1	INTRODUÇÃO	11
2	MÁQUINA DE LUNDELL	13
2.1	Partes Construtivas	13
2.2	Circuito Magnético Equivalente	16
2.3	Rendimento e Perdas	21
2.3.1	Perdas Ôhmicas	23
2.3.2	Perdas Magnéticas	24
2.3.3	Rendimento	26
3	USO DE MOTORES ELÉTRICOS EM VEÍCULOS	28
4	MELHORIAS PARA A MÁQUINA DE LUNDELL	32
5	MÁQUINA DE LUNDELL COM ÍMÃS PERMANENTES NO ROTOR	34
5.1	Características dos protótipo	34
5.2	Ímãs Permanentes	36
5.3	Parâmetros do Protótipo	39
6	RESULTADOS EXPERIMENTAIS	40
6.1	Curva de tensão induzida	41
6.2	Densidade de Campo Magnético no Entreferro	43
6.3	Ensaio do protótipo funcionando como gerador	43
6.4	Modelagem da Máquina de Lundell como Motor Sem Escovas de Corrente Contínua	46
6.4.1	Coeficiente de Tensão Induzida	50
6.4.2	Coeficiente de Conjugado	51
6.5	Ensaio do protótipo funcionando como motor	56
7	CONCLUSÕES	60
8	PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS	62
	REFERÊNCIAS	63
	APÊNDICE A – ESBOÇO DO ROTOR DO PROTÓTIPO	66

1 Introdução

A máquina de Lundell é utilizada há mais de 50 anos para a geração de energia em veículos automotores e, ainda hoje, é a opção adotada por fabricantes devido às características próprias deste equipamento, tais como: simplicidade, robustez, dimensões reduzidas e baixo custo. Apesar desta máquina possuir uma eficiência na faixa de 50%, este demérito é muitas vezes negligenciado frente ao baixo custo de fabricação que este equipamento apresenta. Mesmo as opções alternativas mais relevantes para esta máquina em termos de rendimento, como o gerador de polo saliente, necessitam de um enorme investimento fabril para viabilizar sua aplicação em escala comercial. Logo se pode afirmar que o emprego desta máquina no setor automobilístico se baseia majoritariamente na sua viabilidade econômica (IVANKOVIC et al., 2012).

Nos últimos anos houve um crescente no número de equipamentos e subsistemas elétricos embarcados nos veículos, GPS, computador de bordo, câmera de ré, entre outros. Da mesma forma muitos sistemas que tradicionalmente eram puramente mecânicos acabaram migrando para versões eletroeletrônicas, como é o caso do sistema de freios, sistema de câmbio, vidros elétricos, bomba de água, etc. Com o aumento do número de sub-sistemas drenando a energia das baterias nos automóveis, torna-se impraticável a produção embarcada de energia elétrica com tamanhas perdas sendo imperativa a necessidade de uma alta eficiência e densidade de potência (DAJAKU et al., 2016).

Diversas propostas de melhorias para o projeto da máquina Lundell estão sendo ferozmente investigadas tanto no âmbito acadêmico como industrial. Contudo, o espaço para alterações desse projeto é bastante limitado uma vez que esta arquitetura já acumula características altamente desejáveis como robustez, volume pequeno e baixo custo de produção. Há, no entanto, concepções bastante avançadas apesar desses entraves.

As últimas décadas também foram marcadas pelo aumento da conscientização ambiental, com destaque aos tratados internacionais como o protocolo de Kyoto de 1997 e mais recentemente o tratado de Paris de 2015. Estes tratados trouxeram o debate sobre a limitação dos recursos naturais e as preocupações com emissões de gases poluentes na atmosfera, instigando pesquisas e ações que visam reduzir o consumo de combustíveis fósseis. Um dos focos recorrentes desse debate é a poluição gerada por automóveis com motor à combustão, pois este é um problema sério e que se agrava com a expansão da frota de veículos em vários países. Atualmente, surgem propostas para reformar o setor de transportes priorizando veículos com propulsão elétrica, de forma a adotar uma matriz energética menos poluente do que os combustíveis fósseis. Embora a popularização de veículos elétricos ainda pareça distante, alguns indícios desta mudança de paradigma já podem ser vislumbradas, como por exemplo a utilização de tração elétrica em

outros segmentos como bicicletas, motocicletas, patinetes, empilhadeiras, entre outros. Este tipo de propulsão além de proporcionar a redução de emissões de gases, em muitos casos, possibilitam o acoplamento direto do motor com a roda, sem a necessidade de caixas de engrenagens. Este aspecto, diferentemente dos modelos tradicionais, viabiliza uma redução no peso e em perdas mecânica na transmissão de força e conseqüentemente promovem uma maior eficiência.

Adicionalmente, o emprego da máquina de Lundell como motor em um veículo comercial, o modelo Honda Civic Hybrid de 2002, reconhecido pela funcionalidade de interrupção completa do motor de combustão com o automóvel parado, traz a utilização deste modelo de máquina elétrica como gerador e como motor, alternadamente. De tal forma que este equipamento opera como um motor para a assistência de partida do motor de combustão interna, bem como para impelir o sistema de ar condicionado na ausência do motor à combustão. Fora desta situação a máquina opera como gerador de energia elétrica sendo movimentada pelo motor de combustão, quando este está atuante (BOLDEA, 2005). Este exemplo revela um panorama para a utilização deste aparelho para tração elétrica em aplicações com baixa solicitação e focadas no baixo custo, reforçando a necessidade de se implementar arranjos para melhorar o rendimento desta máquina e assim adequá-la para as expectativas do cenário atual.

Neste contexto, o presente estudo objetiva averiguar a compatibilidade dos parâmetros obtido para uma máquina de Lundell, modificada de forma que a excitação de campo seja provida inteiramente por ímãs permanentes, com os aspectos desejáveis em aplicações de tração elétrica.

Neste trabalho, será inicialmente revisado alguns conceitos sobre a máquina de Lundell, como a nomenclatura e características de suas partes construtivas. Posteriormente ocorrerá a abordagem do funcionamento deste equipamento, descrito simplificada para a situação de regime permanente pelo método analítico do circuito magnético equivalente, juntamente com uma breve discussão sobre a eficiência e as perdas que o conjunto apresenta. Na sequência, serão abordados os requisitos de um equipamento para atuação como motor de um veículo elétrico. E serão enumeradas algumas propostas de alterações da estrutura para o equipamento estudado presentes na literatura, detalhando suas implicações no desempenho do equipamento.

Será apresentado então, o protótipo estudado e serão descritas as particularidades de sua construção. Será realizado o cálculo analítico do seu comportamento eletromagnético e serão apresentados e discutidos os resultados encontrados para os ensaios realizados neste protótipo. Por fim, será avaliado a utilização deste aparelho para aplicações de tração elétrica com baixa solicitação, através da comparação das características levantadas do protótipo com os modelos que a bibliografia apresenta para estas aplicações.

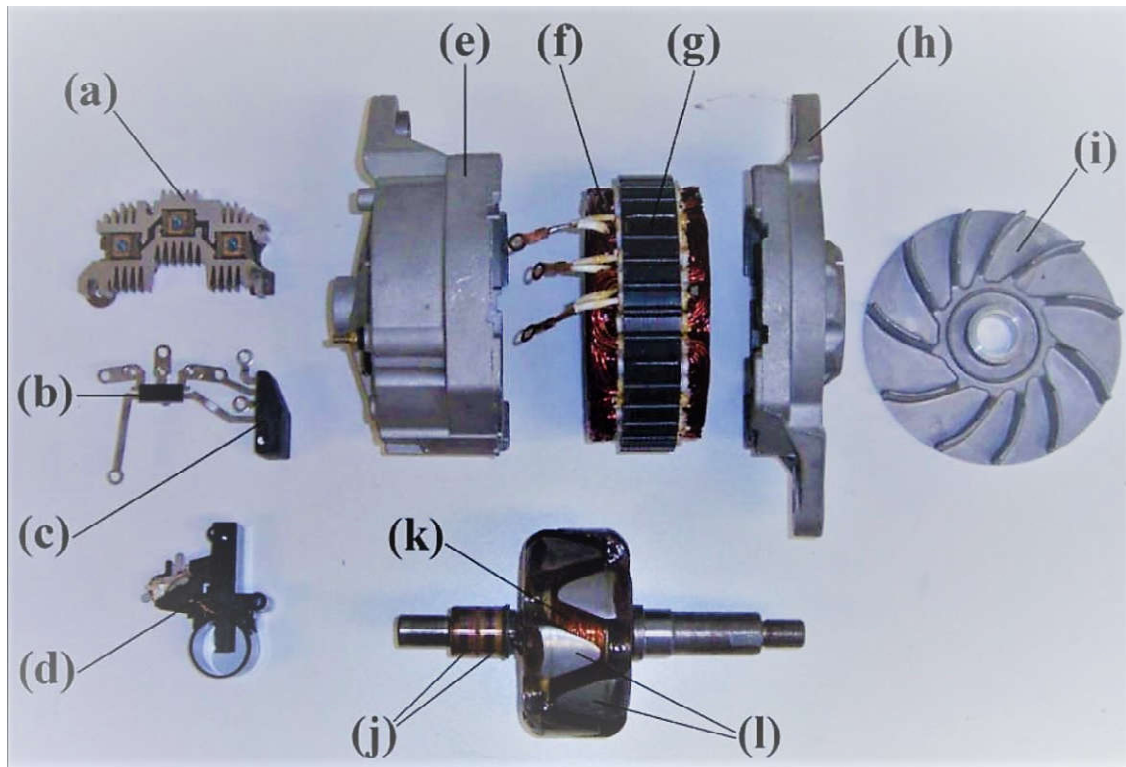
2 Máquina de Lundell

A máquina de Lundell é o dispositivo mais comumente utilizado em veículos automotores para geração de energia elétrica, devido a sua robustez, ampla faixa de velocidades em que opera e principalmente ao seu baixo custo de produção. Máquinas deste tipo têm sua saída retificada e regulada de modo a fornecer uma tensão de 14 Volts (V) em corrente contínua (CC), compatível com a tensão nominal de carga das baterias estabelecidas pelo padrão do mercado automotivo atualmente. Estes equipamentos alcançam uma potência 5 quilowatts (kW) e operam em até 8,000 rotações por minuto (RPM), contudo possuem uma eficiência bastante limitada, da ordem de 50% (TANG; KEIM; PERREAULT, 2005).

2.1 Partes Construtivas

Em aplicações comerciais, a configuração típica desta máquina possui enrolamento de estator trifásico, tem a dimensão radial predominante à axial por causa das características do rotor e reúne os sistemas de retificação e de regulação de tensão de saída integrados em sua montagem. Na Figura 1, é apresentado este equipamento desmontado retratando os aspectos de robustez e compacticidade da sua estrutura.

Figura 1 – Partes Construtivas da Máquina de Lundell.



(a) dissipador com diodos de retificação; (b) retificador de excitação; (c) regulador de tensão; (d) escovas; (e) mancal traseira; (f) enrolamento do estator; (g) núcleo do estator; (h) mancal frontal; (i) sistema de ventilação; (j) anéis deslizantes; (k) bobina de campo; (l) garras do rotor.

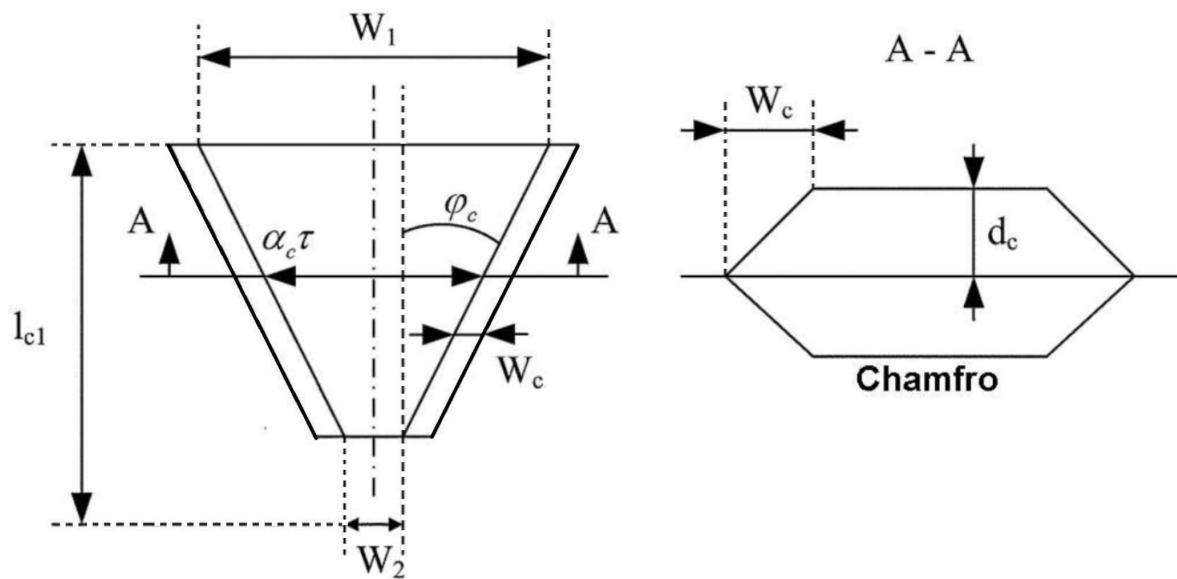
Fonte: Ivankovic et al. (2012)

Abordando em detalhes as características do estator, tem-se que, como indicado na Figura 1-g, este possui núcleo laminado de ferro com um número de ranhuras uniformemente distribuídas ao longo da sua circunferência. O enrolamento, Figura 1-f, é trifásico e distribuído, onde cada ranhura tem camada única. O esquema de ligação dos enrolamentos com a ponte retificadora pode variar de acordo com a aplicação ao qual se destinada a máquina.

Dando continuidade, o rotor é constituído por duas peças sólidas de ferro em forma de garras, indicadas pela Figura 1-l, sendo cada uma delas responsável pela metade dos polos do rotor. As garras são dispostas de modo que encapsulam uma única bobina circular axial. Esta bobina, sinalizada na Figura 1-k, é responsável pela excitação de campo da máquina elétrica. Sua alimentação se dá por CC através do conjunto de escovas e anéis deslizantes representados pela Figura 1-d e 1-j, respectivamente.

Na Figura 2 são apontadas as particularidades construtivas da peça em forma de garra do rotor.

Figura 2 – Diagrama dos aspectos construtivos da garra do rotor.



Fonte: Adaptado de Liu et al. (2016)

O formato trapezoidal do polo do rotor, apresentado na Figura 2, gera um efeito equivalente a uma ranhura com inclinação dupla e, deste modo, promove a redução de densidade de fluxo disperso e de harmônicas radiais. Outro aspecto da fabricação dos polos são as extremidades chanfradas, estas reduzem o ruído sonoro e também dificultam a dispersão de campo para os polos vizinhos. Na montagem da máquina elétrica procura-se posicionar o ponto de meia espessura da garra, relativo a $\alpha_c \tau$, na metade do núcleo do estator. Desta forma, esta dimensão é o principal parâmetro no projeto do polo magnético do rotor. Outras variáveis para a definição da geometria da garra são W_1 , W_2 , ϕ_c e W_c .

O sistema de retificação da saída, identificado na Figura 1-a, é composto por 6 diodos em uma configuração de ponte completa. Este módulo transforma a saída dos enrolamentos do estator que são em corrente alternada (CA) para CC requerida para suprir a bateria. Os diodos são acoplados em um dissipador de calor, devido ao intenso regime de trabalho ao qual este conjunto é submetido.

Na Figura 1-c é apontado o sistema regulador de tensão. A regulação de tensão de saída da máquina de Lundell é feita pelo controle de excitação de campo. Usualmente a tensão de saída é definida de forma a suprir as baterias do padrão veicular, por conseguinte, o processo de regulação envolve a tomada da saída do alternador e sua comparação com o valor de referência para este modelo de baterias. O erro gerado é então utilizado para o controle da corrente na bobina de campo, o qual se dá através de modulação por largura de pulso (PWM - *Pulse Width Modulation*), pelo ajuste do ciclo de trabalho na alimentação da bobina (WHALEY; SOONG; ERTUGRUL, 2004). Importante ressaltar que para evitar variações de campo decorrentes de oscilações na velocidade de rotação da máquina ou mudanças nas condições de carga, existe um

sistema de retificação da saída independente, destinado a alimentação da bobina de campo. Este pode ser observado na Figura 1b com a nomenclatura de retificador de excitação.

Ademais, os mancais frontal e traseiro são identificados como Figura 1-e e 1-h, responsáveis pela proteção mecânica do rotor e estator, por suportar os rolamentos e os mancais de fixação da máquina e em conjunto com a hélice de alumínio, indicado na Figura 1-i, proporcionar o arrefecimento do equipamento.

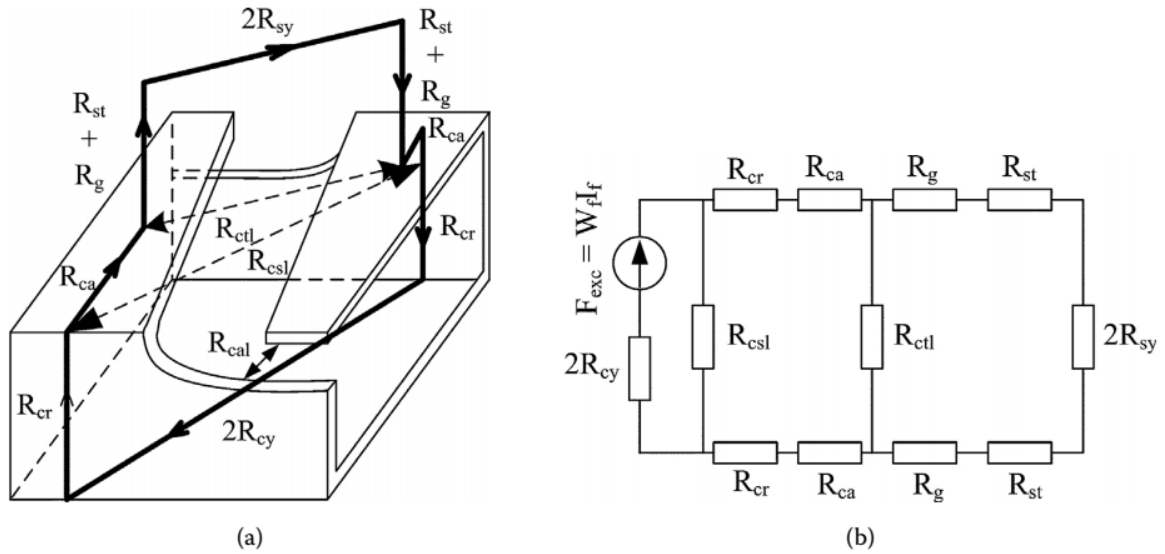
2.2 Circuito Magnético Equivalente

Para descrever apropriadamente o funcionamento magnético da máquina de Lundell para a grande variedade de velocidades e de situações de cargas ao qual esta máquina pode ser submetida é necessário um modelo não-linear iterativo. Alternativamente, é possível retratar de maneira fidedigna o desempenho do equipamento, em regime permanente e em transitório, através de uma análise tridimensional pelo método dos elementos finitos. Também é possível esboçar o circuito magnético equivalente para o sistema e avaliar seu comportamento a vazio.

