



**FUNDAÇÃO
UNIVERSIDADE
FEDERAL DE
MATO GROSSO DO SUL**

**FACULDADE DE ENGENHARIAS,
ARQUITETURA E URBANISMO E
GEOGRAFIA**

Engenharia Elétrica

**Projeto e Análise de um Motor Síncrono de Relutância
Assistido por Imãs Permanentes para Aplicação na
Eletrificação de Veículos Pesados**

Leonardo Oliveira Such

Campo Grande MS
24 de fevereiro de 2022



FUNDAÇÃO
UNIVERSIDADE
FEDERAL DE
MATO GROSSO DO SUL

FACULDADE DE ENGENHARIAS,
ARQUITETURA E URBANISMO E
GEOGRAFIA

Engenharia Elétrica

Projeto e Análise de um Motor Síncrono de Relutância Assistido por Imãs Permanentes para Aplicação na Eletrificação de Veículos Pesados

Leonardo Oliveira Such

Orientador: Prof. Dr. Márcio Luiz Magri Kimpara

Trabalho de Conclusão de Curso
apresentado à Universidade Federal de
Mato Grosso do Sul na Faculdade de
Engenharias, Arquitetura e Urbanismo e
Geografia, como requisito parcial para
obtenção do título de Engenheiro(a)
Eletricista.

Campo Grande MS
24 de fevereiro de 2022

Projeto e Análise de um Motor Síncrono de Relutância

Assistido por Imãs Permanentes para Aplicação na

Eletrificação de Veículos Pesados

Monografia apresentada à Universidade Federal de Mato Grosso do Sul na Faculdade de Engenharias, Arquitetura e Urbanismo e Geografia, para obtenção da Graduação em Engenharia Elétrica.

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Marcio Luiz Magri Kimpara
Orientador

Prof. Dr. Valmir Machado Pereira

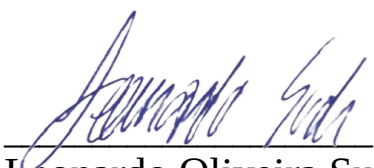
Prof. Dr. Raymundo Cordero Garcia

Campo Grande MS
24 de fevereiro de 2022

DECLARAÇÃO DE AUTORIA E RESPONSABILIDADE

Leonardo Oliveira Such, residente e domiciliado na cidade de Campo Grande, Estado do Mato Grosso do Sul, portador do RG de nº 1.923.676 e CPF nº048.161.631-40, declaro que o “Trabalho de Conclusão de Curso” apresentado, com o título “Design e Simulação de Um Motor Síncrono Multifásico de Relutância Assistido por Imãs Para Aplicação em Caminhões Elétricos de Grande Porte” é de minha autoria e assumo a total responsabilidade pelo seu conteúdo e pela originalidade do texto. Declaro que identifiquei e referenciei todas as fontes e informações gerais que foram utilizadas para construção do presente texto. Declaro também que este artigo não foi publicado, em parte, na íntegra ou conteúdo similar em outros meios de comunicação, tendo sido enviado com exclusividade para a Universidade Federal de Mato Grosso do Sul (UFMS).

Campo Grande, 24 de fevereiro de 2022.



Leonardo Oliveira Such

Dedicatória

Dedico este trabalho à minha mãe e ao meu pai, Ana e Kleber, que sempre acreditaram que a educação garantiria meu futuro.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a entrega deste trabalho e a minha formação como engenheiro eletricista principalmente à minha família e amigos, que sempre me deram suporte e estrutura em tudo que eu possivelmente precisasse.

Também agradeço ao Prof.^o Dr. Márcio Kimpara pelo auxílio, empenho e todas as informações valiosas que me passou sobre um tema que pouco estudamos durante a graduação