A abordagem utilizando o circuito magnético equivalente se beneficia de um modelo simplificado da estrutura e do comportamento do campo magnético para reduzir significativamente o tempo de computação da análise. Esta técnica obtém um razoável ganho em eficiência eliminando um grande número de elementos cuja influência é muito pequena na performance global do equipamento. Contudo, algumas das considerações feitas para a análise restringem a validade desta representação para situações específicas de operação do equipamento. O negligenciamento do efeito das ranhuras do estator é um exemplo de simplificação cuja discrepância entre o modelo e a realidade é apenas aceitável para a situação da máquina operando em regime permanente e sem carga. Apesar disso é possível implementar um circuito magnético equivalente que contemple o cenário para saturação magnética e operação transitória como demonstrado por Ostovic et al. (1999).

Este estudo se resume a investigar a interação entre um par de polos adjacentes do rotor, considerando que os outros irão atuar de forma análoga devido aos aspectos de simetria e periodicidade apresentados pelo rotor. Desta forma, é possível definir o percurso utilizado pelo fluxo magnético do polo norte para o polo sul da bobina de campo e, por questão de simplificação da análise, é estabelecido que todo o fluxo segue concentrado em um único caminho, denotado caminho principal. Conforme a necessidade de uma análise mais condizente com a realidade, é feita a inclusão de trajetórias distintas do caminho principal, com o intuito de agregar o efeito de fluxos dispersos ao modelo.

Figura 3 – Diagrama do caminho magnético equivalente para a máquina de Lundell.



(a) representação espacial do caminho magnético principal; (b) circuito magnético equivalente.

Fonte: Boldea (2005)

Na Figura 3.(a) está representado de forma espacial o caminho preferencial do fluxo magnético para um par de polos do rotor, juntamente com os trajetos de ocorrência de fluxo disperso. A computação da relutância magnética equivalente do percurso é realizada de forma segmentada, para que cada parcela possa ser descrita de forma analítica. A descrição genérica para cada segmento é dada por (1). Para facilitar o processamento matemático são feitas concessões para que os parâmetros utilizados no cálculo da relutância dos segmentos selecionados se mantenham constantes dentro do intervalo, sendo assim, se admite um certo nível de erro na representação. Isto posto, tem-se que para um modelo mais rigoroso é preciso levar em consideração as peculiaridades da geometria deste equipamento, como é o caso das garras do rotor que devido ao formato trapezoidal, detalhado na Figura 2, terá uma seção transversal variando axialmente e, conseqüentemente, a permeabilidade magnética nesta região se comportará da mesma maneira.

Nas Figuras 3a e 3b estão indicados a relutância de cada segmento e sua correspondente no circuito magnético equivalente. Compondo o caminho principal aparecem os segmentos: do entreferro (R_g), dos dentes do estator (R_{st}), do núcleo do estator (R_{sy}), das garras representadas por suas parcelas axial e radial, respectivamente (R_{ca}) e (R_{cr}), e do núcleo do rotor (R_{cy}). Também são apontadas as relutâncias de segmentos percorridos por fluxos dispersos, relativos ao espaçamento entre polos do rotor com suas componentes transversal (R_{ctl}) e axial (R_{cal}) e o contorno da bobina de excitação (R_{cls}). Destaca-se que o segmento (R_{cal}) não está presente no

circuito magnético, Figura 3.(b), pois sua influência é desconsiderada.

$$\mathfrak{R} = \frac{1}{\mu} \cdot \frac{l}{A_t \cdot k_e} \quad (1)$$

Para a Equação 1, tem-se que l é o comprimento do segmento, A_t é a área transversal e μ é a permeabilidade magnética do material. Em blocos em que o núcleo magnético é composto de material homogêneo, é aplicado o valor unitário para o fator de empilhamento (k_e). Para o caso do núcleo composto por um conjunto de lâminas justapostas é preciso corrigir a área transversal, para obter a área que é efetivamente magnetizável. Sendo assim, K_e pode ser definido pela espessura das lâminas que compõe o núcleo e, usualmente, são aplicados os valores verificados na tabela 1.

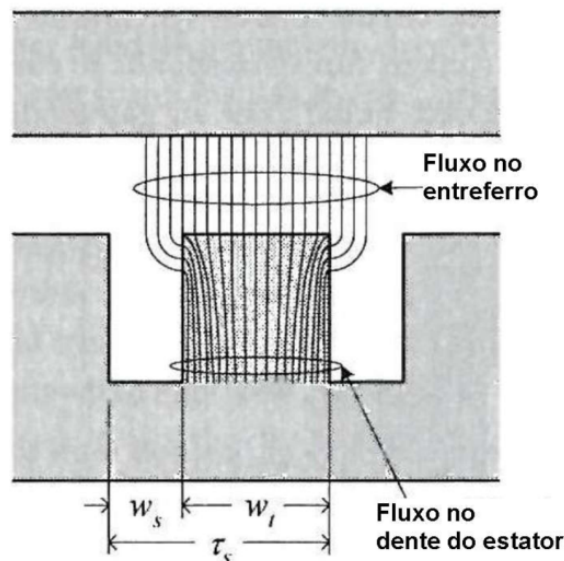
Tabela 1 – Fator de Empilhamento

Espessura da chapa (mm)	k_e
0,0127	0,50
0,0258	0,75
0,0508	0,85
0,10 a 0,25	0,90
0,27 a 0,36	0,95

Fonte: Nasar (1998)

Diferentemente dos demais segmentos, a relutância no entreferro abrange a interação das garras do rotor com o núcleo do estator através do entreferro. Como é possível ver na Figura 4 a interação do fluxo magnético com o estator não se limita às dimensões do dente, ocorrendo também um contato do fluxo com as laterais dos dentes do estator.

Figura 4 – Representação da interação do fluxo magnético com a ranhura do estator.



Fonte: Adaptado de Hanselman (2003)

O comportamento do fluxo para esta região torna o cálculo da relutância magnética através da Equação 1 bastante complexo, pois seria necessário levar em consideração as variações da geometria ao longo da área em que o fluxo atua. Para resolver este problema é inicialmente feito o cálculo da relutância considerando que o estator não tem ranhuras, desta maneira a área de atuação do fluxo é limitada pela dimensão da garra do rotor. Num segundo momento, é feita a correção da interação entre fluxo e estator utilizando o fator de Carter (k_C), este fator considera a dimensão dos dentes do estator sabendo que o fluxo irá se juntar para percorrer a região de menor relutância magnética (HANSELMAN, 2003).

Com isto, a relutância no entreferro é expressa por (2) e (3).

$$\mathfrak{R}_g \approx \frac{1}{\mu_0} \cdot \frac{g \cdot k_C}{\alpha_c \tau \cdot l_{stack}} \quad (2)$$

Onde μ_0 é a permeabilidade magnética do ar, g é o comprimento do entreferro, $\alpha_c \tau$ corresponde a largura média do polo do rotor e l_{stack} é o comprimento do núcleo magnético do estator.

$$k_C = \frac{1}{1 - \frac{W_s}{\tau_s} + \frac{4g}{\pi \cdot \tau_s} \ln \left(1 + \frac{\pi \cdot W_s}{4g} \right)} \quad (3)$$

O valor de k_C é obtido através da dimensão do entreferro (g), da largura dos dentes do estator (W_s) e do passo de ranhura (τ_s), conforme ilustrado pela Figura 4.

Normalmente, o efeito da relutância do entreferro no fluxo magnético é muito mais significativo que a ação das demais relutâncias. Por este motivo, a maioria das análises se dá somente sobre o entreferro, desconsiderando a influência das relutâncias presentes nos materiais magnéticos.

Com isto, é possível obter a força magnetomotriz (FMM) através da integral de linha do campo magnético (H) ao longo do entreferro, conforme mostra a Equação 4. Assumindo que este campo seja direcionado apenas radialmente e apresente magnitude constante no entreferro, esta integral pode ser reduzida para o produto da magnitude de campo pelo comprimento do entreferro.

$$F = \oint_c H dl = H_0 \cdot g \quad (4)$$

Conforme proposto por Boldea (2005), se pode associar a corrente trifásica do estator com uma componente fundamental da FMM no polo do rotor, utilizando a Equação 5.

$$F_{fund} = \frac{3 \cdot W_1 I_f' \cdot \sqrt{2}}{\pi \cdot p_1} \quad (5)$$

O termo F_{fund} é a componente fundamental da FMM no polo do rotor, cuja largura deste é dada por W_1 , esta componente é gerada pela corrente trifásica I'_f que interage com um número de polos, dado por p_1 .

Outra equação fundamental para descrever o funcionamento do equipamento relaciona a tensão gerada com a velocidade de rotação através das Equações 6 e 7.

$$E_a(I_f) = \pi\sqrt{2} \cdot n \cdot p_1 \cdot W_1 \cdot \Phi_{p1}(I_f) \quad (6)$$

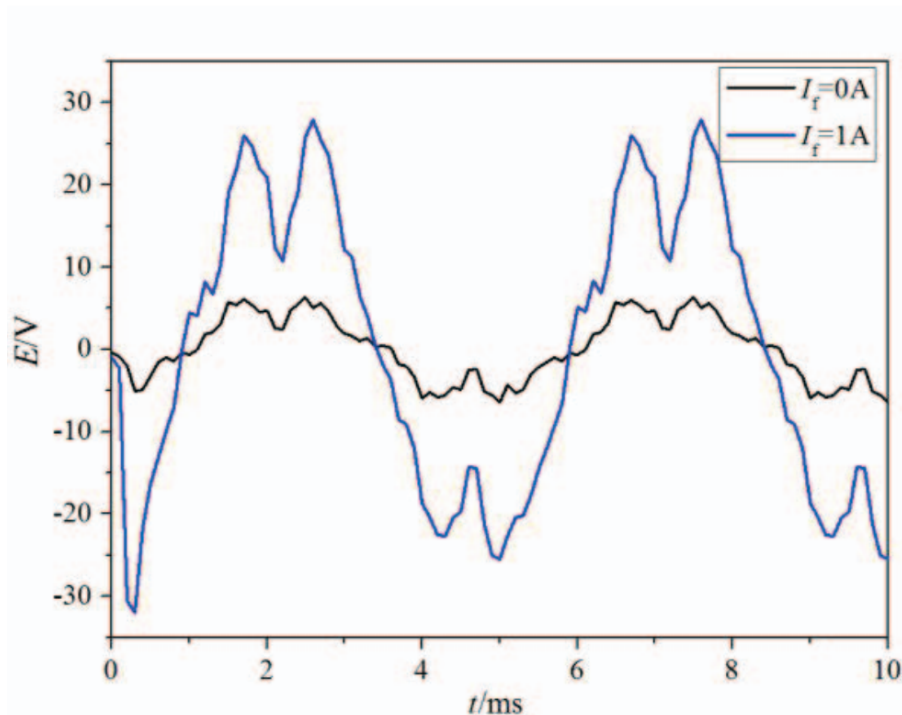
Onde $E_a(I_f)$ é o valor eficaz da tensão induzida e n define a velocidade de operação da máquina.

$$\Phi_{p1} = B_{g1} \cdot \frac{2}{\pi} \cdot \tau \cdot l_{nucleo} \quad (7)$$

Neste caso, B_{g1} é o valor de pico da densidade de fluxo, Φ_{p1} é o fluxo médio por polo, τ é o passo polar, l_{nucleo} o comprimento do núcleo do estator e $\frac{2}{\pi}$ corresponde ao valor médio de meio período de uma senoide de amplitude unitária.

Os resultados obtidos em (6) são equiparáveis com os valores reais presentes no terminais do equipamentos operando nas mesmas condições. Contudo, somente o valor eficaz da tensão da máquina traz poucas informações sobre as nuances do comportamento da máquina. Por exemplo, a Figura 5 apresenta uma forma de onda tipicamente gerada nos terminais deste tipo de aparelho. Nesse caso específico tem-se uma rotação de 2000 RPM e duas situações de campo magnético: uma em que é feita a operação com apenas a densidade de fluxo residual do rotor e a segunda onde há uma corrente percorrendo o enrolamento de campo e ocorre a geração efetiva de fluxo magnético.

Figura 5 – Representação da resposta de força contra-eletromotriz típica nos terminais da máquina de Lundell.



Fonte: Min, Xiuh e Changqing (2016)

Observa-se, primeiramente, que a forma de onda varia com a intensidade do fluxo magnético empregado, visto que para a situação de corrente nula a magnitude do sinal é menor e a forma de onda se assemelha a um sinal triangular. Ao passo que aplicando 1 A de corrente de campo, há um aumento na amplitude do sinal e é possível notar patamares de tensões máximas e mínimas. Em um segundo ponto, poderia-se esperar que o sinal de saída tivesse um formato senoidal por causa do comportamento rotacional da máquina, todavia a forma de onda é levemente deformada para um formato trapezoidal. Isto ocorre por consequência dos polos do rotor terem formato de garra. É possível otimizar a máquina para que a forma de onda gerada seja mais próxima de uma onda senoidal, porém isto acarreta em um custo adicional ao processo de fabricação.

Em resumo, é possível traçar a curva da força contra-eletromotriz produzida pela máquina através do circuito magnético equivalente, porém neste estudo será utilizado apenas o equacionamento simplificado, apresentado nesta seção, sabendo que esta técnica não retrata a realidade do equipamento em sua plenitude.

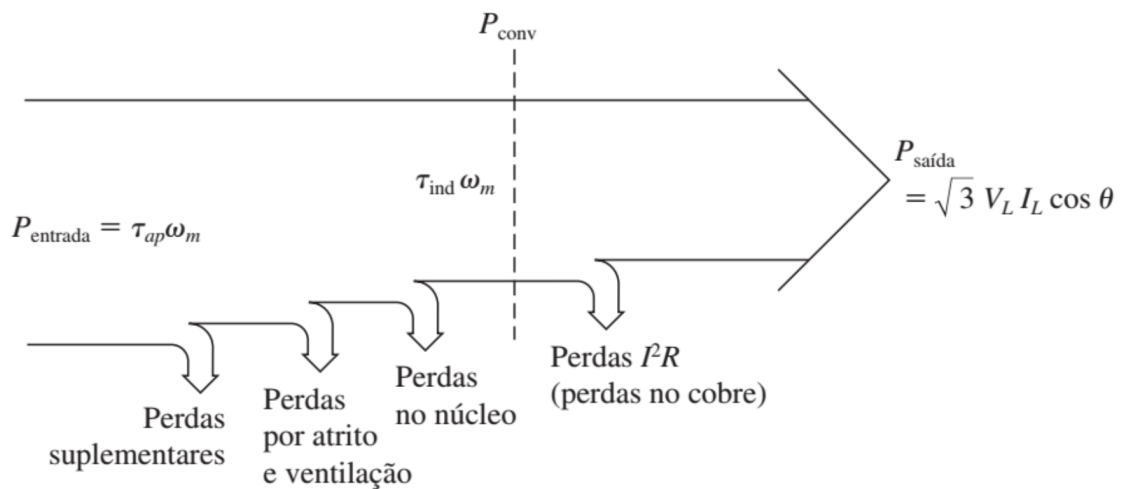
2.3 Rendimento e Perdas

Nesta seção serão discutidos os principais aspectos sobre as perdas e o rendimento da máquina de Lundell. Para ilustrar o que está sendo abordado e também servir como referência

futura, será apresentada a avaliação do desempenho de uma máquina de Lundell tradicional feita por Hagstedt (2013). O aparelho exposto nessa seção tem capacidade de 3 kW, ligação em triângulo, apresenta 28 V após a ponte retificadora e fornece uma corrente de 110 A em CC. Os dados levantados foram obtidos para a situação de carga não variante.

A Figura 6 apresenta a sequência de perdas que ocorrem na conversão de potência mecânica para potência elétrica. Das perdas ilustradas, somente as perdas no cobre e no núcleo serão estudadas.

Figura 6 – Diagrama do fluxo de potência do gerador síncrono.



Fonte: Chapman (2013)

Para a equação da potência mecânica (8), a velocidade angular, ω , é expressa utilizando o conceito de RPM, que será o parâmetro efetivamente medido nos experimentos.

$$P_m = C_m \cdot \omega_m = C_m \cdot \frac{2\pi \cdot \text{RPM}}{60} \quad (8)$$

Desta forma, tem-se que P_m é a potência mecânica, C_m é o conjugado mecânico no eixo da máquina e ω_m é a velocidade angular, que também pode ser expressa pela rotação do eixo em rotações por minuto (RPM).

Do mesmo modo, para facilitar a análise, a expressão de potência elétrica (9) irá considerar um ângulo de carga unitário.

$$P_e = \sqrt{3} \cdot V_l \cdot I_l \quad (9)$$

Onde P_e é a potência elétrica e V_l e I_l são a tensão de linha e corrente de linha da máquina, respectivamente (CHAPMAN, 2013).

2.3.1 Perdas Ôhmicas

Segundo Hagstedt (2013), as perdas ôhmicas são produzidas pela passagem de corrente elétrica por um material qualquer. A magnitude dessas perdas podem ser calculados em uma escala macro pela interação da tensão de linha V_l ou da corrente i com a resistência do enrolamento R_{en} . Ou então calcula-se essa perda em uma escala microscópica, sendo esta dependente da resistividade do condutor ρ , do seu comprimento l , da seção transversal A e da corrente elétrica que circula pelo mesmo i , conforme a Equação 10.

$$P_{fe} = \frac{V_l^2}{R_{en}} = R_{en} \cdot i^2 = \frac{l}{A} \rho \cdot i^2 \quad (10)$$

A resistividade dos materiais é relacionada com o estado térmico em que o material se encontra. Por isso, esta varia para diferentes temperaturas.

$$\rho(t) = \rho_{20} \cdot (1 + k_p (T - 20)) \quad (11)$$

Na Equação 11 é exposta a relação entre a resistividade e a temperatura, ρ_{20} é a resistividade do material com temperatura homogênea de 20 °C, k_p é o coeficiente de temperatura e T é a temperatura do material dada em graus Celsius. No caso do cobre o coeficiente de temperatura é 0,0040 e sua resistividade na temperatura de 20°C é de 17,5 nΩm (HAGSTEDT, 2013).

Agora, aplicando estes valores do equipamento em (11) ficam evidenciadas as perdas ôhmicas dos enrolamentos do rotor e do estator, respectivamente Equações 12 e 13. As perdas ôhmicas para o enrolamento do rotor são encontradas a partir da corrente que circula pelo enrolamento I_{fw} , do comprimento do condutor neste enrolamento l_{fw} e da seção transversal do condutor A_{fw} .

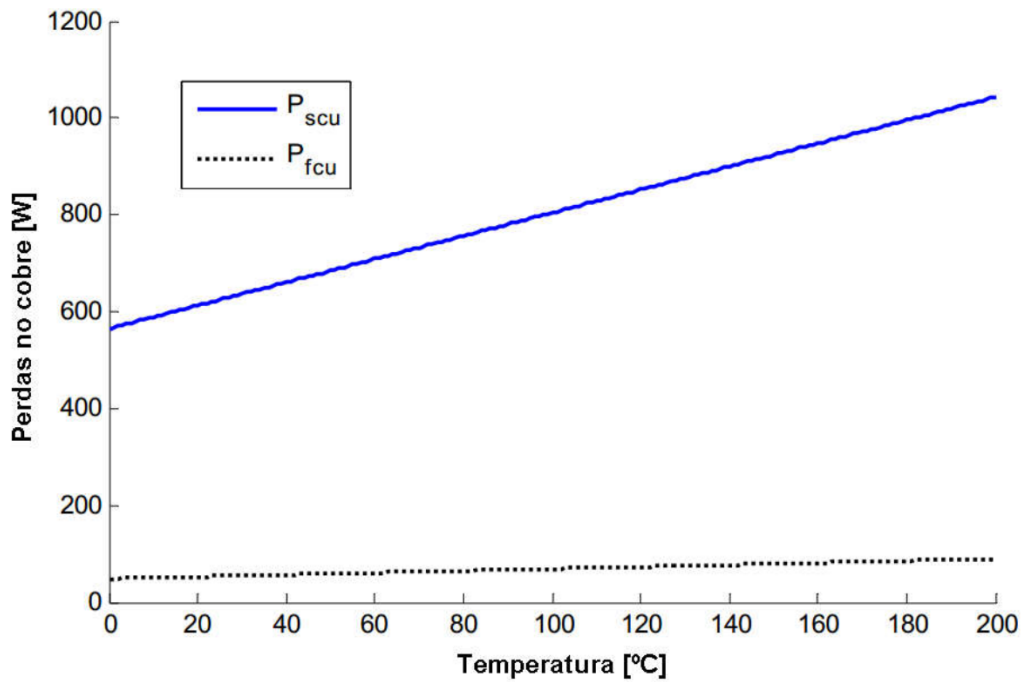
$$P_{fcu} = \frac{l_{fw}}{A_{fw}} \rho_{cu20} (1 + k_{cu} (T - 20)) \cdot I_{fw}^2 \quad (12)$$

Para o caso do estator é preciso levar em consideração o enrolamento trifásico e a ligação em triângulo ao qual este enrolamento está sujeito, assim o cálculo das perdas é levemente distinto, onde I_{sw} é a corrente que circula do enrolamento do estator, l_{sw} é o comprimento do condutor neste enrolamento e A_{sw} da seção transversal do condutor do enrolamento do estator.

$$P_{scu} = 3 \cdot \frac{l_{sw}}{A_{sw}} \rho_{cu20} (1 + k_{cu} (T - 20)) \cdot \left(\frac{I_{sw}}{\sqrt{2}} \right)^2 \quad (13)$$

Vale lembrar que o enrolamento da máquina de Lundell pode alcançar temperaturas de 220 °C em plena carga e com a máxima rotação utilizada comercialmente (HAGSTEDT, 2013). Por este motivo, é esboçado, na Figura 7, uma comparação das perdas nos enrolamentos de campo e armadura para uma faixa de temperaturas variando de 0 até 200 °C.

Figura 7 – Perdas ôhmicas típicas da máquina de Lundell.



Fonte: Adaptado de Hagstedt (2013)

Conforme o esperado, o enrolamento do estator é o que mais produz perdas, isto se deve ao fato deste componente ter um comprimento maior que o enrolamento do rotor e também por trabalhar com correntes de magnitudes maiores.

2.3.2 Perdas Magnéticas

Para Hagstedt (2013), as perdas magnéticas podem ser dividida em dois tipos: perdas por histerese e perdas por correntes parasitas. As perdas por histerese, são relativas ao efeito de histerese magnética dos materiais, de maneira simplificada essa perda corresponde à energia gasta para remagnetizar o material. Por consequência, as perdas por histerese são proporcionais ao volume do material e à taxa de variação do fluxo magnético, e dependem da curva B-H característica do material, como mostra a Equação 14.

$$P_H = Vol \cdot f \int HdB \quad (14)$$

Sendo que Vol corresponde ao volume do material em metros cúbicos, f é a frequência de operação em Hz e H é a intensidade de campo magnético apresentado em Ampère por metro.

O outro tipo de perdas magnéticas são perdas resistivas nos materiais geradas pela circulação de correntes parasitas. Estas correntes surgem como resultado da variação de campo

magnético com o propósito de manter a derivada do campo magnético igual a zero. Isto ocorre de acordo com a lei da indução de Faraday (HAGSTEDT, 2013):

$$\oint_c E dl = - \frac{d}{dt} \int_A B dA \quad (15)$$

Onde E é o campo elétrico, B é a densidade de fluxo magnético e A é a área que este fluxo atravessa.

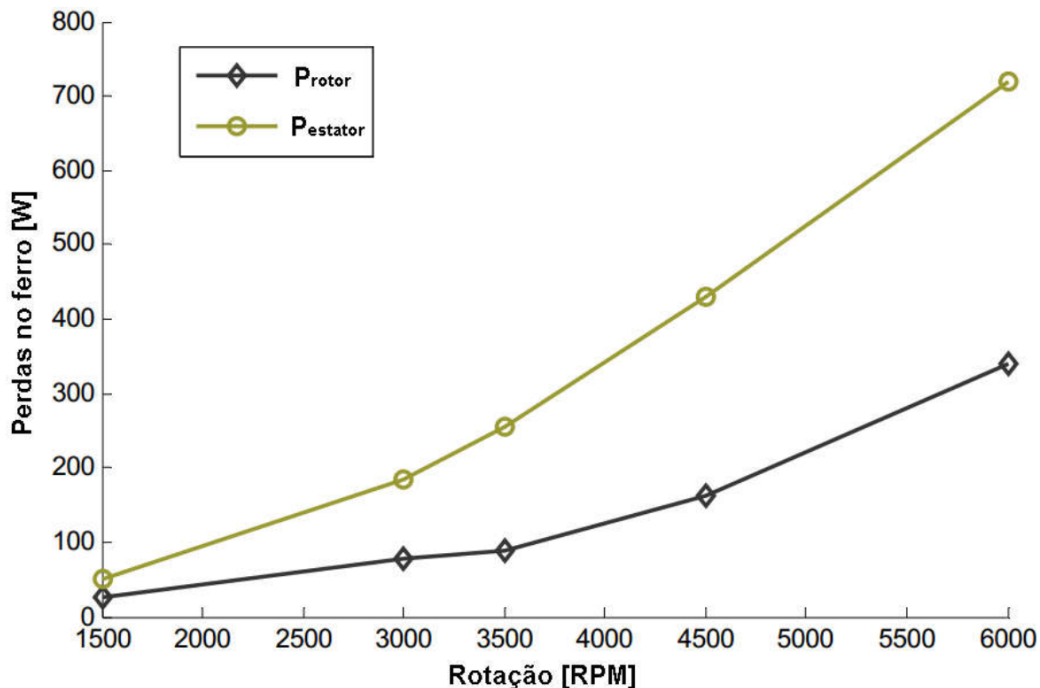
Baseado nas perdas resistivas, Equação 10, e na densidade de corrente definida pelo campo elétrico e a resistividade do material, obtém-se a expressão das perdas por correntes parasitas:

$$P_P = Vol \cdot \frac{E^2}{\rho} \quad (16)$$

Onde as perdas por corrente parasitas P_P é obtida através do campo elétrico E , do volume do material ferromagnético e ρ é resistividade deste mesmo material.

Na Figura 8 são retratadas as perdas magnéticas, discriminadas entre perdas no estator e perdas no rotor, para a máquina operando com excitação constante.

Figura 8 – Perdas magnéticas típicas da máquina de Lundell.



Fonte: Adaptado de Hagstedt (2013)

Como é possível notar, as perdas do estator são duas vezes maiores que as perdas no rotor, isso ocorre devido ao volume do núcleo do estator ser maior se comparado com o rotor.

Apesar desta diferença de valores ambas as perdas têm um valor considerável, sobretudo quando o sistema esta operando em altas velocidades.

2.3.3 Rendimento

O rendimento é avaliado através da comparação da potência fornecida para a máquina e a potência que esta entrega às carga. O rendimento pode ser avaliado para a situação de motor como a situação de gerador, conforme expresso pela Equação 17.

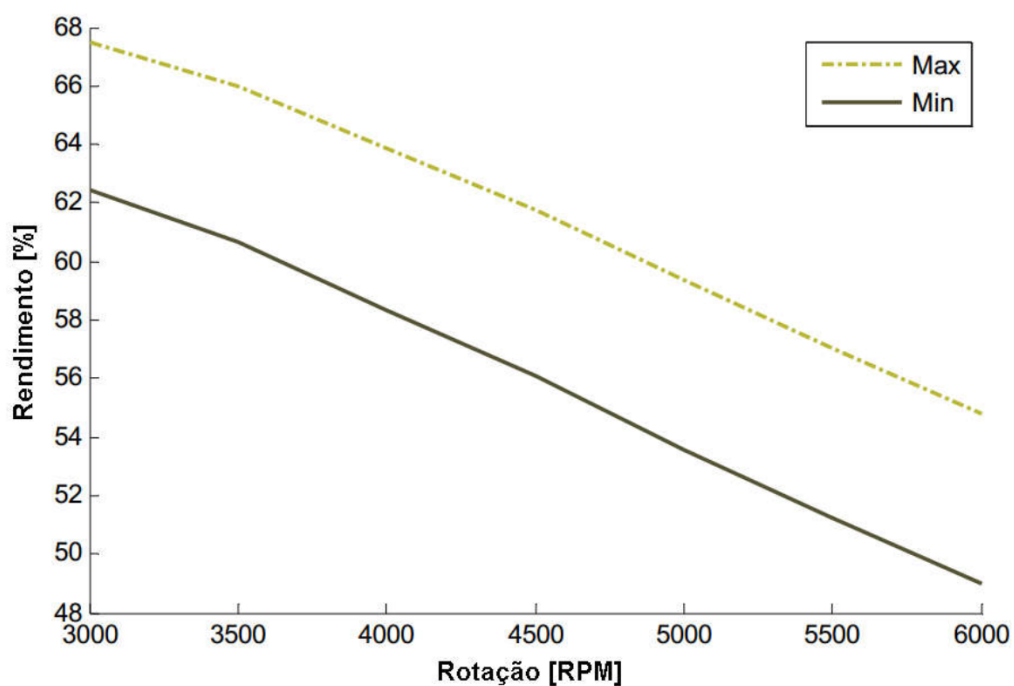
$$\eta = \frac{P_{entrada}}{P_{saida}}; \quad \eta_{motor} = \frac{P_m}{P_e}; \quad \eta_{gerador} = \frac{P_e}{P_m} \quad (17)$$

Para esta expressão, tem-se que η é o rendimento, P_m é a potência mecânica e P_e é a potência elétrica.

Para a máquina estudada por Hagstedt (2013), foi calculado o rendimento tendo em mente que as perda resistivas são avaliadas para duas situações térmicas em 100 °C e em 200 °C. As perdas magnéticas também são inspecionadas para seu melhor e pior caso, estas situações são encontradas, respectivamente, através do uso ou não do fator de empilhamento K_e , nos cálculos.

Na Figura 9 estão expressos os rendimento da máquina de Lundell para a situação em que ambas as perdas são enfatizadas e para o caso em que ambas estão mitigadas.

Figura 9 – Rendimento típico da máquina de Lundell.



Fonte: Hagstedt (2013)

Observando a Figura 9, tem-se a máquina possui uma eficiência para seu melhor caso de 68% à 54% de acordo com a velocidade de operação. Apesar de possuir um ganho de eficiência em relação ao pior caso, este equipamento exibe um rendimento pobre para os padrões energético atuais (HAGSTEDT, 2013).

Neste capítulo foi descrito o comportamento de uma máquina de Lundell típica, sendo apresentado a curva de rendimento para a faixa de rotação de 3000 à 6000 RPM. De forma que é muito conveniente a utilização destes valores como base comparativa para o protótipo estudado.

3 Uso de Motores Elétricos em Veículos

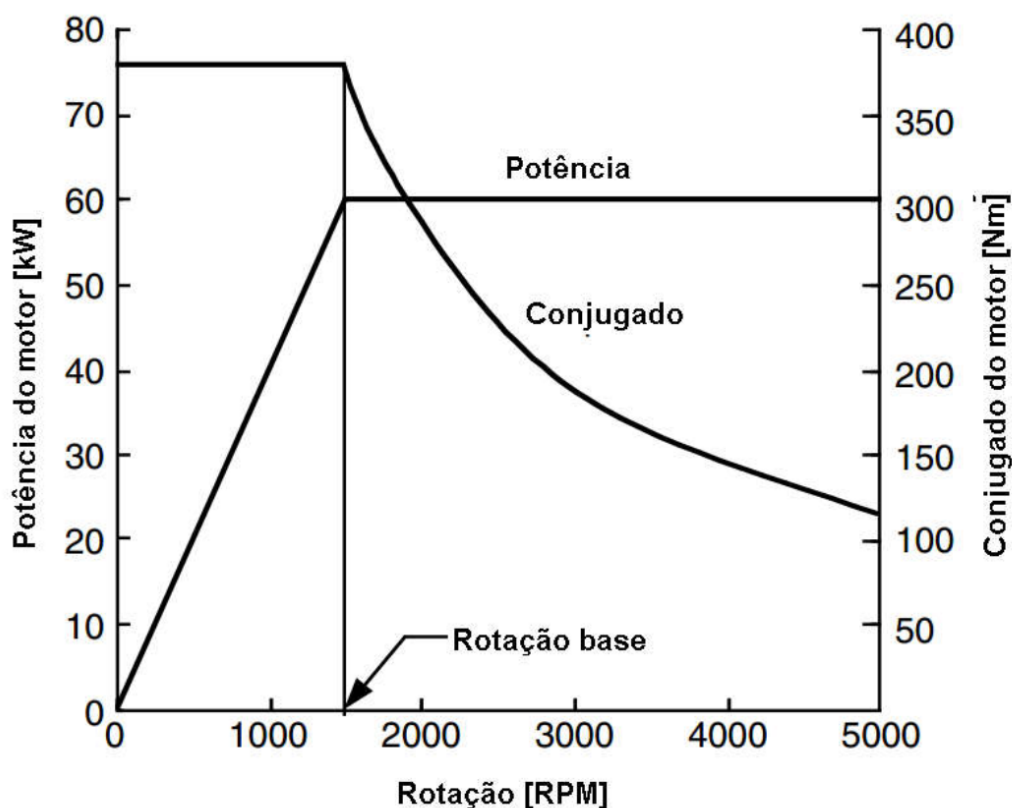
Neste capítulo será discutido a diferença entre aplicações industriais de uma máquina elétrica e a aplicações automotivas. Serão abordadas as particularidades levadas em consideração para a motorização de veículos e serão apresentados os requisitos que a máquina elétrica deve ter para servir de motor em um veículo específico.

A rotina de acionamento do motor elétrico em uma aplicação industrial difere grandemente do comportamento quando este é empregado como fonte motriz de veículos. Na primeira aplicação há uma certa constância no perfil de conjugado e rotação, onde as solicitações mecânica e as velocidades ficam estáveis por períodos razoáveis de tempo, quando há variações nesses parâmetros, elas ocorrem de forma lenta e normalmente são feitas utilizando rampas de aceleração. Por outro lado, motores empregados em veículos são submetido à um ritmo bastante intenso. Genericamente, aplicações de transporte requerem altas taxas de aceleração e desaceleração para os arranques e paradas frequentes, elevado conjugado em baixa velocidade para situações de aclave, baixo conjugado em altas velocidades para situação de cruzeiro e podem variar sua rotação amplamente (WILTUSCHNIG, 2016).

A máquina de Lundell apresenta um conjunto de características interessantes para aplicações de tração elétrica, dentre elas destacam-se sua robustez mecânica, seu volume compacto e a simplicidade de sua produção. Este equipamento também é relevante pela ampla faixa de velocidades em que opera, conforme é observável na Figura 9, tradicionalmente este tipo de máquina elétrica apresenta a eficiência sofre uma suave redução proporcional ao aumento da velocidade, contudo, esta fica limitada em uma faixa estreita de valores para a faixa de velocidades ensaiadas.

Além disso, em termos gerais, os motores elétricos, diferentemente de motores de combustão interna, imprimem seu conjugado mecânico máximo mesmo com uma rotação nula e têm potência constante para uma faixa de velocidades de rotação como é apresentada na Figura 10.

Figura 10 – Característica de desempenho típico de motores elétricos para tração.



Fonte: Adaptado de Ehsani, Gao e Emadi (2009)

No contexto de tração elétrica uma aplicação importante é a utilização de motores para o acionamento das rodas em veículos elétricos, esta aplicação segue uma tendência de melhoria sistêmica de rendimento. Como colocado por Ehsani, Gao e Emadi (2009), um veículo elétrico necessita de um sistema de transmissão bem mais simples e eficiente e que pode operar com apenas uma marcha. Outras vantagens do uso de máquinas elétricas para a tração estão na elevada capacidade de conjugado mecânico e na robustez para suportar elevadas sobrecargas, o que permite empregar motores de menor porte. Por fim, as máquinas elétricas também funcionam como geradores, acionados pela energia cinética do veículo permitindo recuperar até 30% da energia fornecida ao automóvel em um trajeto urbano através da frenagem regenerativa (ERBER, 2017).

Qualquer veículo elétrico deve ter uma aceleração e uma velocidade máxima adequados ao perfil de terreno e ao comportamento do tráfego ao qual estão inseridos. O desempenho do veículo deve, no mínimo, permitir que este ande com segurança na situação para o qual foi pensado. Deste modo, os parâmetros do motor elétrico são obtidos considerando a característica do veículo ao qual se quer motorizar, o terreno em que este será inserido e seu perfil de utilização.

No modelo com as características do veículo são incluídos fatores como:

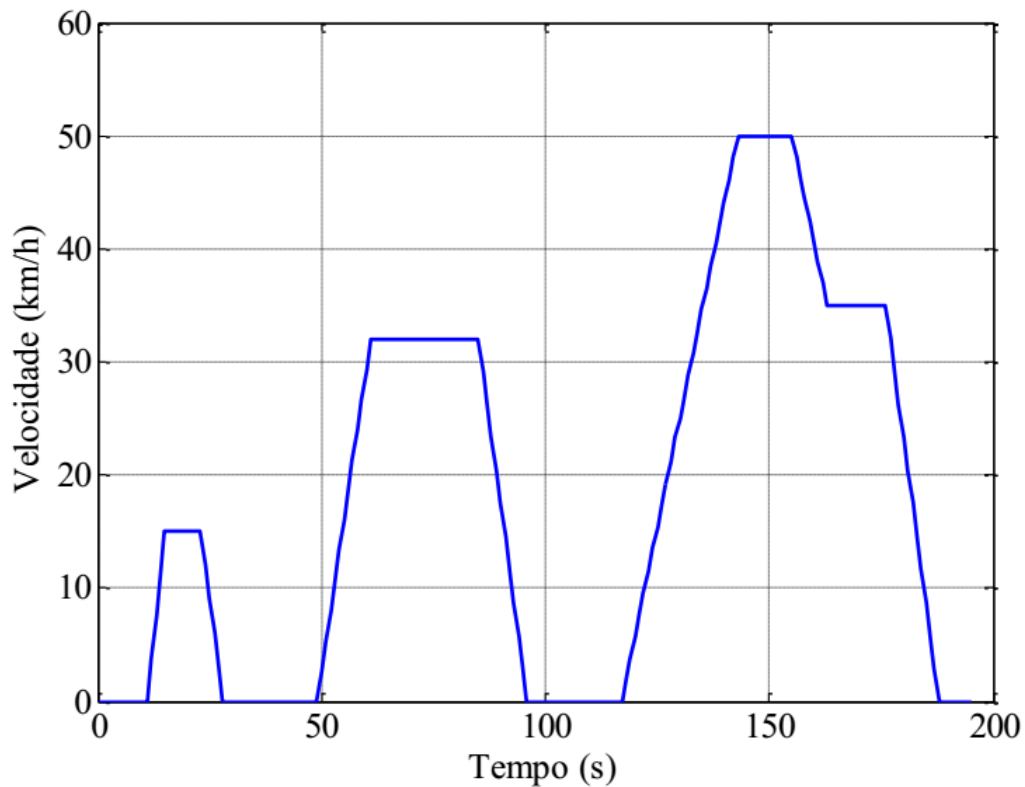
- peso do veículo e passageiros;
- atrito dos pneus com o pavimento;
- fricção nos rolamentos e no sistema de câmbio;
- inércia dos componentes;
- arrasto aerodinâmico.