RESUMO

O motor síncrono de relutância assistido por ímãs permanentes (PMaSynRM) vem provando ser um excelente candidato para a eletrificação de veículos, principalmente, devido à sua robustez, maior eficiência que o motor de indução e desempenho comparável ao de motores à ímãs permanentes. A adição de ímãs de ferrita nas barreiras de fluxo, em detrimento do neodímio, auxilia na independência de fabricação da máquina no que se refere aos materiais de terras raras, além disso, adotando um sistema de alimentação polifásica é possível ganhar um fator de redundância à falta. Neste trabalho, um motor desta família é dimensionado, simulado e analisado via elementos finitos. O motor foi projetado como um possível substituto do motor a diesel Cat® 3512C, do caminhão Caterpillar® 785D. Para mitigar as perdas no cobre, o motor trabalha em alta tensão e o conjunto de particularidades inerentes (ímãs de ferrita, polifásico e de alta potência) torna o design proposto importante para preparar as bases tecnológicas para a eletrificação de caminhões de grande porte. Para tanto, foram utilizadas fórmulas de dimensionamento da literatura especializada, a estrutura do motor foi desenhada através do *AutoCad*, importada e simulada no *Comsol Multiphysics* e analisada através de três estudos. A adição dos ímãs se provou importante para desenvolver o torque de projeto principalmente durante a análise falta de duas fases, além de melhorar a pulsação de torque e aumentar a saliência. A análise mecânica de rotação do rotor apontou que o motor trabalha em segurança na velocidade nominal.

Palavras-Chave: Caminhões elétricos; motor síncrono de relutância; ímãs de ferrita.

ABSTRACT

The permanent magnet assisted synchronous motor (PMaSynRM) has been proven itself as a solid candidate to the main motor in transportation electrification due to the robustness, higher efficiency than the induction motor and performance comparable to the permanent magnet motor. The ferrite magnet addition inside the flux barrier, rather than the neodymium, grants some fabrication independence from the rare-earth materials, furthermore, the adoption of a multi-phase system contributes to the fault tolerance. In this work, a motor with such characteristics was designed, simulated and analyzed by means of finite element method. The motor has been designed as a possible electric motor substitute to the Cat® 3512C (diesel), from Caterpillar's haul truck 785D. To reduce the copper losses, the machine works in high voltage and the set of particularities that it has (ferrite magnets, multi-phasic and high power) turn the proposed design important to the technological basis of the research in the electrification of heavy-duty trucks. Sizing approximation formulas were used from the specialized literature, then, the geometry was drawn in *AutoCad*, imported and simulated in the *Comsol Multiphysics*, and, finally, analyzed by three kind of studies. The magnets addition have proven itself important to the project torque generation, mainly in the two phase fault scenario, furthermore, it decreased the torque ripple and increased the saliency ratio. The rotational mechanical stress analysis showed that the nominal rotor velocity does not deform its structure beyond the point of no return.

Keywords: Electric trucks; synchronous reluctance motor; ferrite magnets.

LISTA DE FIGURAS

<i>Número</i>	<i>Página</i>
Figura 2.1 Fluxo magnético seguindo o caminho de menor relutância (rotor) e produzindo o torque eletromagnético.....	23
Figura 2.2 Caminho de alta relutância, através das barreiras de fluxo, e de menor relutância, cruzando o núcleo do rotor.....	24
Figura 2.3 Rotor do motor síncrono de relutância com as barreiras de fluxo distribuídas e laminação transversal.....	24
Figura 2.4 Rotor do motor de relutância chaveada, em que o direcionamento do fluxo é feito exclusivamente pelo eixo direto	25
Figura 2.5 Curva de torque híbrida (azul) resultante da aplicação do torque de relutância (preto) e do fluxo de remanência dos ímãs (vermelho).....	26
Figura 2.6 Circuito magnético equivalente para o cálculo de L_d (direita) e L_q (esquerda)	32
Figura 3.1 Procedimento para projeto de um motor elétrico qualquer.....	33
Figura 3.2 Parâmetros básicos considerados no design e dimensionamento de um SynRM	35
Figura 3.3 Segmentos do rotor utilizados na definição de W_{air} e W_{iron}	36
Figura 3.4 Panorama do rotor e disposições gerais cotadas das barreiras de fluxo.....	37
Figura 3.5 Panorama do motor completo com cotas em cm	38
Figura 3.6 Topologia do motor proposto no <i>AutoCad</i> , <i>software</i> utilizado para o desenho	40
Figura 3.7 Formato do núcleo do rotor	41
Figura 3.8 Formato do núcleo do estator.....	41
Figura 3.9 <i>Mesh</i> definido para a topologia desenvolvida	43