Em sua maioria, as análises desconsideram o terreno por entender que os veículos serão utilizados em terrenos razoavelmente planos e com uma boa tração. Há, contudo, modelos específicos que dão conta de outros tipos de terrenos sem estas características, como terreno pedregoso, com neve ou areia fofa.

O perfil de utilização é adicionado à análise através dos ciclos de condução. Esses modelos de utilização de automóveis são empregados por montadoras para dimensionar a motorização veicular de acordo com arquétipos do uso de veículos.

Para este estudo foram considerados os parâmetros levantados por Wiltuschnig (2016) através da simulação de uma *scooter*. No modelo foi considerado o veículo possuindo 115 kg e um condutor de 70 kg, além disto definiu-se que o motor está acoplado diretamente à roda, desta forma a relação de transmissão é 1:1. Na simulação também foi incorporado um ciclo de condução europeu direcionada para tráfego urbano, denominado como ECE 15. Este ciclo destaca-se por ser bastante suave com velocidades de até 50 km/h e baixa carga no motor, conforme é apresentado na Figura 11.

Figura 11 – Ciclo de condução ECE 15 utilizado para a simulação.



Fonte: Wiltuschnig (2016)

De maneira simplificada, os parâmetros indicados pela Tabela 2 são referentes a um veículo do tipo *scooter* direcionado para uma condução urbana com baixa velocidade e pequena carga no motor.

Tabela 2 – Dados necessários à máquina para tração no ciclo de condução ECE 15.

Especificação	Valor	Unidade
Conjugado nominal	46,4	Nm
Potência	2357	W
Rotação base	485	RPM
Rotação máxima	632	RPM

Fonte: Wiltuschnig (2016)

A *scooter* é um dos menores veículos para transporte de passageiros e os critérios para sua operação com segurança no trajeto urbano são moderados. Desta forma, as parâmetros exigidos por este veículo serão utilizados como limiar para determinar a aplicabilidade de um motor na motorização de veículos elétricos.

4 Melhorias para a Máquina de Lundell

Este capítulo apresenta uma breve compilação das propostas para alteração do projeto da máquina síncrona com rotor de garras que estão sendo discutidas na indústria e academia, com o intuito de apresentar os pontos mais problemáticos da arquitetura do equipamento e ponderar os prós e contras que variações do projeto podem acarretar.

Como foi abordado na seção 2.3, a máquina de Lundell apresenta valores bastante expressivos de perdas magnéticas no rotor. Isto ocorre devido ao rotor ser fabricado com ferro maciço, ele é susceptível ao aparecimento de correntes parasitas. Em baixas velocidades as correntes parasitas são causadas pela interação entre a densidade de fluxo magnético e as ranhuras do estator, ao passo que, em altas velocidades a força magnetomotriz do estator produz harmônicas e essas, por sua vez, induzem correntes parasitas no corpo do rotor (GUO et al., 2003). A principal estratégia para reduzir essas perdas é a fabricação do rotor com material compósito magnético macio (SMC - *Soft Magnetic Composite*). SMC possui uma permeabilidade magnética inferior em comparação com o ferro, entretanto suas partículas possuem um certo grau de isolamento elétrico entre si. Esta propriedade impede que as correntes parasitas tenham uma grande área de circulação e por consequência reduz suas magnitudes (LUNDMARK, 2005).

Sabidamente esta máquina não é eficiente em produzir potência elétrica trabalhando a baixas velocidades. O baixo número de espiras nos enrolamentos de estator deste equipamento adotadas pelo propósito de suportar a magnitude da corrente em altas velocidades, de modo que a seção transversal do condutor tenha dimensões factíveis, causa uma insuficiência de força eletromotriz para a geração de energia em baixas velocidade. Dessa forma é proposto que os enrolamentos de estator possuam dois estados de operação, um com número de espiras elevado para operar em velocidades baixas e outro com o número de espiras reduzido para operação em altas velocidades. A transição entre esses estados pode ser arquitetada pela alteração da ligação dos enrolamentos, de triângulo para estrela conforme a velocidade de operação. Outra possibilidade é a utilização de enrolamento com derivações, onde, em velocidades baixas se utiliza todas as derivações associadas em série, e, com o aumento da velocidade de operação, são retiradas derivações da associação, garantindo um número baixo de espiras para altas velocidades.

Outro aspecto que degrada a eficiência é a reatância de transitório. Este fenômeno está ligado ao efeito da comutação dos diodos na etapa de retificação da máquina. Em equipamentos comerciais o ajuste da velocidade síncrona é assegurada pelo material que compõe as garras do rotor, de maneira que a adição de um enrolamento de amortecimento entre as garras do rotor reforça a estabilidade da velocidade síncrona e conseqüentemente reduzirá a reatância de comutação. Uma abordagem distinta para reduzir a potência reativa durante o processo de retificação está em utilizar um sistema de retificação ativo, substituindo os diodos por tiristores

(WHALEY; SOONG; ERTUGRUL, 2004).

O fluxo disperso é outro inconveniente deste modelo. Idealmente deseja-se que o fluxo transite integralmente de um polo norte do rotor para o polo sul adjacente, atravessando a área ativa do enrolamento de estator. Contudo, uma boa parte deste fluxo percorre somente o espaçamento entre as garras, de tal forma que a energia não é transferida do rotor para estator. Nesse aspecto estuda-se a implantação de materiais diamagnéticos ou de ímãs permanentes nas lacunas entre as garras, de modo que estes evitem a dispersão de fluxo magnético neste caminho e forcem a passagem de uma maior densidade de fluxo através dos enrolamentos de estator (CRISTIAN et al., 2014).

Também é estudada a aplicação de ímãs permanentes no eixo do rotor como fonte de excitação de campo, juntamente com o enrolamento de campo. Esta alteração visa aumentar o rendimento da máquina reduzindo a importância das perdas causadas pelo enrolamento de campo. De forma geral, essa modificação trás pouco ganho para qualquer rotação, devido a dispersão do fluxo magnético entre as garras do rotor (LUNDMARK; ALATALO, 2013).

Devido ao interesse de investigar a influência de ímãs permanentes no comportamento da máquina, o protótipo estudado neste trabalho foi modificado para comportar um ímã em sua estrutura, utilizando o critério de menor complexidade de implementação. Desta forma a modificação teve com base esta última alteração apresentada. Embora seja proposto a utilização do ímã permanente de maneira complementar ao enrolamento de campo, no protótipo é feito a substituição do enrolamento de campo pelo ímã permanente, visando eliminar as perdas ôhmicas no rotor, reduzir o peso do equipamento e melhorar a dissipação térmica ao retirar uma fonte de calor do interior da estrutura da máquina.

5 Máquina de Lundell com ímãs permanentes no rotor

Neste capítulo serão levantadas as características do protótipo utilizado nos experimentos. Serão apresentados as características elétricas, mecânicas e os parâmetros dos ímãs permanentes utilizados neste equipamento.

5.1 Características dos protótipo

O equipamento estudado é um protótipo de uma máquina síncrona trifásica com rotor de garras reutilizado de sua aplicação como alternador de modelo NCB1 utilizados em caminhões Mercedes Benz. Este equipamento apresenta uma tensão de saída retificada de 28 V, capacidade de corrente de pico com ventilação forçada de 80 A e potência nominal da máquina é de $P_{nom} = 2,24$ kW. Por inspeção visual, verifica-se que o rotor tem 12 polos e o enrolamento de estator possui as seis terminações das bobinas acessíveis, permitindo a ligação em estrela ou em triângulo, este estudo se limitará a investigar o equipamento com seus enrolamentos conectados em ligação estrela (BOSCH, 2010).

O conjugado nominal é obtido em (18), aplicando os valores da potência da máquina, o seu rendimento típico de 50% e da rotação mínima de 1500 RPM, baseado nas Figuras 8, 9, e 10, nas Equações 8 e 17. Por outro lado, utilizando a rotação máxima para o veículo simulado, estabelecida na Tabela 2, nestas mesmas equações obtém-se em (19) o conjugado máximo para essa situação de rotação.

$$P_m = P_e \cdot \eta = C_m \cdot \omega_m = C_m \cdot \frac{2\pi \dot{RPM}}{60} = (2,24 \text{ kW})(0,5) = C_m \cdot \frac{2\pi(1500 \text{ RPM})}{60 \text{ Hz}}; C_m = 7,13 \text{ Nm} \quad (18)$$

$$P_m = P_e \cdot \eta = C_m \cdot \omega_m = C_m \cdot \frac{2\pi \dot{RPM}}{60} = (2,24 \text{ kW})(0,5) = C_m \cdot \frac{2\pi(632 \text{ RPM})}{60 \text{ Hz}}; C_m = 16,92 \text{ Nm} \quad (19)$$

Conforme os critérios estabelecidos pela Tabela 2, é visto que a máquina de Lundell comercial, em sua operação nominal, não atende todos os requisitos para ser aplicada na motorização do veículo selecionado, apresentando um conjugado inferior ao mínimo requerido para a *scooter*, de 46,4 Nm.

Visando manter o ponto de operação dentro dos limites deste equipamento, é estipulado o valor de corrente máxima levando em consideração a capacidade de corrente dos condutores

do enrolamento de acordo com a Equação 20.

$$J_a = \frac{I_a}{2m \cdot a \cdot S_a} \quad (20)$$

Para a qual tem-se que a densidade de corrente do condutor, J_a , pode ser aproximada para $5,885 \text{ A/mm}^2$ conforme constatado por Gieras (2010, p.84) para máquinas de pequeno porte sem ventilação forçada. A variável m é a multiplicidade da bobina em paralelo, que para este dispositivo é igual a 1, a variável a é definida pelo número de caminhos paralelos de corrente, que pelas características do enrolamento de estator da máquina será igual a 2. A seção transversal do condutor do enrolamento, S_a , é obtida através do diâmetro deste condutor.

Desta forma, tendo o conhecimento que o condutor do enrolamento do estator tem diâmetro da seção reta de $1,15 \pm 0,02 \text{ mm}$ ou 17 na padronização americana (AWG - *American Wire Gauge*) sabe-se que a área da seção transversal é $1,04 \text{ mm}^2$. Aplicando esse valor na Equação 20 define-se, em (21), a corrente máxima para o motor como $24,48 \text{ A}$. O valor de potência máxima também pode ser encontrado substituindo o valor de corrente da Equação 9 por este valor de corrente máxima, conforme calculado em (22) resultando em uma potência máxima suportada no enrolamento trifásico do equipamento de $P_{max} \approx 1,18 \text{ kW}$.

$$J_a = \frac{I_a}{m \cdot a \cdot S_a} = (5,885 \text{ A/mm}^2) = \frac{I_a}{2 \cdot (1) \cdot (2) \cdot 1,04 \text{ mm}^2} = 24,48 \text{ A} \quad (21)$$

$$P = \sqrt{3} \cdot V_l \cdot I_l = P = \sqrt{3} \cdot (28\text{V}) \cdot (24,48\text{A}) = 1,18 \text{ kW} \quad (22)$$

Da Equação 10, é estimado a resistência de enrolamento (R_{en}) entre duas fases do equipamento, em (23) é obtido o valor de $1,15 \Omega$. Do mesmo modo, considerando o rendimento típico para desta máquina como 50%, se pode estimar a potência mecânica entregue para o eixo pela Equação 8, aplicando este valor em (24) juntamente com o limite máximo de rotação, definido na Tabela 2, encontra-se que a máquina fornece um conjugado mecânico de $C_m = 8,91 \text{ Nm}$ quando operando em seu limite térmico.

$$P = \frac{V_l^2}{R_{en}} = (1,18 \text{ kW}) = \frac{(28 \text{ V})^2}{R_{en}}; \quad R_{en} = 1,15 \Omega \quad (23)$$

$$P_m = C_m \cdot \omega_m = C_m \cdot \frac{2\pi \dot{RPM}}{60} = (1,18 \text{ kW})(0,5) = C_m \cdot \frac{2\pi(632 \text{ RPM})}{60 \text{ Hz}}; \quad C_m = 8,91 \text{ Nm} \quad (24)$$

Com isso, avalia-se que a máquina de Lundell operando em seu extremo térmico não é compatível com a função de motor do modelo de veículo simulado.

Com o intuito de tornar o motor mais adequado à aplicação de tração elétrica, bem como ganhar algum benefício em termos de eficiência, foi efetuada a substituição da bobina de campo

do rotor por ímãs permanentes. Esta alteração interrompeu a exigência de ligações elétricas para o rotor, permitindo a remoção das escovas que atuavam nesta conexão. Consequentemente, foi eliminada uma importante fonte de perdas elétricas devido ao faiscamento do contato intermitente das escovas e perdas mecânicas por causa do atrito entre o eixo do rotor e as escovas. Este tipo de contato também representava um dos pontos mais susceptíveis a intempéries e que demandava maior manutenção deste equipamento. Além disto, a substituição da bobina de campo interrompe uma fonte importante de calor e melhora a condução térmica do centro da estrutura, tornando possível a obtenção de maior densidade de potência pelo aumento da densidade de corrente.

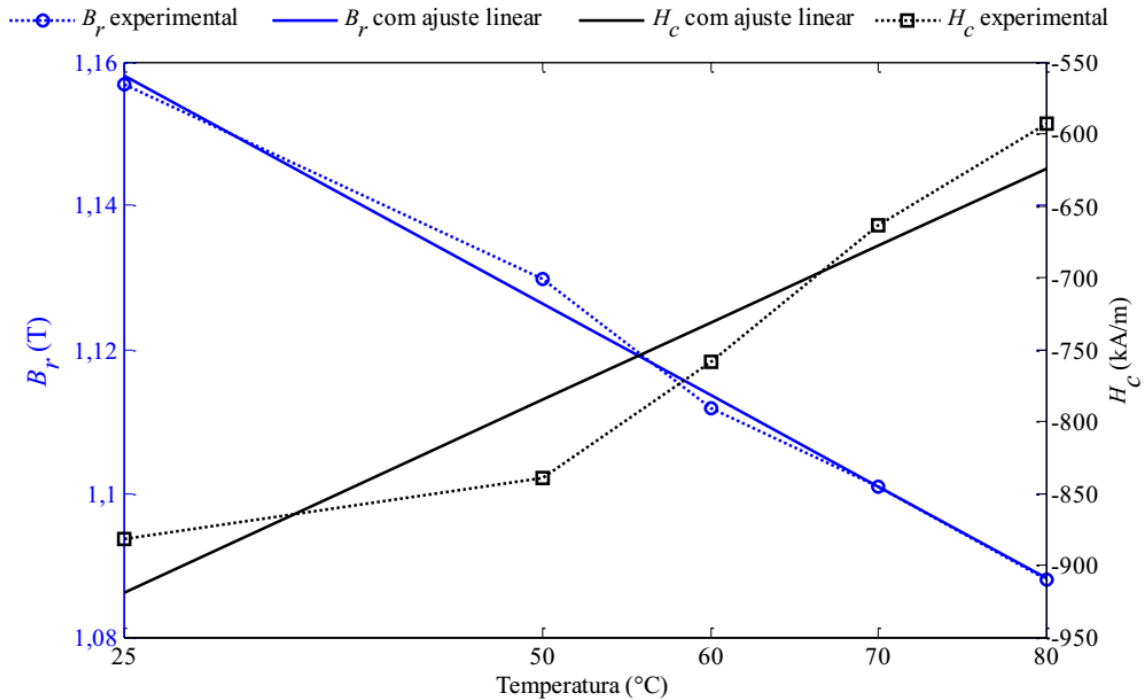
5.2 Ímãs Permanentes

Os ímãs empregados à máquina exercem função semelhante ao que era feito pela bobina de campo, atuando como fonte de magnetização das peças polares. Por questão da limitação de tempo para o desenvolvimento do presente estudo a seleção do material e dos parâmetros deste componente não estão otimizadas para as dimensões do protótipo, com exceção do seu comprimento que foi ajustado para que este tocasse ambas as peças polares. O ímã foi então construído em NdFeB com formato de anel e magnetização axial. A manufatura do ímã ocorreu pelo mesmo procedimento descrito por Eckert (2016, p. 249-264):

Os ímãs permanentes foram usinados em uma máquina de eletroerosão a fio, modelo FANUC ROBOCUT α -OiD, disponível no Laboratório de Máquinas Elétricas, Acionamentos e Energia (LMEAE-UFRGS). [...] A magnetização de todos os ímãs permanentes foi realizada com um magnetizador modelo X-Series da Magnet Physik também disponível no LMEAE. [...] Assim, caracterizou-se os ímãs permanentes empregados para a construção do atuador em função da temperatura com o histeresímetro, modelo Permagraph da Magnet Physik, disponível no LMEAE. Este histeresímetro é acompanhado de um magnetizador, modelo EP5, que tem polos de aquecimento, modelo PT 200, os quais permitem aquecer os ímãs permanentes e caracterizá-los na temperatura desejada até um valor máximo de 200°C.

Da caracterização realizada verifica-se a correspondência da densidade de fluxo remanente (B_r) e campo coercitivo (H_c) em função da temperatura, na Figura 12 estão apresentadas as curvas experimentais desta relação e suas contrapartes utilizando o ajuste linear sugerido pelo fabricante.

Figura 12 – Densidade de fluxo residual e campo coercitivo dos ímãs permanentes empregados na construção do protótipo obtidos experimentalmente e curva de ajuste linear determinada com base nos dados experimentais.



Fonte: Eckert (2016)

Constata-se que a variação das características magnéticas do ímã é relacionada com a mudança da temperatura, sendo modelada por uma função linear cujos coeficientes são sugeridos pelo fabricante. De forma que com o aumento da temperatura, o material sofre um enfraquecimento das suas características magnéticas.

Estimando que a operação da máquina ocorra com sua corrente de pico, é possível verificar o campo magnético gerado pela corrente de armadura através das Equações 5 e 4.

$$F_{fund} = \frac{3 \cdot W_1 I_f' \cdot \sqrt{2}}{\pi \cdot p_1} = \frac{3 \cdot (35 \text{ mm})(80 \text{ A}) \cdot \sqrt{2}}{\pi \cdot (12)} = 0,315 \text{ A} \quad (25)$$

$$F = \oint_c H dl = H_0 \cdot g = (0,315 \text{ A}) = H_0 \cdot (0,3 \text{ mm}); H_0 = 1050,37 \text{ kA/m} \quad (26)$$

Sendo verificado em (25) e (26), que o campo magnético gerado pela corrente de armadura é de 1050,37 kA/m, ou seja num surto de corrente é possível ocorrer a desmagnetização do ímã. Deste modo o limite máximo de corrente para a operação do protótipo é definido pelo condutor do enrolamento do estator como 24,48 A, de maneira que produção de campo magnético pela armadura esteja sempre em valores abaixo de 525,19 kA/m. Com isso, o ímã permanente não será desmagnetizado, inclusive na condição onde a temperatura de operação é de 80°C.