Figura 3.10	Todas as regiões definidas para o motor. O cinza claro corresponde ao aço elétrico, o escuro, ao aço estrutural, os ímãs em azul-marinho, em azul-claro ar e as fases são coloridas conforme previamente citado	44
Figura 3.11	Orientação magnética definida para os ímãs	45
Figura 4.1	Torque de relutância puro extraído do regime estacionário do motor.....	47
Figura 4.2	Torque total extraído do regime estacionário do motor.....	48
Figura 4.3	Gráfico no espectro da densidade de fluxo nas condições de simulação da figura 4.2	49
Figura 4.4	Curva de torque de repulsão dos ímãs deduzida a partir do ensaio de rotor bloqueado na máquina completa e no motor puramente de relutância.....	50
Figura 4.5	Gráfico no espectro da densidade de fluxo puramente dos ímãs ($I_{rms} = 0A$). 51	51
Figura 4.6	Torque total extraído do regime estacionário do motor considerando a tensão da fase A igual a zero	53
Figura 4.7	Gráfico no espectro da densidade de fluxo em ângulo de torque máximo considerando uma falta na fase A	54
Figura 4.8	Torque total extraído do regime estacionário do motor considerando a tensão da fase A e B igual a zero	55
Figura 4.9	Gráfico no espectro da densidade de fluxo em ângulo de torque máximo considerando uma falta nas fases A e B. É possível observar uma redução substancial na densidade de fluxo média.....	55
Figura 4.10	Análise de <i>stress</i> mecânico nas barreiras de fluxo	57

LISTA DE TABELAS

<i>Número</i>		<i>Página</i>
Tabela 3.1	Parâmetros geométricos do motor proposto.....	39
Tabela 3.2	Parâmetros elétricos do motor proposto.....	39

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO.....	13
1.2. Justificativa (motivação) para o desenvolvimento do trabalho	14
1.3. Objetivos	16
1.3.1. Objetivo Geral.....	16
1.3.2. Objetivos Específicos	16
1.4. Organização do Trabalho	16
2. Fundamentação teórica	18
2.1. Revisão Bibliográfica	18
2.2. Motor Elétrico	20
2.2.1. A Repulsão e a Força de Lorentz.....	21
2.2.2. Ferromagnetismo	22
2.2.3. Motores Síncronos e o Motor de Relutância	23
2.2.4. Motores Síncronos de Relutância Assistido por Imãs	26
2.3. Dimensionamento e Suas Aproximações.....	27
2.4. Design e Simulação.....	29
2.5. Estimativa da Saliência	30
3. Metodologia	33
3.2. Dimensionamento	34
3.3. Design e Definição da Geometria	39
3.4. Parâmetros dos Materiais	41
3.4.1. Aço Elétrico	42
3.4.2. Imãs	42
3.4.3. Cobre, Ar e Aço Estrutural.....	42
3.5. Parâmetros de Estudo e Simulação	42
3.6. Pós-processamento	45
4. Resultados e Discussões	47
4.1. Análise da Máquina Como Um Motor de Relutância.....	47
4.2. Análise da Máquina Completa.....	48
4.3. Dedução do Torque de Repulsão dos Imãs	50
4.4. Estimativa de Perdas	51

4.5.	Análise de Falta de Fases	53
4.5.1.	Queda de Uma Fase	53
4.5.1.	Queda de Duas Fases	54
4.5.2.	Discussão Sobre a Adição de Fases.....	56
4.6.	Análise Mecânica.....	56
4.7.	Estimativa da Saliência	58
5.	Conclusões Gerais e Passos Sugeridos	59
5.1.	Conclusão	59
5.2.	Passos Sugeridos	61
6.	Referências	62
7.	Apêndice A - Script de estimativa de saliência do SynRM.....	67
8.	Apêndice B – Parâmetros básicos de simulação	73

1. INTRODUÇÃO

O crescente avanço na eletrônica de potência, design de motores elétricos veiculares, baterias, infraestrutura de recarga e domínio dos materiais magnéticos têm contribuído para a transição de uma matriz de transporte baseada em motores a combustão interna para uma de menor impacto ambiental e maior eficiência: veículos híbridos (VEH) ou de tração completamente elétrica (VE).

Naturalmente, o maior mercado para a indústria automotiva é a linha leve comercial (como os *hatch's*, *sedan's*, utilitários, entre outros). Em 2019 a agência Grand View Research [1] confirmou esta tendência mostrando que a maior parte do mercado automotivo nos Estados Unidos da América é tomada por essa linha. Além disso, a pesquisa mostra que, apesar de certa variação no valor de mercado, a parcela de mercado dos veículos pesados e dos ônibus é relativamente constante. Desta forma, dado o potencial do mercado automotivo leve, a necessidade de motores menores, baterias mais leves, maior facilidade de prototipagem e fabricação mais ágil, leva a uma preferência pelos estudos e desenvolvimento de tecnologias voltadas para estes fins. Consequentemente, a tecnologia e design para esta faixa de potência de VE's é a mais madura dentre os demais.

Ainda assim, caminhões, vans, utilitários da linha pesada, ônibus, dentre outros automotores que ocupam a menor fatia do mercado, possuem motores a combustão interna movidos a diesel, combustível rico em enxofre, metano e nocivo à biosfera. É notável, portanto, a necessidade de um apelo maior por pesquisas na área dos motores veiculares de alta potência para a linha pesada, evitando o impacto ambiental resultante da queima do diesel.

Um dos grandes desafios na eletrificação de veículos da linha pesada são as baterias. O diesel é um combustível de alta densidade gravimétrica quando comparada à das baterias Li-ion [2] (comumente utilizada nos VE) quando é considerado o peso, espaço e rede de distribuição. Nesse sentido, para longas viagens os tanques de diesel são mais competitivos comercialmente em grande medida pela infraestrutura já consolidada de recarga e da eficiência dos motores ciclo diesel modernos. Liimatainen [3] confirma a inferência em 2019 ao analisar o desempenho e apelo comercial dos caminhões elétricos operando na Finlândia e Suíça. Fica evidente que (não só através de Liimatainen, mas também por Propfe [4] em 2012) os VE's têm um desempenho mais interessante que as máquinas a combustão interna em ambiente urbanos, extra-urbanos ou em viagens de curta duração.

Uma das poucas linhas de automotores pesadas que trabalham em viagens curtas é a linha fora de estrada para mineração, mais especificamente, *haul trucks* (HT). Os caminhões basculantes trabalham em rotas fechadas, velocidades reduzidas e sempre com infraestrutura de manutenção e operação disponível em plenitude. Ademais, são operados por profissionais altamente treinados, desenvolvem altas potências (~1MW – 2.5MW, SAE J1349), utilizam tecnologia de ponta e certa liberdade para explorar a qualidade de peças na etapa de manufatura e manutenção.

Esses caminhões possuem motores diesel de até 20 cilindros e podem pesar entre 250t e 620t. São classificados principalmente quanto à potência líquida que desenvolvem, carga máxima na caçamba, força do freio, velocidade máxima, raio de curva, TIER de emissões de poluentes e os mecanismos gerais de segurança e conforto do operador. Algumas dessas informações constam em catálogos técnico-comerciais fornecidos pela própria montadora, assim como mostra o anexo A [5].

As minas que utilizam os HT como método principal de transporte do minério bruto analisam minuciosamente todos os parâmetros possíveis dos caminhões, de modo a reduzir os custos de operação e aumentar a produção. Desta forma, a criticidade dos caminhões para as operações das minas pode auxiliar a balancear o diminuto interesse comercial nos estudos envolvendo a eletrificação dos HT, propondo operações mais eficientes e maior disponibilidade do equipamento. A crescente preocupação dos impactos ambientais do motor de combustão interna, o potencial mercado de caminhões a ser explorado e condições de uso que favorecem o motor elétrico, tornam essas pesquisas pertinentes, ainda que sejam apenas buscando o desenvolvimento das bases tecnológicas para aplicação em um breve futuro.

Seguindo esta tendência, este trabalho consiste no dimensionamento e análise de um motor elétrico compatível com um motor a combustão utilizado em veículos pesados. O motor elétrico projetado é do tipo síncrono de relutância assistido por ímãs e foi adotado devido à elevada densidade de potência. Após a definição das características geométricas do rotor e estator, o motor projetado foi modelado e simulado através do método dos elementos finitos para fins de análise de desempenho e validação das especificações de saída desejadas.

1.1. JUSTIFICATIVA (MOTIVAÇÃO) PARA O DESENVOLVIMENTO DO TRABALHO

Existe forte pressão ambiental, política e científica para a transição de uma malha automotiva baseada em motores a combustão interna para a completamente elétrica. Os HT

possuem potentes motores a diesel, e o regime de operação é quase ininterrupto. Em condições normais de trabalho os aproximadamente 2000L de diesel em tanque (modelo Caterpillar 785D, menor da categoria) são facilmente queimados, contribuindo com o dano na biosfera.

Entretanto, a proposta de um motor elétrico como mecanismo automotor único para os HT na faixa de potência 785D ajuda a amadurecer a tecnologia dos EV. Ainda que o ímpeto da eletrificação dos veículos seja maior para carros de uso comum, é importante que sejam exploradas todas as possibilidades de transição da malha, seja para os carros de uso comum, transporte de pessoas e cargas, aplicações marítimas, aeronáuticas e dos HT.