Observa-se na Figura 12 que para a temperatura ambiente, ou seja a 25 °C, os resultados experimentais foram $B_r = 1,157 \text{ T}$ e $H_c = -882 \text{ kA/m}$.

Ao introduzir esses ímãs permanentes dentro do circuito magnético do rotor, a indução magnética produzida pelos ímãs procura o caminho de menor relutância. Este efeito é notório ao girar o rotor, uma vez que esse caminho envolve os dentes do estator e é produzido um conjugado de relutância neste ponto. Infelizmente, em decorrência do campo magnético produzido pelos ímãs permanentes ter uma orientação distinta em relação ao campo gerado pela bobina de campo, a indução magnética também encontra um caminho de baixa relutância por dentro do eixo do rotor. Com isso uma parcela significativa do fluxo é transportando de um polo ao outro do ímã, num curto circuito magnético. Por este motivo se fez necessário resguardar o ímã de ter contato com o eixo do rotor, para tal foi interposto um espaçador de material paramagnético para evitar este curto-circuito magnético.

Figura 13 – Montagem do Imã Permanente no Rotor.



Fonte: elaborado pelo autor

A Figura 13 mostra parte da montagem do rotor, onde destaca-se a peça polar inferior com seis garras ou polos, o ímã em formato de anel tocando a peça polar e o espaçador de material paramagnético, feito neste caso de alumínio, posicionado internamente ao ímã para que o mesmo não tenha contato com o eixo do rotor.

Por fim, a substituição do enrolamento de campo de motores síncronos convencionais pela

utilização de ímãs permanentes permite eliminar o contato por escovas. Os motores síncronos com esta configuração sem escovas, essencialmente, podem ser alimentados a partir de uma forma de onda senoidal ou forma de onda PWM, em decorrência disto estes equipamentos recebem denominações distintas dependendo da sua alimentação. As máquinas alimentados por uma onda senoidal são também chamados de motores *brushless* CA, ao passo que os alimentados por uma forma de onda PWM são chamados motores *brushless* CC (CHIASSON, 2005).

5.3 Parâmetros do Protótipo

Para fins comparativos as características construtivas do equipamento podem ser descritas pela geometria da máquina, seus atributos elétricos e pelos parâmetros de magnetização dos ímãs permanentes. Nesse contexto são adquiridas as dimensões dos componentes do rotor e do estator para o protótipo, utilizando um paquímetro Mitutoyo modelo 500-196-30B que, segundo o fabricante, é capaz de efetuar medidas com uma resolução de 0,01 mm e exatidão de $\pm 0,02$ mm (MITUTOYO, 2016). As dimensões obtidas para os componentes e da montagem interna do protótipo da máquina de Lundell são apresentado em sua totalidade no APÊNDICE A.

Os valores mais relevantes para a determinação do desempenho do protótipo selecionados desta aferição dimensional realizada, dos atributos elétricos abordados no início desta seção e das características do ímã informado na subseção 5.2, são reunidos e explicitados de maneira sintética através das listagem de características do protótipo na Tabela 3.

Tabela 3 – Parâmetros do protótipo

Parâmetro	Valor
Diâmetro condutor (AWG)	17
Tensão de saída (V)	28
Corrente máxima (A)	24,48
Resistência do enrolamento (Ω)	1,15
Potência máxima (kW)	1,18
Conjugado nominal (Nm)	7,13
Conjugado máximo (Nm)	8,91
Comprimento do polo (mm)	35
Comprimento do núcleo do estator (mm)	33
Diâmetro interno do estator (mm)	104
Comprimento do entreferro (mm)	0,3
Espessura do ímã (mm)	7,5
Comprimento do ímã (mm)	56
Densidade de fluxo residual (T)	1,157
Campo coercitivo (kA/m)	-882

Fonte: elaborado pelo autor

6 Resultados Experimentais

São descritos neste capítulo os procedimentos para caracterização e avaliação do desempenho do protótipo.

Para a realização dos ensaios foi montada uma bancada de testes para o protótipo, onde foi utilizado a estrutura de um torno mecânico, conforme apresentado na Figura 14a. De forma que o motor de indução trifásico de 1/2 CV do torno foi associado ao protótipo em um arranjo de motor-gerador, o acoplamento mecânico entre as duas máquinas se deu por intermédio de um transdutor de conjugado. Optou-se por adaptar esta estrutura para a realização do experimento devido ao caráter preliminar do teste do protótipo, visto que a utilização do torno é uma maneira acessível para alinhar o transdutor de conjugado com o eixo do protótipo.

Figura 14 – Estrutura utilizada para execução dos experimentos.

(a) Bancada de testes



(b) Transdutor de conjugado



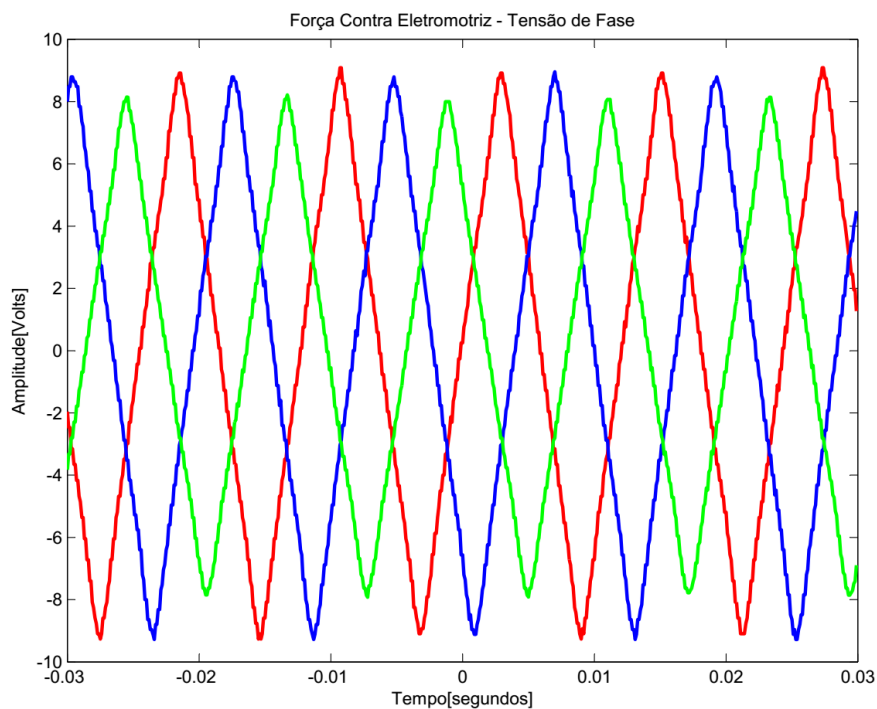
Fonte: elaborado pelo autor

O transdutor de conjugado empregado foi o modelo T20WN da HBM (Figura 14b), cujas características são conjugado limite de 20 Nm, resolução 500 mV/Nm, precisão de $\pm 2\%$ e rotação limite de 10000 RPM (HBM, 2016). Ele instrumento foi selecionado para medir o conjugado dinâmico da máquina, por estar enquadrado com as características de rotação e conjugado estipuladas teoricamente para o protótipo, apresentando também uma margem de segurança considerável.

6.1 Curva de tensão induzida

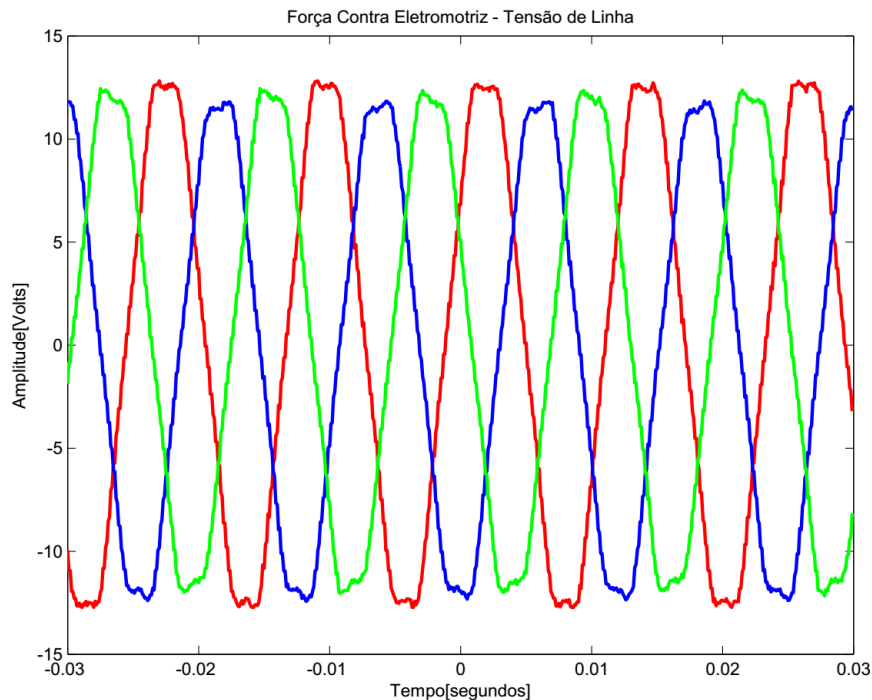
Em um primeiro momento foi realizado um ensaio bastante simples que permite estimar a faixas de valores de operação para a máquina de Lundell. Neste ensaio o protótipo foi acoplado mecanicamente a uma máquina primária e observou-se, através do osciloscópio DSO1014A da Agilent Technologies, o formato da curva de tensão gerada nos terminais elétricos do equipamento quando estes estavam ligados em estrela e sem carga. Utilizando o tacômetro minipa modelo MDT-2245A, de resolução 0,1 RPM e precisão de 0,05 %, garantiu-se que a rotação da máquina primária foi mantida fixa em $824,04 \pm 0,05\%$ RPM (MINIPA, 2016).

Figura 15 – Tensão de saída de fase do protótipo.



Fonte: elaborado pelo autor

Figura 16 – Tensão de saída de linha do protótipo.



Fonte: elaborado pelo autor

Em termos de nível de tensão, o equipamento está atuando como esperado. A magnitude das tensões produzida, tanto de fase como de linha, são inferiores ao valor de tensão nominal estabelecida comercialmente de 14 V. Esta resposta é plenamente compatível com a velocidade de operação aplicada, também muito abaixo do seu valor nominal de 4000 RPM.

Observando detalhadamente a Figura 15 percebe-se que uma das fases está com a amplitude reduzida, isto ocorre devido a uma desigualdade no número de espiras para um dos enrolamentos do estator. Este fato ocorre por se tratar de uma máquina que foi rebobinada, o que apenas evidencia a característica de reciclagem deste equipamento, o qual foi abordado na seção 5.1, rebobinado e está com uma espira a menos. Logo, pondera-se que o desvio causado por esta falha estrutural da máquina não irá afetar os resultados de maneira significativa a ponto de influenciar na conclusão desta pesquisa. Portanto este protótipo continuará como objeto de estudo, levando em consideração os desvios expostos.

Em virtude do formato de onda retratado, o protótipo pode ter um melhor desempenho se alimentado por uma fonte de tensão com formato trapezoidal. Também é visto pela Figura 15 que o formato triangular da onda é decorrente da geometria do estator e das garras do rotor juntamente com a característica de baixa intensidade do fluxo magnético do protótipo, similarmente ao que aparece na Figura 5.

6.2 Densidade de Campo Magnético no Entreferro

Outro ensaio interessante para a caracterização da máquina é a verificação da densidade de fluxo magnético no entreferro, este ensaio é executado utilizando o gaussímetro Hirst modelo GM05, o qual conforme o fabricante possui resolução 0,001 T, exatidão $\pm 1\%$ e variação com a temperatura de $\pm 0,1\%$ da leitura / $^{\circ}C$ (HIRST, 2004). O procedimento adotado consiste em inserir a ponteira do instrumento dentro da máquina elétrica de modo que fique entre a face do polo do rotor e o dente do núcleo laminado do estator. Ao executar este ensaio não foi possível realizar a medida, devido as dimensões da ponta de prova excederem os limites do entreferro do protótipo. Como a montagem da máquina foi feita com uma prensa, também não se cogitou desmontar a máquina para ter acesso ao entreferro.

Ainda assim, é possível supor o valor da densidade magnética no entreferro através da informação da magnitude da tensão gerada pelo movimento do rotor. Tendo conhecimento prévio da rotação em que se encontra a máquina, juntamente com as dimensões do protótipo, expostas na Tabela 3, é extraído o valor da densidade de fluxo magnético necessário para produzir uma dada tensão, através das Equações 6 e 7. É importante notar que no cálculo é utilizado a tensão eficaz, cujo valor de 6,364 V para o caso ilustrado na Figura 15.

$$\Phi_{p1} = \frac{E_a}{\pi\sqrt{2} \cdot n \cdot p_1 \cdot W_1} = \frac{(6,364V)}{\pi\sqrt{2} \cdot (824,04RPM)(12)(35\text{ mm})} = \Phi_{p1}; \quad \Phi_{p1} = 4,138\text{ mWb} \quad (27)$$

$$\Phi_{p1} = B_{g1} \cdot \frac{2}{\pi} \cdot \tau \cdot l_{nucleo} = (0.3448\text{ mWb}) = B_{g1} \cdot \frac{2}{\pi} \cdot \left(\frac{\pi}{6}\right) \cdot (33\text{ mm}); \quad B_g = 0,376\text{ T} \quad (28)$$

Comprando o valor adquirido em (28) com o estipulado na subseção 5.2 para o ímã permanente, de 1,157 T, observa-se uma elevada discrepância desses dois valores. Essa divergência esta associada em grande parte aos fluxos dispersos da máquina, sobretudo ao fluxo que percorre o caminho entre dois polos adjacentes do rotor. Essa é uma falha desta máquina bastante debatida e são propostas maneira de mitigar esse fenômeno conforme abordado no Capítulo 4.

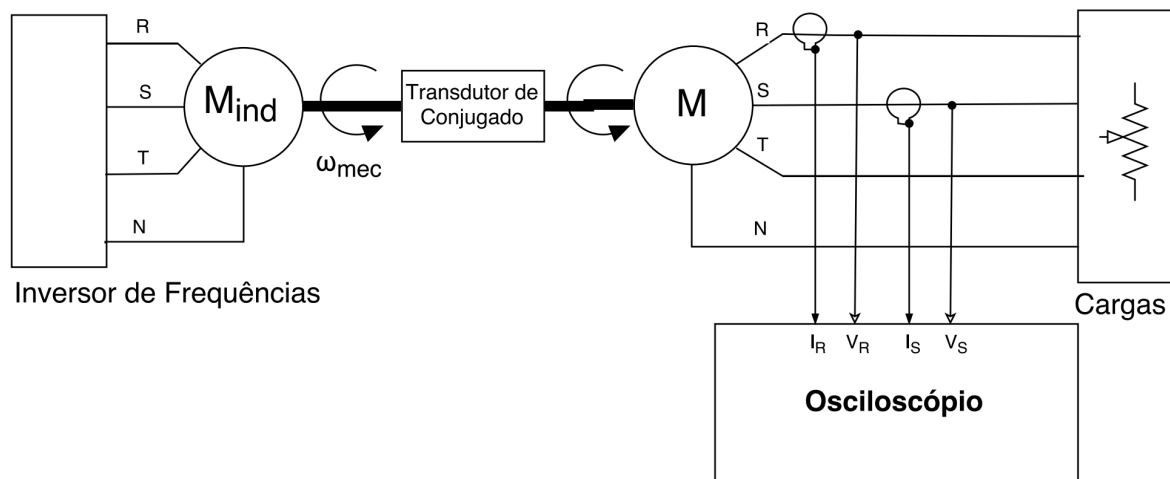
6.3 Ensaio do protótipo funcionando como gerador

Dando sequência aos experimentos, foi investigado o funcionamento da máquina como gerador. Procura-se obter com este teste o rendimento da máquina síncrona, permitindo a comparação com a máquina de referência apontada no Seção 2.3. Com isto, se quer avaliar o efeito das alterações estruturais feitas no protótipo.

Neste ensaio foi utilizado a estrutura mecânica em que se encontram as duas máquinas, conforme mostra a Figura 17, foi empregado motor de indução como máquina primária. Para tal sua alimentação elétrica é fornecida por um inversor de frequência trifásico. O protótipo tem

seus terminais elétricos conectados a um conjunto de cargas resistivas, novamente é utilizado o osciloscópio DSO1014A para os parâmetros elétricos adquiridos da máquina. É importante ressaltar que o sinal de corrente elétrica foi medido através da ponteira modelo CP35 da GMC-Prosyst, que possui resolução de 1 mA e resolução de $\pm 1\%$ (PROSYS, 2016).

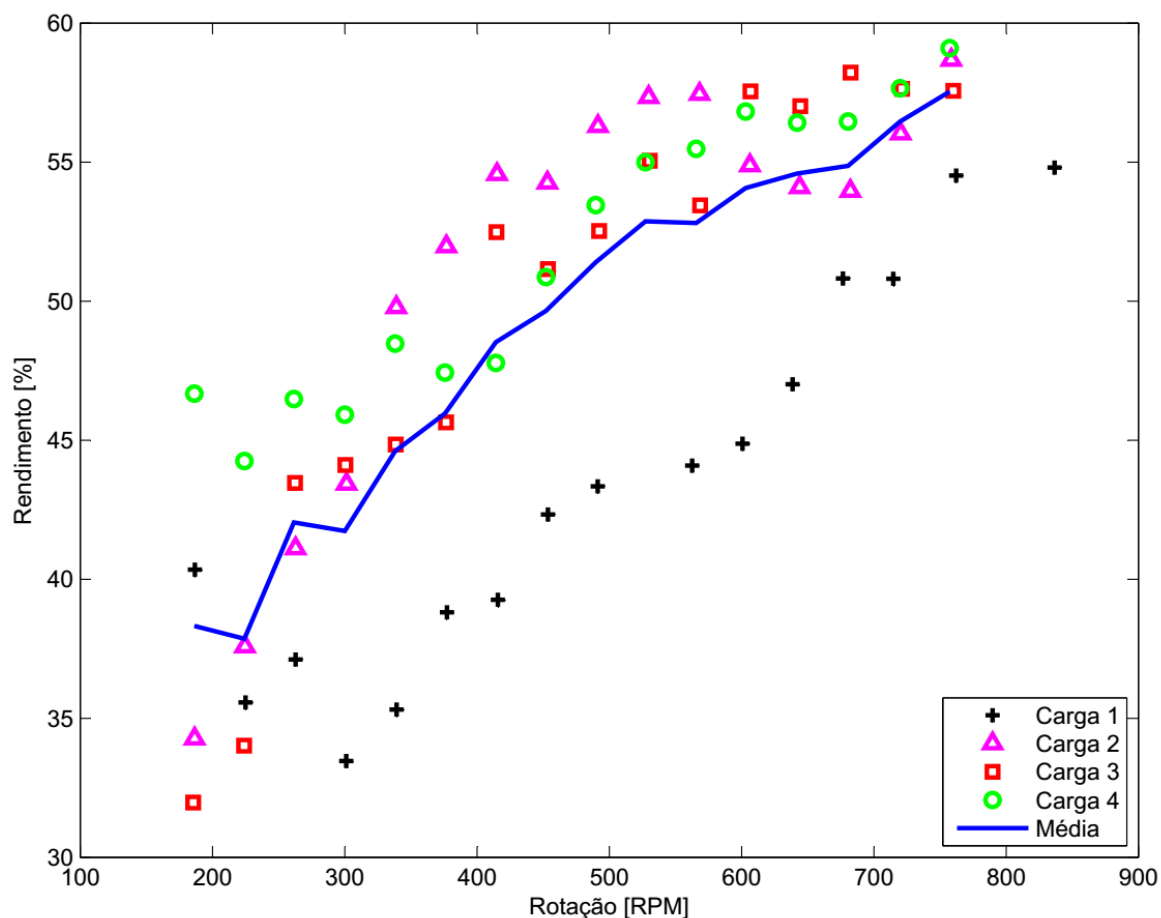
Figura 17 – Diagrama de ligações para o ensaio do protótipo como gerador.