Por si só, a geração da força mecânica a partir da elétrica é mais eficiente, leve e menos poluente que a baseada em motores diesel. Isso implica em uma vantagem natural para os HT elétricos. Conforme exposto anteriormente, o grande desafio do transporte elétrico de cargas atualmente é disponibilidade da infraestrutura de recarga. O regime de operação dos HT vai na contramão de paradas constantes (haja vista que a densidade energética do diesel é mais elevada que das baterias comerciais para EV) com exceção das minas montanhosas. Nesta configuração de mineração o HT sobe um aclave vazio e desce carregado. A utilização do freio regenerativo neste regime de operação potencialmente implica em uma geração de energia maior do que a gasta na subida, assim, o tempo de recarga vai virtualmente a zero, limitando as paradas do caminhão a manutenções nos pneus e sistemas hidráulicos.

De modo geral, este trabalho na linha de pesquisa da eletrificação dos HT propõe caminhões ambientalmente menos agressivos, mais leves, eficientes e que precisam de menos manutenção. Além disso, este trabalho aborda a utilização de um motor elétrico não convencional: um motor síncrono de relutância assistido por ímãs permanentes (*permanent magnet assisted synchronous reluctance motor* - PMASynRM) polifásico, um design híbrido entre o motor síncrono de relutância e um motor a ímãs permanentes internos. Este motor além de proporcionar maior confiabilidade devido à capacidade de operar em caso de falta de uma das fases, alia o desempenho do motor de ímãs permanentes à robustez do motor síncrono de relutância. Ademais, a utilização dos ímãs de ferrita diminuem a susceptibilidade à escassez de materiais de terras raras.

1.2. OBJETIVOS

1.2.1. *Objetivo Geral*

Projetar um motor síncrono de relutância assistido por imãs de ferrita, com enrolamento pentafásico e com capacidade para substituir o motor diesel modelo Cat® 3512C HD do caminhão basculante Caterpillar 785D, com potência líquida de 1005kW – SAE J1349.

1.2.2. *Objetivos Específicos*

1. Selecionar um tipo de motor adequado para a utilização proposta baseada em aspectos construtivos, dinâmicos e mercadológicos analisados durante uma revisão bibliográfica;
2. Adotar uma geometria de rotor e estator robusta, de fácil design e que traga todos os detalhes possíveis já validados pelo estado-da-arte de design deste motor;
3. Utilizar a bibliografia especializada para dimensionar aproximadamente os parâmetros e – principalmente – dimensões da máquina em questão;
4. Modelar a geometria projetada no software de simulação *Comsol Multiphysics* através de módulo especializado;
5. Validar através de simulações as principais características do motor e se suas particularidades.

1.3. ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

O trabalho em tela está organizado em 5 capítulos principais, em que há uma introdução sobre o tema trabalhado, uma revisão bibliográfica, uma exposição sobre as bases teóricas do princípio de funcionamento, a metodologia utilizada durante o estudo, resultados e conclusões.

No Capítulo 1, é feita uma introdução de modo a situar os motores síncronos de relutância assistido por imãs e algumas particularidades da eletrificação dos caminhões.

No Capítulo 2, é apresentada com detalhes a revisão bibliográfica que levou às escolhas feitas para a estrutura do motor proposto.

No Capítulo 3, é feito um detalhamento da metodologia de dimensionamento, com aprofundamento na geometria do motor e algumas particularidades do *Comsol*.

No Capítulo 4, os resultados advindos dos métodos do capítulo 3 são expostos e discutidos em detalhes.

No Capítulo 5, são apresentadas as conclusões observadas a partir dos resultados e suas discussões, além os passos futuros sugeridos à linha de pesquisa pela ótica deste trabalho.

2. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

2.1. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Hashemnia e Asaei compararam, em 2008 [6], diversos designs contemporâneos de motores elétricos voltados aos VE de passeio e pequenos utilitários. Os autores apresentam as vantagens da utilização dos motores de corrente alternada (CA), tais como: maior eficiência, maior densidade de potência, melhor regulação, robustez, confiabilidade e menor necessidade de manutenção. Também, concluem que os motores síncronos a imã permanente interno (*internal permanent magnet synchronous motor - IPMSM*) e os *brushless* de corrente contínua (acionados por formas de onda chaveadas e trapezoidais, por exemplo), são candidatos interessantes para os VE dadas a razão de potência por peso, consumo e impacto ambiental, em detrimento do motor de indução. Os autores fazem apontamentos sobre estes motores, mas não entram em detalhes sobre suas geometrias nem sobre as particularidades para aplicações de altas potências.