Fonte: elaborado pelo autor

Para o experimento foi estabelecido uma situação estática de carga para a máquina de Lundell. E foi acionando a máquina primária, incrementado sua velocidade até sua rotação máxima, que é o limite de rotação encontrado para o motor de indução do torno de aproximadamente 840 RPM, a cada nova situação de rotação foram adquiridas leituras de conjugado, tensão e corrente. O teste se repetiu para quatro valores distintos de carga. Os dados coletados foram operados pelas Equações 8, 9 e 17, de forma a encontrar o rendimento da máquina. Na Figura 18, são apresentados o rendimento em cada ponto de operação estudado, bem como o valor médio destas medidas em função da rotação.

Figura 18 – Rendimento do protótipo como gerador.



Fonte: elaborado pelo autor

Para minimizar os desvios causados por erros sistemáticos e erros grosseiros, são levantados os pontos da curva de rendimento pela rotação para quatro situações de cargas distintas e a análise do resultado é efetuada com base na média desses valores. Embora os dados apresentem uma tendência para a eficiência da máquina, que está em torno de 55% para a situação de maior rotação, não é possível obter uma conclusão concreta sobre os efeitos da alteração feita na máquina sobre o rendimento da mesma. Isto ocorre porque não se pode fazer a comparação com o rendimento da máquina de referência, mostrado na Figura 9, uma vez que a faixa de rotação testada para o experimento não está contida na faixa de rotação que aparece na referência.

Neste ensaio a rotação é definida pelo motor de indução presente na bancada de testes, em decorrência dos parâmetros desta máquina, a rotação fica limitada em aproximadamente 800 RPM. Desta forma, cogitou-se substituir a máquina primária para obter melhores resultados para este ensaio, contudo devido à falta de alternativas para esta aplicação e o reduzido tempo para finalização deste estudo, o motor de indução foi mantido na execução dos testes futuros.

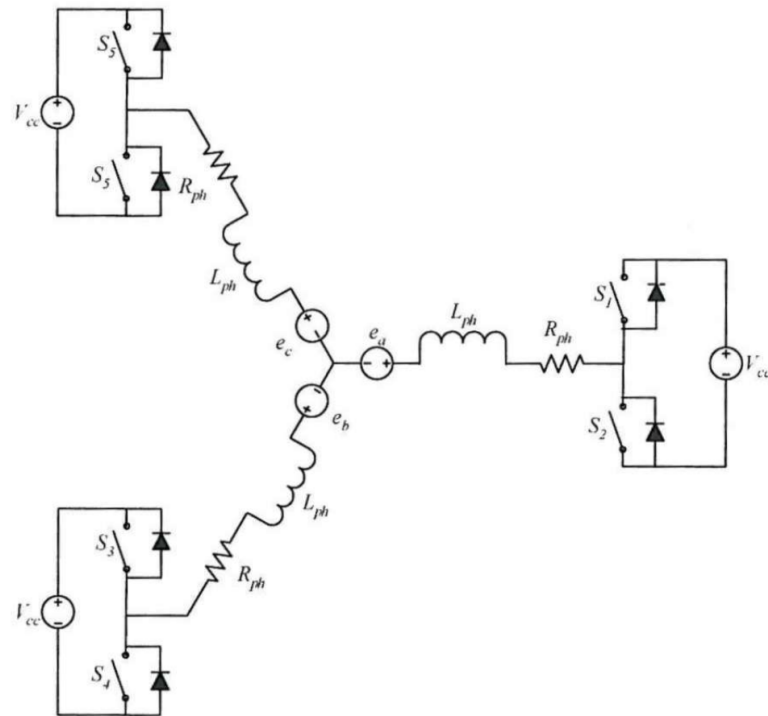
6.4 Modelagem da Máquina de Lundell como Motor Sem Escovas de Corrente Contínua

Compreendendo que o formato da força contra-eletromotriz gerada pelo protótipo é representativo da distribuição da densidade de fluxo no entreferro, procura-se sempre adequar o formato de onda gerado pelo controlador ao modelo da força contra-eletromotriz do motor para evitar harmônicas indesejáveis entre os dois campos magnéticos e assim gerar um conjugado mecânico razoável. Com isso, devido ao formato de onda trapezoidal apresentado nas Figuras 15 e 16 buscou-se fazer o acionamento do protótipo com um controlador para motor do tipo sem escovas (HANSELMAN, 2003).

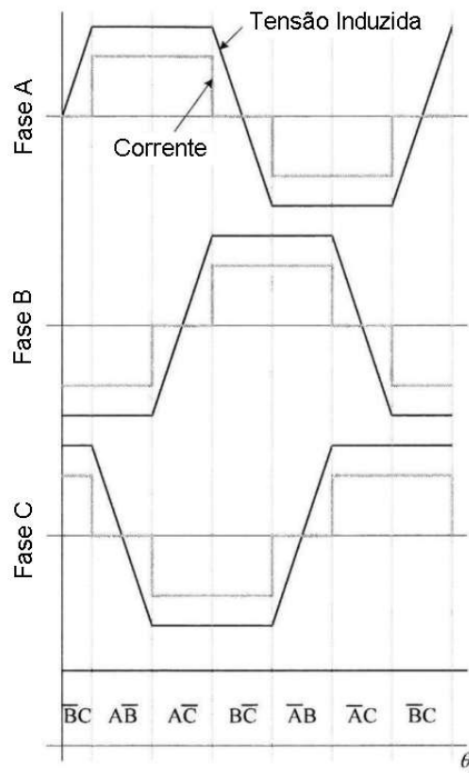
Para a conexão do módulo de controle com a máquina elétrica optou-se por realizar inicialmente a análise do desempenho do protótipo em ligação estrela e por questões de limitações de tempo foi feita somente o estudo para essa estrutura. Isso posto, o acionamento do protótipo por um conversor CC-CA trifásico é feito com a máquina elétrica ligada em estrela, conforme representado na Figura 19a.

Figura 19 – Diagrama da topologia estrela para um conversor CC-CA e representação das formas de onda para acionamento trapezoidal.

(a) Esquema de controle



(b) Formas de Onda



Fonte: Adaptado de Hanselman (2003)

De acordo com a Figura 19a, o conversor CC-CA é composto por um conjunto de seis interruptores distribuídos em pares para cada uma das três fases. Cada par de interruptores é responsável por selecionar a situação de fornecimento da fase entre: uma alimentação positiva, negativa ou nula. A sequência de chaveamento proposta (Figura 19b), é feita de tal maneira que a cada 60° elétricos haja um fluxo de corrente em sentido direto para uma fase, um fluxo reverso para uma segunda fase e um fluxo nula para a terceira. Este modelo de acionamento corresponde para as tensões das fases como três formas de onda trapezoidais defasadas de 120° elétricos entre si.

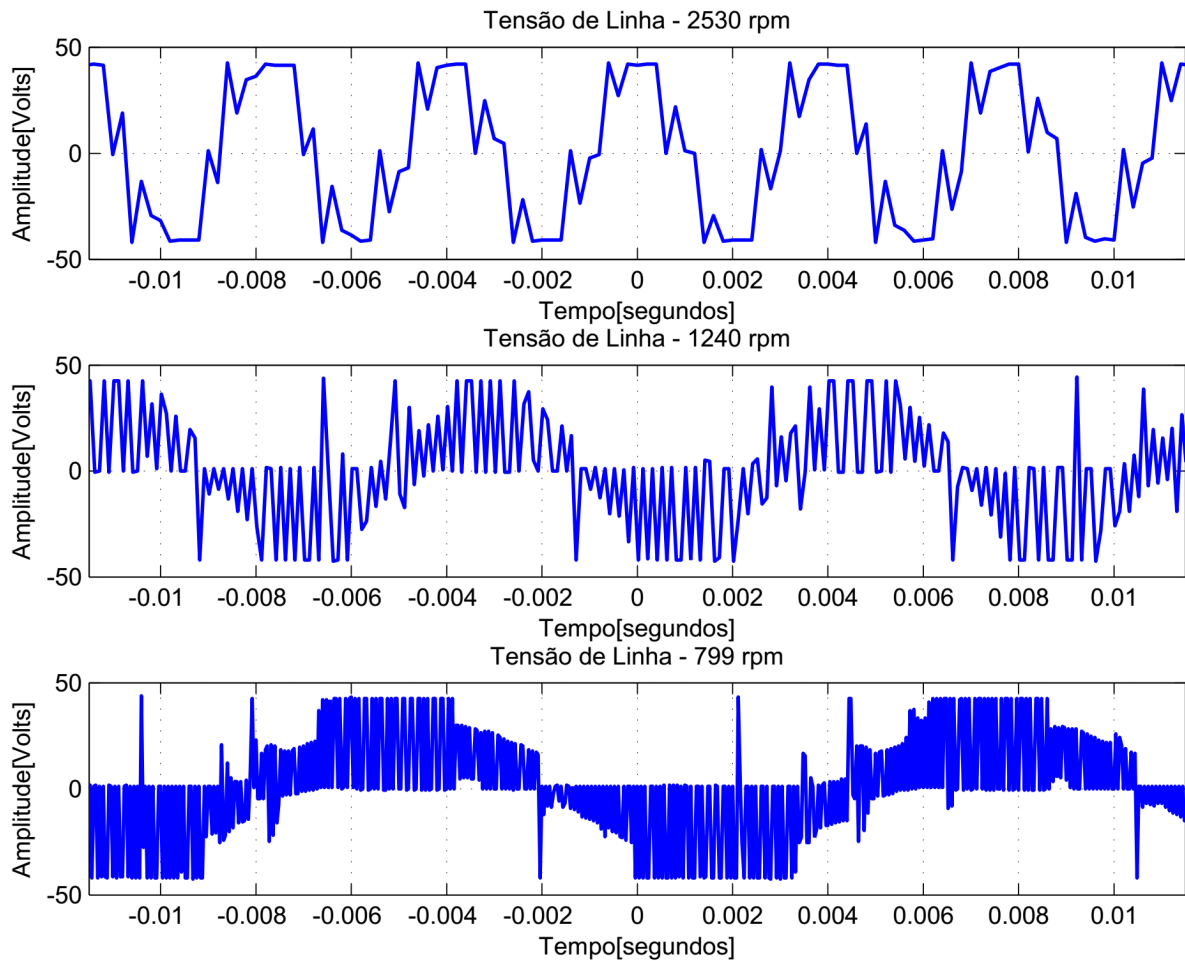
O acionamento do protótipo de máquina de Lundell será feito utilizando o controlador para motores sem escovas, modelo GT20150815-12G10 (Figura 20), de 800 W com corrente máxima de 30 A e desligamento dos sinais de saída como proteção para casos em que a alimentação é inferior à 31 V em corrente contínua. Embora este instrumento permita diversas funcionalidades tais como: sensoriamento da posição do eixo, medidor de velocidade de rotação, controle de velocidade de cruzeiro, etc. O controlador utilizado neste estudo tem sua velocidade de rotação controlada por comando externo e aciona o protótipo através da configuração sem sensoriamento da posição do eixo, na qual são acionadas sempre duas fases simultaneamente do motor e é feita a leitura da tensão induzida na fase restante.

Figura 20 – Controlador *Brushless* GT20150815 - 12G10 800W 30A.



Fonte: elaborado pelo autor

Associando esse dispositivo com o protótipo, é verificado que devido ao tempo de leitura da tensão induzida não é possível operar este dispositivo em baixas velocidades. Desta forma, a rotação da máquina elétrica excursiona dentro da faixa aproximada de 200 à 2500 RPM para a situação do rotor girando livremente. A Figura 21 é uma composição onde são apresentadas as tensões de linha para a situação de rotação do eixo em 2530, 1240 e 799 RPM.

Figura 21 – Acionamento *Brushless* sem sensoriamento com controle de ciclo de trabalho por PWM.

Fonte: elaborado pelo autor

Inspecionando a forma de onda da tensão presente nos terminais da máquina elétrica, observa-se que não há alteração na amplitude de tensão, sendo que o controle de rotação do motor é feito pelo controle do ciclo de trabalho através do acionamento em PWM, cuja frequência de chaveamento é constante e interna ao módulo de controle. Desta forma, partindo da situação de 2530 RPM, onde o ciclo de trabalho é total, a redução da rotação do rotor é produto da diminuição do ciclo de trabalho do sinal injetado nos enrolamentos do estator.

Analisando a máquina síncrona e o controlador como um conjunto é possível estudar esse bloco como um motor de corrente contínua. Como apresentado nas Equações 29 e 30, este conceito permite descrever o funcionamento do equipamento com apenas dois coeficientes, representando satisfatoriamente o comportamento real do conjunto (CHIASSON, 2005).

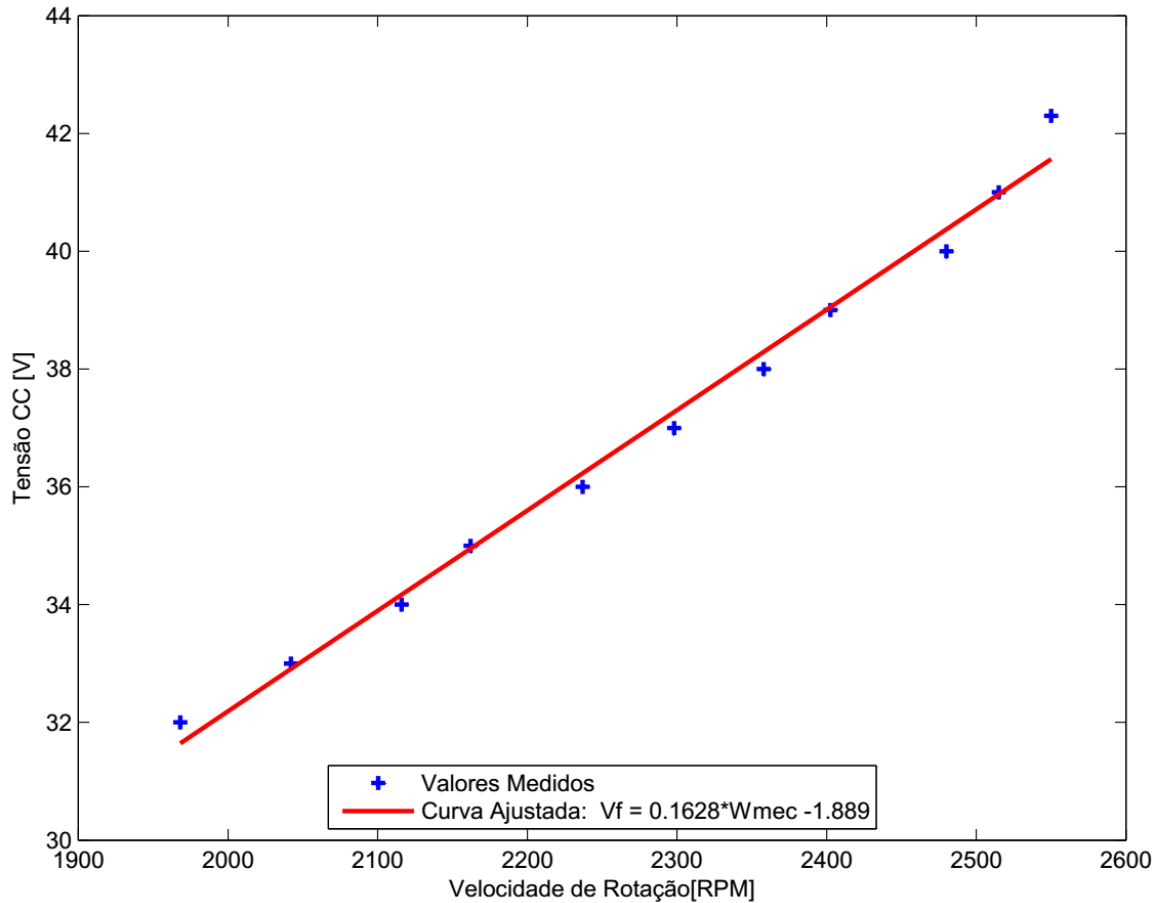
$$E_a = K_b \cdot \omega_{mec} \quad (29)$$

$$C_m = K_t \cdot I_a \quad (30)$$

6.4.1 Coeficiente de Tensão Induzida

O ensaio para obtenção do coeficiente de tensão induzida é realizado com a máquina sendo acionada pelo controlador e operado sem nenhuma carga em seu eixo, desta forma traça-se a relação da rotação produzida dada a magnitude da tensão que alimenta o controlador, conforme a Figura 22.

Figura 22 – Coeficiente de tensão induzida.



Fonte: elaborado pelo autor

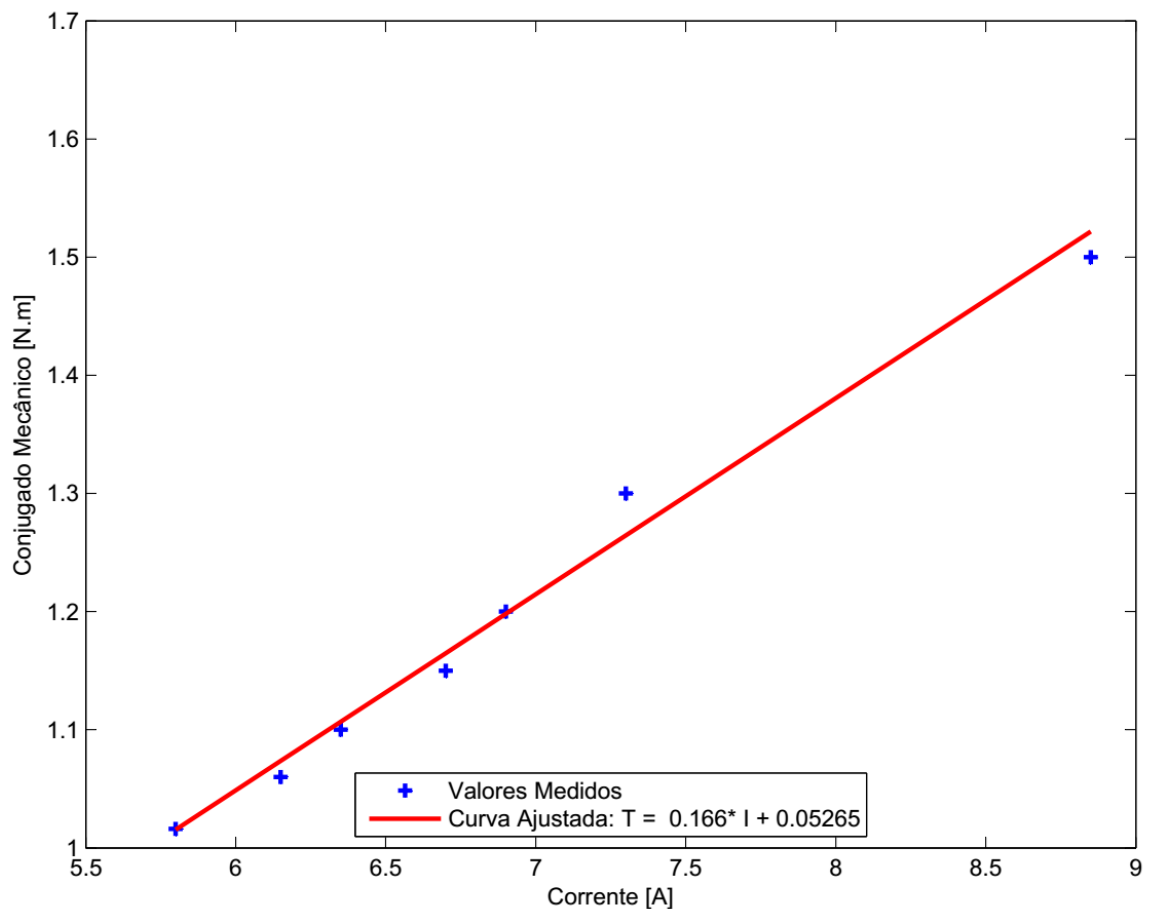
Para os pontos medidos no experimento foi feita a regressão linear, adquirindo assim a equação de reta. Desta equação, foi descartado o coeficiente linear, visto que este tem pouca influência na relação entre rotação e tensão produzida,. Desta forma, apenas o coeficiente angular é aplicado na Equação 29.

$$E_a = K_b \cdot \omega_{mec} = E_a = (0,1628) \cdot \omega_{mec} \quad (31)$$

6.4.2 Coeficiente de Conjugado

O ensaio para obtenção do coeficiente de conjugado é realizado com a máquina acoplada ao motor de indução. O protótipo é acionado pelo controlador na máxima rotação possível, enquanto o motor de indução é inicialmente mantido na situação de conjugado resistente mínimo. A análise se dá com o aumento do conjugado de frenagem produzido pelo motor de indução, desta forma traça-se, na Figura 23, a relação da corrente consumida pelo controlador dada a situação de conjugado presente no eixo da máquina.

Figura 23 – Coeficiente de conjugado.



Fonte: elaborado pelo autor

Foi feita a regressão linear dos pontos mensurados, sendo novamente descartado o coeficiente linear e aplicando o coeficiente angular na Equação 30), conforme (32).

$$C_m = K_t \cdot I_a = C_m = (0,166) \cdot I_a \quad (32)$$

Observa-se na Figura 23, que o conjugado mínimo apresentado é próximo de 0,83 Nm, este valor corresponde, ao conjugado resistente característico do motor de indução e da estrutura do torno. Outro ponto importante está na limitação de corrente, em torno de 9 A, da fonte CC

que alimenta o controlador. Durante o experimento foi considerado a utilização de uma fonte CC com maior capacidade de corrente, entretanto, esta apresentou sérios problemas de estabilidade do seu valor de tensão. Optou-se então, por manter a fonte inicial e realizar os ensaios para uma faixa restrita de corrente.

De posse dos coeficientes de conjugado e de tensão induzida é possível simular o comportamento dinâmico para o modelo de máquina de corrente contínua estudado.

A Equação 33 representa o comportamento elétrico da máquina de corrente contínua, onde é apresentado circuito fechado composto pela tensão da fonte V_s , pela queda de tensão sobre a resistência do enrolamento $R \cdot i$, pela tensão de reação da bobina ao transiente da corrente de armadura $L \frac{di}{dt}$ e pela tensão induzida pelo movimento do rotor K_b , representada pelo produto da constante de tensão induzida e da variação angular do rotor (CHIASSON, 2005).

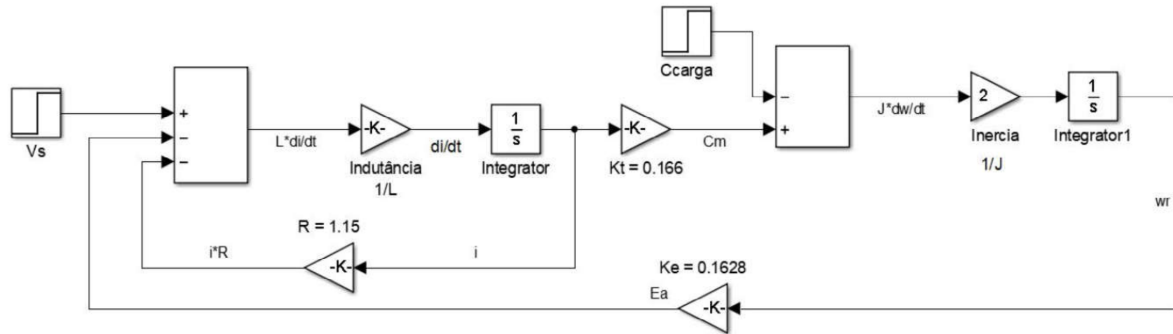
$$L \frac{di}{dt} = -R \cdot i + V_s - K_b \frac{d\theta}{dt} \quad (33)$$

De forma semelhante, o comportamento mecânico é representado em (34). Onde o conjugado produzido pela corrente de armadura $K_t \cdot i$ deve ser igual ao somatório do conjugado da carga do eixo C_{carga} , do atrito causado pela rotação $b \frac{d\theta}{dt}$ e da inércia do eixo frente a variações da velocidade de rotação $J \frac{d^2\theta}{dt^2}$ (CHIASSON, 2005).

$$J \frac{d^2\theta}{dt^2} = K_t \cdot i - C_{carga} - b \frac{d\theta}{dt} \quad (34)$$

Partindo dessas equações, foi elaborado o diagrama de blocos no programa SIMULINK®, sobre o qual realizou-se a simulação do comportamento dinâmico do protótipo estudado utilizando o modelo de máquina de corrente contínua.

Figura 24 – Diagrama de blocos da simulação do modelo dinâmico da máquina de Lundell.

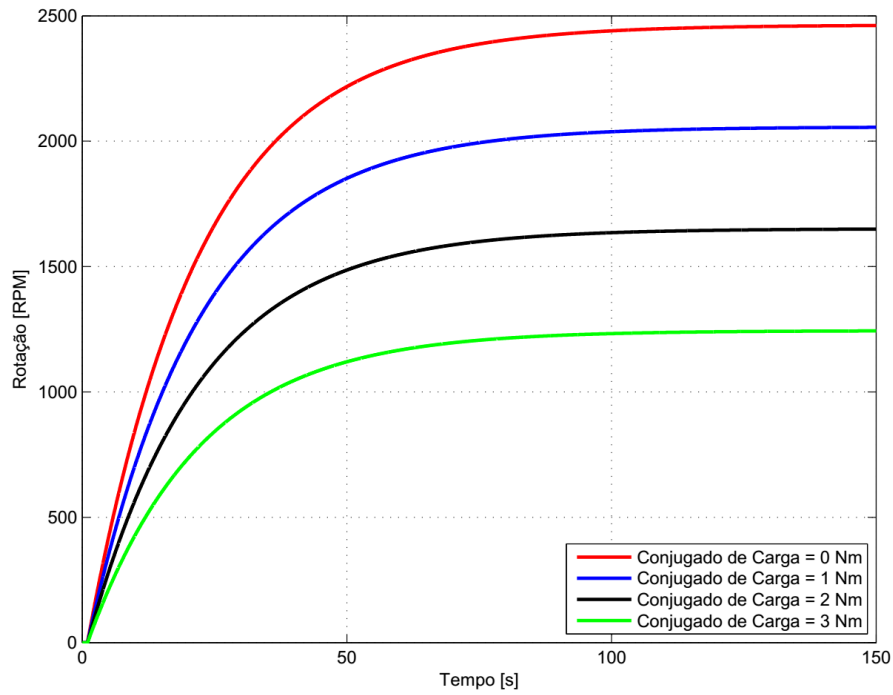


Fonte: elaborado pelo autor

Conforme mostra o diagrama da Figura 24, foi desconsiderado a contribuição do atrito do eixo por este ter uma influência mínima no funcionamento da máquina em regime permanente. Para a simulação, a tensão da fonte V_s foi mantida constante no valor de 42 V, o conjugado de carga apresentado no eixo C_{carga} alterado ao longo da simulação e utilizou-se um valor genérico para a inércia apresentada pela máquina.

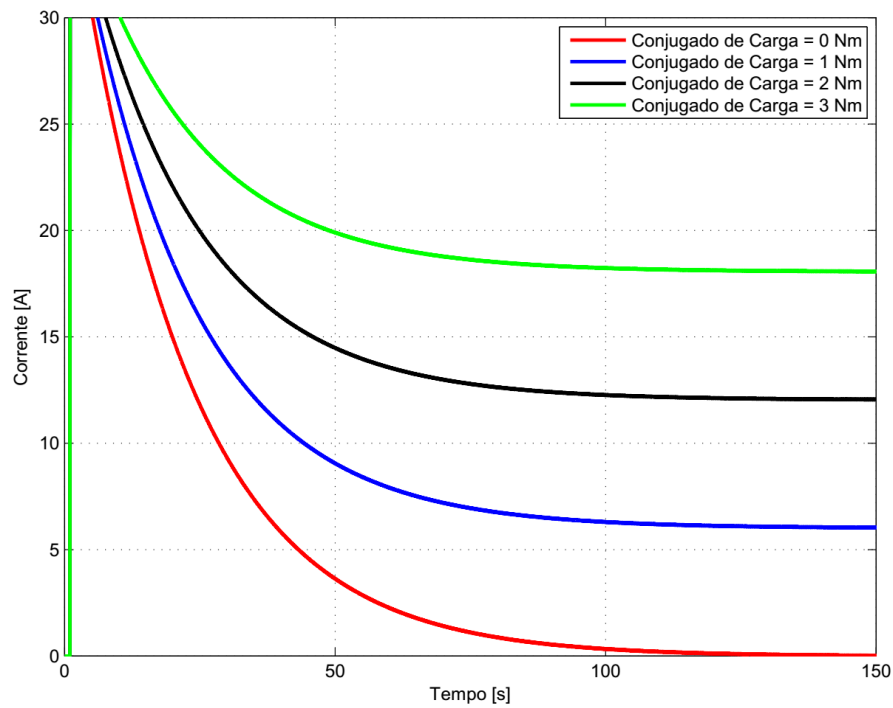
Com isto, chega-se as Figuras 25 e 26 onde são expostas respectivamente as características de rotação e corrente de armadura para o modelo simulado. As curvas exibem desde o regime transitório até o ponto de estabilização do funcionamento do equipamento para diversas situações de cargas no eixo do motor.

Figura 25 – Variação da rotação no eixo frente a aplicação de cargas para a simulação do modelo dinâmico da máquina de Lundell.



Fonte: elaborado pelo autor

Figura 26 – Variação da corrente de armadura frente a aplicação de cargas para a simulação do modelo dinâmico da máquina de Lundell.



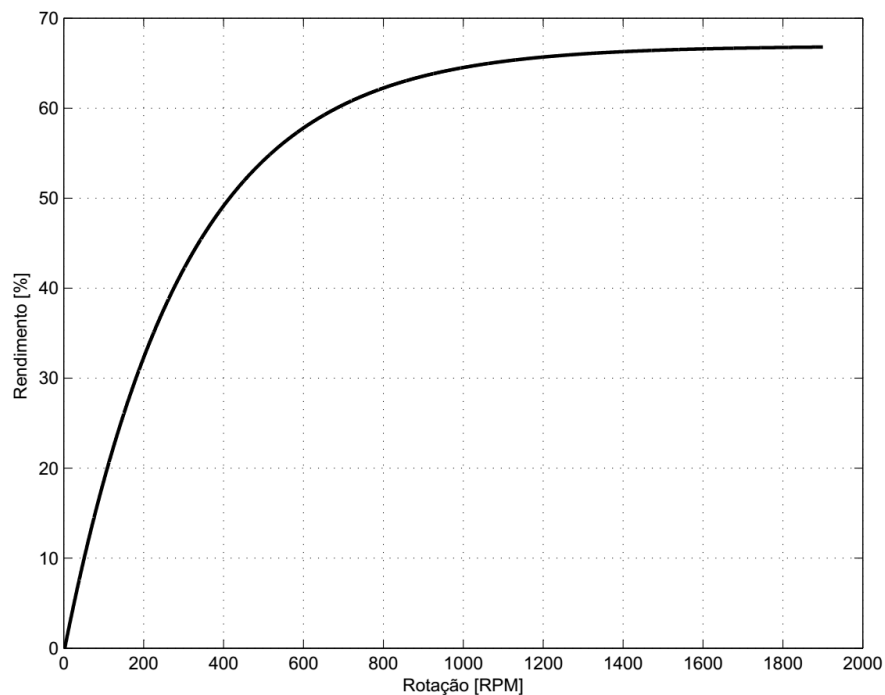
Fonte: elaborado pelo autor

Na operação da máquina de ímãs permanentes não possível realizar a alteração da excitação de campo, de forma que campo magnético apresentado por esta é fixo. Tendo isso em vista e observando na Figura 25 que na simulação o protótipo não atinge seu ponto de operação nominal, postula-se que o campo magnético fornecido pelo ímã não é suficiente para atingir as condições nominais de operação desta máquina, mesmo sem nenhuma carga associada ao eixo.

Como é observável nas Figuras 25 e 26, o incremento de cargas no eixo exerce influência direta na corrente de armadura exigida para a operação, isso acarreta no aumentando a queda de tensão causada pelo enrolamento, conseqüentemente ocorre a redução da tensão efetivamente enviada para o equipamento e a reduzindo da rotação.

Desta simulação também levanta-se o rendimento do equipamento em função da sua rotação, que é retratado na Figura 27.

Figura 27 – Rendimento avaliado por simulação do modelo dinâmico da máquina de Lundell.



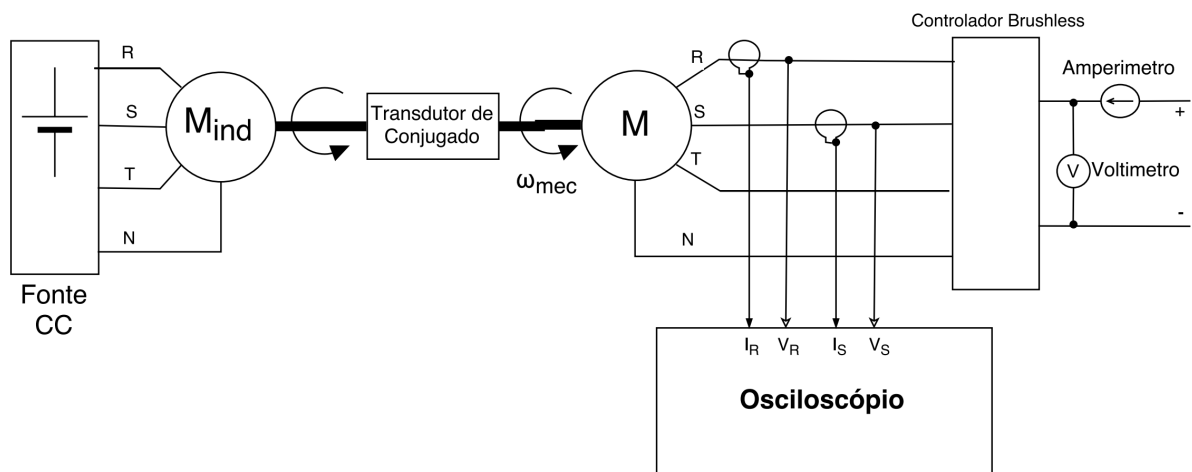
Fonte: elaborado pelo autor

Como se faz necessário ter algum valor de conjugado no eixo para o cálculo da potência mecânica, avaliou-se o rendimento da máquina para valores de conjugado acima de 1 Nm e em decorrência do que já foi abordado a velocidade de rotação ficou limitada para a abaixo de 1800 RPM. Devido a característica da curva de rendimento estar se estabilizando em um valor para rotações acima de 1400 RPM, pode-se afirmar que este valor não estará muito longe do rendimento apresentado pela máquina em sua condição nominal de 4000 RPM. Desta forma, define-se que rendimento da máquina é próximo de 65%, apesar do rendimento ter sido avaliado em uma rotação abaixo da nominal.

6.5 Ensaio do protótipo funcionando como motor

Para o arranjo montado na bancada de testes, explorando a situação do protótipo operando como máquina primária. Logo, o motor de indução foi alimentado com corrente contínua, através da conexão de uma fonte CC controlada aos seus enrolamentos. De modo que, com o controle de tensão da fonte seja possível ajustar o conjugado de frenagem no eixo, produzido pelo motor de indução. A máquina síncrona, por sua vez, é alimentada pelo controlador de motor sem escovas e tem seu valor de tensão e corrente coletados pelo osciloscópio. Adicionalmente, é medido para este experimento a tensão e a corrente fornecidas ao controlador, conforme demonstra a Figura 28.

Figura 28 – Diagrama de ligações para o ensaio do protótipo como motor.

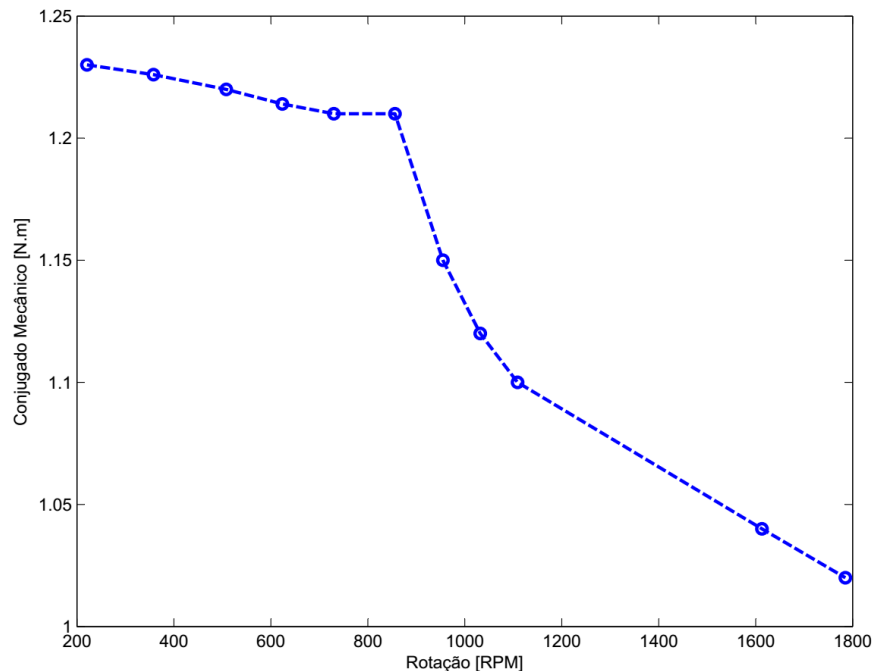


Fonte: elaborado pelo autor

Os testes seguiram a seguinte rotina: o motor síncrono foi inicialmente acionado pelo controlador com a máxima rotação e o motor de indução foi ajustado para produzir a menor carga mecânica para o eixo. Progressivamente o valor da fonte de corrente contínua ligado ao motor de indução foi incrementado, fazendo este produzir um conjugado de frenagem cada vez maior, até que o motor síncrono perca a sincronia do eixo com o campo magnético girante.

A curva de conjugado pela rotação, apresentada na Figura 29, foi gerada diretamente a partir dos dados do experimento.

Figura 29 – Conjugado mecânico em relação a rotação.



Fonte: elaborado pelo autor

Em comparação com a Figura 10, é visto que a máquina de Lundell apresenta uma curva de conjugado típica para motores elétricos. A rotação mínima indicada é de 200 RPM, pois abaixo desse ponto a máquina perde sua capacidade de produzir conjugado. Isso ocorre devido à perda de sincronia do rotor com o campo magnético girante, essa é uma particularidade do acionamento sem sensoramento da posição do eixo utilizado para a máquina. Deste modo, seria importantíssimo operar a máquina com sensoramento de posição no eixo, deixando a operação mais robusta e eliminando o ponto de perda de sincronismo do rotor.

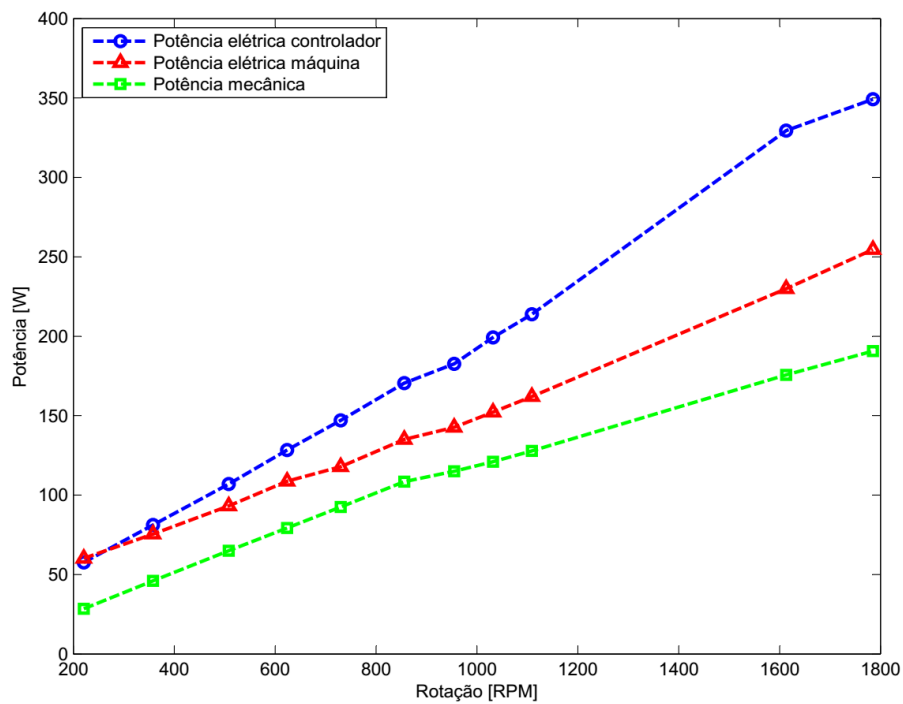
Da mesma maneira que foi visto na Figura 23, percebe-se que somente o motor de indução já injeta uma carga considerável no eixo, de aproximadamente 1 Nm, somente este carregamento já limita a rotação do motor para valores abaixo de 1800 RPM. Este fenômeno está em conformidade com o comportamento simulado para o equipamento observável nas Figuras 25 e 26, onde ocorre o conjugado no eixo exige uma maior corrente de armadura acarretando em uma maior queda de tensão no enrolamento e conseqüentemente em uma redução na velocidade de rotação.

Outra dificuldade para a operação deste aparelho como motor está na fonte de alimentação utilizada para o experimento, pois esta fonte limita a corrente fornecida ao módulo controlador em aproximadamente 9 A, acarretando em uma separação do comportamento simulado e do

comportamento prático do protótipo para valores próximos deste limite. Por esta razão, há a discrepância da máquina apresentar uma rotação de 200 RPM para um conjugado de 1,24 Nm, conforme a Figura 29. Ao passo que, segundo o que é apontado pela Figura 25, na simulação uma carga com essa magnitude de conjugado é associada a um conjugado de aproximadamente 1800 RPM.

Aplicando os dados coletados no ensaio nas Equações 8 e 9, é possível traçar a curva de potência por rotação. Na Figura 30 são apresentadas as potências fornecida para cada etapa da conversão eletromecânica do conjunto controlador-motor.

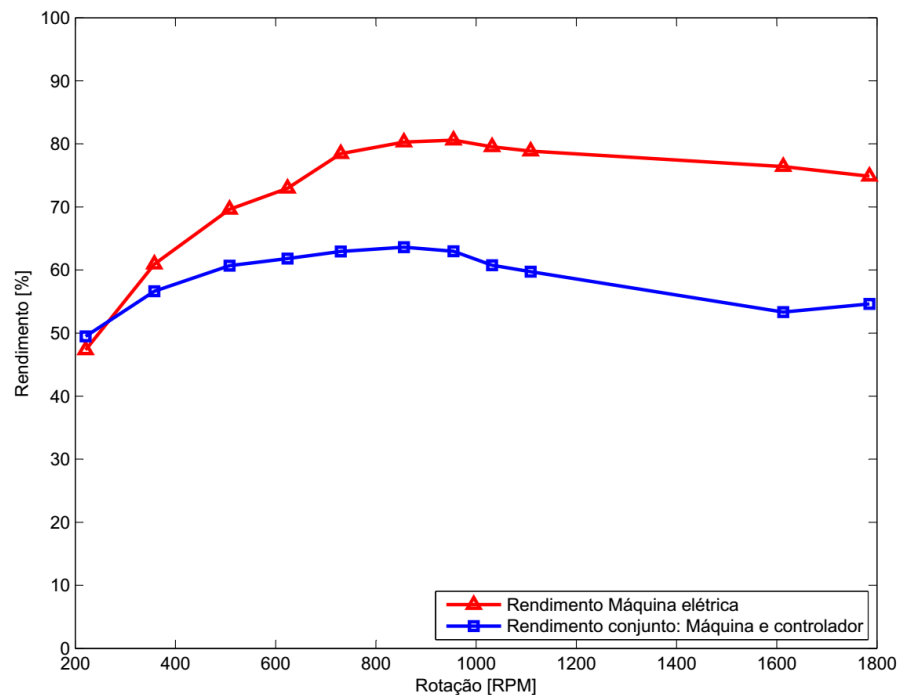
Figura 30 – Potência do protótipo como motor.



Fonte: elaborado pelo autor

Processando os dados com a Equação 17, pode-se de ilustrar o rendimento da máquina e o rendimento do conjunto em relação à rotação, conforma a Figura 31.

Figura 31 – Rendimento do protótipo como motor.



Fonte: elaborado pelo autor

As curvas apresentadas dão maiores detalhes da relação entre a potência fornecida e a potência entregue ao eixo. Mostrando detalhe como: a rápida diminuição do rendimento em rotações muito baixas e o comportamento mais constante dos valores para rotações acima de 1000 RPM. Traduzindo em valores o que foi observado na Figura 30, verifica-se que o rendimento do conjunto de controlador e protótipo, que pode ser representado pelo modelo de motor CC, apresentou um rendimento na faixa de 55%, sendo o controlador sozinho responsável por absorver mais da metade da potência entregue não convertida pelo sistema. Ao passo que o rendimento somente da máquina está em torno de 75%.

Comparando o rendimento obtido praticamente com o levantado por meio de simulação, tem-se que para o grau de precisão aplicada aos experimentos há uma diferença mínima entre os dois resultados. Com isso, avalia-se que a utilização do modelo de máquina de corrente contínua funcionou bem para a representação do funcionamento do protótipo associado ao módulo de acionamento pra motores sem escovas.

7 Conclusões

A proposta inicial deste estudo era adquirir dados do protótipo de máquina de Lundell com ímãs permanentes no rotor, de modo a tornar possível a averiguação da compatibilidade desta máquina com aplicações automotivas. Durante o processo de desenvolvimento da pesquisa, constatou-se que o modelo de veículo elétrico utilizado estava além da capacidade do protótipo, desta forma a pesquisa prosseguiu com o propósito de determinar o incremento no rendimento causado pelo emprego do no rotor do protótipo.

Há indícios que a inserção dos ímãs permanentes no rotor da máquina tenha ocasionado aumento do rendimento da máquina, quando operando como gerador. O protótipo apresentou rendimento com valores acima de 55%, haja visto que o equipamento está operando com rotação máxima de 800 RPM, muito abaixo da sua rotação nominal, por causa de limitações decorrentes da bancada de teste. Desta forma, estipula-se que o rendimento apresentado pelo protótipo em sua rotação nominal será ainda maior. Embora seja possível contrastar o rendimento do protótipo com a máquina de Lundell de referência, observando que ambos os rendimentos estão em patamares próximos, mesmo com a diferença de rotação entre as máquinas. O mesmo não ocorre para fazer uma comparação assertiva, utilizando valores para definir esta relação entre as máquinas, pois a máquina de referência está operando na faixa de rotação, de 3000 à 6000 RPM, diferente do protótipo. Com isso, são necessários testes com um aparato mais robusto para obter uma resposta concreta sobre o ganho de rendimento que o ímã permanente causa.

Na operação como motor foi verificado, por meio de simulação, que o protótipo não consegue atingir o ponto de operação nominal para uma máquina de Lundell. Isso ocorreu devido a insuficiência do campo magnético gerado pelo ímã permanente para superar a carga de conjugado do próprio rotor, o protótipo opera então com uma rotação máxima de 2500 RPM. Adicionalmente foram encontradas várias dificuldades durante a realização dos ensaios que reduziram ainda mais a faixa de operação deste equipamento, limitando em 1800 RPM ou 1,2 Nm, para esta situação o protótipo apresentou uma eficiência em torno de 60%, bastante próximo do valor de 65%, levantado através da simulação. Infelizmente, não é possível precisar o impacto no rendimento do protótipo causado pela inserção do ímã permanente, pois não foi possível operar a máquina em sua condição nominal de rotação. Apesar de tudo, utilização do modelo de máquina de corrente contínua para representação do protótipo se mostrou bastante satisfatória, por apresentar resultados próximos aos encontrados nos ensaios, permitir uma análise mais aprofundada do funcionamento do equipamento e evidenciando pontos problemáticos na execução dos ensaios, como foi o caso da limitação de corrente da fonte de alimentação.

Concluí-se então, que o objetivo definido no início deste estudo não foi totalmente atingido devido as limitações encontradas ao longo dos ensaios e pela falta de tempo hábil para

encontrar soluções adequadas para resolver as mesmas. Apesar disto, este trabalho desempenhou um importante papel na pesquisa da máquina de Lundell para aplicações de tração elétrica, colaborando com uma fundamentação teórica direcionada para esta aplicação e definindo os limites teóricos e a simulação da operação do protótipo. Da mesma forma, ao longo deste trabalho, houveram muitas dificuldades na transposição do estudo teórico para os ensaios práticos, onde foi necessário o aprimoramento de habilidades como: resolução de problemas, avaliação de soluções pelo quesito técnico-econômico e análise crítica de resultados.

8 Propostas de Trabalhos Futuros

Tendo em vista as limitações de tempo e recursos para o desenvolvimento houve algumas linhas de pesquisa que foram abandonadas, da mesma forma, os resultados obtidos neste estudo trouxeram novos questionamentos sobre o emprego da máquina de Lundell. Sendo assim, como trabalho futuros, podem-se sugerir:

1. Caracterização da máquina de Lundell com um aparato mais elaborado, sendo sugerido o aprimoramento da estrutura de testes pela utilização de um dinamômetro;
2. Verificação do desempenho do protótipo pra uma alimentação senoidal e comparação dos benefícios de utilizar um controlador que produz uma forma de onda semelhante à máquina com o gasto de potência para suprir este controlador,
3. Estudo para a implantação de acionamento eletrônico com sensoramento da posição do rotor, para garantir um conjugado elevado na situação de rotor bloqueado.
4. Implementação de alterações mais profundas na estrutura da máquina de Lundell, conforme indicado no Capítulo 4, para aumentar o rendimento desta máquina.

Referências

- BOLDEA, I. *Variable Speed Generators*. CRC Press, 2005. (The Electric Generators Handbook). ISBN 9781420037265. Disponível em: <https://books.google.com.br/books?id=EY58_akmQHsC>. Citado 3 vezes nas páginas 12, 17 e 19.
- BOSCH. *Alternators - Visual identification guide*. 2010. Disponível em: <http://www.bosch.co.nz/car_parts/en/downloads/visual_id_alternators_b.pdf>. Acesso em: 14 jun. 2017. Citado na página 34.
- CHAPMAN, S. *Fundamentos de Máquinas Elétricas - 5ed.* AMGH Editora, 2013. ISBN 9788580552072. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=Fyg6AgAAQBAJ>>. Citado na página 22.
- CHIASSON, J. *Modeling and High Performance Control of Electric Machines*. Wiley, 2005. (IEEE Press Series on Power Engineering). ISBN 9780471722342. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=cq6RPPsOyt8C>>. Citado 3 vezes nas páginas 39, 49 e 52.
- CRISTIAN, B. et al. The advantages of numerical analysis for claw pole alternator. In: *2014 International Conference and Exposition on Electrical and Power Engineering (EPE)*. Iasi, Romania: EPE, 2014. p. 353–357. Citado na página 33.
- DAJAKU, G. et al. Hybrid excited claw pole rotor for high power density automotive alternators. In: *2016 XXII International Conference on Electrical Machines (ICEM)*. Lausanne, Switzerland: ICEM, 2016. p. 2536–2543. Citado na página 11.
- ECKERT, P. R. *Metodologia de projeto de atuador eletromagnético linear para sistemas de suspensão semiativa e ativa*. Tese (Doutorado) — Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Escola de Engenharia. Programa de Pós - Graduação em Engenharia Elétrica, 2016. Citado 2 vezes nas páginas 36 e 37.
- EHSANI, M.; GAO, Y.; EMADI, A. *Modern Electric, Hybrid Electric, and Fuel Cell Vehicles: Fundamentals, Theory, and Design, Second Edition*. CRC Press, 2009. (Power Electronics and Applications Series). ISBN 9781420054002. Disponível em: <https://books.google.com.br/books?id=Rue_FhZsV40C>. Citado na página 29.
- ERBER, P. *ACIONAMENTO DE VEÍCULOS LEVES*. 2017. Disponível em: <http://www.inee.org.br/informacoes_imprensa_artigo.asp?id=694&Cat=info>. Acesso em: 23 jun. 2017. Citado na página 29.
- GIERAS, J. *Permanent Magnet Motor Technology: Design and Applications, Third Edition*. CRC Press, 2010. (Electrical and Computer Engineering). ISBN 9781439859018. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=rFrFLUTri0MC>>. Citado na página 35.
- GUO, Y. et al. Comparative study of 3-d flux electrical machines with soft magnetic composite cores. *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. 39, n. 6, p. 1696–1703, Nov 2003. ISSN 0093-9994. Citado na página 32.

- HAGSTEDT, D. *Comparison of Different Electrical Machines for Belt-driven Alternator and Starter*. 166 p. Tese (Doutorado) — Lund University, 2013. Citado 6 vezes nas páginas 22, 23, 24, 25, 26 e 27.
- HANSELMAN, D. *Brushless Permanent Magnet Motor Design*. Magna Physics Publishing, 2003. ISBN 9781881855156. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=riIVPgAACAAJ>>. Citado 4 vezes nas páginas 18, 19, 46 e 47.
- HBM. *T20WN - Torque Transducers*. 2016. Disponível em: <<http://www.rcs-co.com/Products/PDF/HBM/Torque%20Transducers/T20WN.pdf>>. Acesso em: 09 jul. 2017. Citado na página 40.
- HIRST. *GM04 & GM05 Gaussmeters*. 2004. Disponível em: <<http://www.hirst-magnetics.com/downloads/GM04&GM05.pdf>>. Acesso em: 02 jul. 2017. Citado na página 43.
- IVANKOVIC, R. et al. Power electronic solutions to improve the performance of lundell automotive alternators. In: CARMO, P. J. (Ed.). *New Advances in Vehicular Technology and Automotive Engineering*. Minho, Portugal: InTech, 2012. p. 169–190. ISSN 978-953-51-0698-2. Citado 2 vezes nas páginas 11 e 14.
- LIU, H. C. et al. Optimal rotor structure design of claw-pole alternator for performance improving using static 3d fem coupled-circuit model. In: *2016 IEEE Conference on Electromagnetic Field Computation (CEFC)*. Miami, USA: CEFC, 2016. p. 1–1. Citado na página 15.
- LUNDMARK, S. K. T. *Application of 3-D Computation of Magnetic Fields to the Design of Claw Pole Motors*. Tese (Doutorado) — Chalmers University of Technology, 2005. Citado na página 32.
- LUNDMARK, S. T.; ALATALO, M. A segmented claw-pole motor for traction applications considering recycling aspects. In: *Eighth International Conference and Exhibition on Ecological Vehicles and Renewable Energies (EVER)*. Monte Carlo, Monaco: IEEE Industry Applications Society, 2013. p. 1–6. Citado na página 33.
- MIN, C.; XIUHE, W.; CHANGQING, Z. The basic research of novel hybrid excitation brushless claw pole alternator. In: *2016 IEEE 11th Conference on Industrial Electronics and Applications (ICIEA)*. Wuhan, China: ICIEA, 2016. p. 1479–1483. Citado na página 21.
- MINIPA. *TACÔMETRO DE CONTATO DIGITAL*. 2016. Disponível em: <http://www.minipa.com.br/images/proposta_tecnica/MDT-2245A-1302-BR.pdf>. Acesso em: 09 jul. 2017. Citado na página 41.
- MITUTOYO. *Paquímetros - Série 500*. 2016. Disponível em: <http://www.mitutoyo.com.br/novosite/download/catalogogeral/p2016/16_paquímetros.pdf>. Acesso em: 02 jul. 2017. Citado na página 39.
- NASAR, S. *Schaum's Outline of Electric Machines & Electromechanics*. McGraw-Hill Education, 1998. (Schaum's outline series). ISBN 9780070459946. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=KZFR1iLRs10C>>. Citado na página 18.
- OSTOVIC, V. et al. A magnetic-equivalent-circuit-based performance computation of a lundell alternator. *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. 35, n. 4, p. 825–830, Jul 1999. ISSN 0093-9994. Citado na página 16.

- PROSYS. *AC/DC Current Probes - CP3 -SERIES*. 2016. Disponível em: <http://www.i-prosys.com/images/documents/datasheets/dCP3_SERIES_110930_09.pdf>. Acesso em: 09 jul. 2017. Citado na página 44.
- TANG, S. C.; KEIM, T. A.; PERREAULT, D. J. Thermal modeling of lundell alternators. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, v. 20, n. 1, p. 25–36, March 2005. ISSN 0885-8969. Citado na página 13.
- WHALEY, D. M.; SOONG, W. L.; ERTUGRUL, N. A segmented claw-pole motor for traction applications considering recycling aspects. In: *Australasian Universities Power Engineering Conference (AUPEC 2004)*. Brisbane, Australia: AUPEC, 2004. Citado 2 vezes nas páginas 15 e 33.
- WILTUSCHNIG, I. P. *Projeto e dimensionamento de um sistema de tração para veículos elétricos*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Escola de Engenharia. Programa de Pós - Graduação em Engenharia Elétrica, 2016. Citado 3 vezes nas páginas 28, 30 e 31.

APÊNDICE A – Esboço do Rotor do Protótipo