Em 2013 Rajashekara [7] analisa o estado da arte dos VE's atuais, bem como o horizonte de desafios e aplicações de componentes na frota elétrica. Fica evidente que, para uma futura incorporação em massa do VE, seus motores devem ser robustos, possuir alta densidade de potência, ampla faixa de velocidade funcionando com alta eficiência, baixo custo, baixos níveis de ruído e a independência de materiais de terras-raras (tais quais imãs de NdFeB). No mesmo trabalho, conclui mostrando que os PMaSynRM são uma interessante escolha que aliam a robustez e simplicidade das máquinas de indução com o desempenho dos motores a imãs permanente, apontando para uma direção favorável à aplicação em VE's.

Rajashekara também trata da infraestrutura necessária para transformar o VE em um membro ativo da rede de energia, como inversores residenciais e postos de recarga. Cita que o armazenamento de energia na bateria do VE é o grande desafio contemporâneo, mas mostra um futuro interessante no que tange as baterias de lítio-ar. O autor aborda diversos temas, entretanto, não discute a geometria do motor, a disposição dos imãs, nem a aplicação em veículos pesados.

Outra comparação é feita, dessa vez entre o PMSM e o síncrono de relutância (SynRM), em 2014 por Lavrinovicha e Dirba [8]. Os autores concluem afirmando que, se o peso e tamanho tem menor importância na aplicação, o SynRM é preferível, ainda que o PMSM tenha *ripple* de torque menor. Embora seja feita uma análise dimensional sobre a utilização de ímãs de NdFeB ou de ferrita, não é feito um estudo sobre sua disposição na máquina.

Jeong et al. [9] salientam a vantagem do PMaSynRM com ímãs de ferrita em detrimento do PMSM com ímãs de NdFeB. Nesse sentido, projetam um PMaSynRM com ferrita buscando satisfazer – ou melhorar – os parâmetros de um motor de ímãs permanentes de 80 kW, 3600 rpm e 212 Nm de torque. O resultado é uma máquina ligeiramente menor e com *ripple* reduzido, indicando que os ímãs de ferrita são escolhas razoáveis para os designs atuais.

Em 2014, Sanada, Marimoto e Inoue [10] tratam da geometria de dois PMaSynRM (20kW e 50kW) com ímãs de ferrita e sua disposição no rotor de modo a evitar a desmagnetização. Neste caso, detalham a aplicação de canais abertos nas barreiras de fluxo do modo a melhorar o ponto de desmagnetização dos ímãs, mostrando que os ímãs de ferrita podem ser utilizados nessa geometria de motor desde que sua disposição seja estudada em detalhes. Além disso, os canais no eixo de quadratura contribuem para a resiliência da máquina em altas velocidades. Disposição semelhante de ímãs é usada por Bonthu, Choi e Baek em dois trabalhos [11-12].

Ban, Stipetic´ e Klanac [13] comparam diversas disposições de ímãs em PMaSynRM e mostram que a geometria usada por Sanada e Bonthu [10,12] é muito próxima do equilíbrio entre fluxo no eixo direto e a saliência do rotor, ademais, aliam estas importantes características a uma resistência maior a desmagnetização dos ímãs e mais resiliência em altas velocidades. Ban conclui mostrando, como os outros autores, que os PMaSynRM são uma alternativa promissora para o uso em aplicações de tração.

No estudo já citado, Bonthu [11], também comenta sobre as vantagens do design dos motores polifásicos. Mostra que diversos dos pontos mais importantes para a aplicação dos motores elétricos no VE são reforçados pela utilização de pelo menos 5 fases no estator, principalmente em razão da tolerância à falha, aumento de torque, diminuição de *ripple* e melhor fator de potência. Essas características tornam-se ainda mais atrativas quando é

considerada uma aplicação, como para os HT, que devem ser altamente confiáveis e robustos. Embora um design pouco peculiar do estator e do inversor possam elevar o custo do veículo, a maior segurança de operação e a melhoria dos aspectos técnicos da máquina devem ajudar a aumentar a qualidade do produto final.

O cenário atual dos HT elétricos é limitado a modelos híbridos (Cat® 794AC e Komatsu® 930E-5, por exemplo), projetos especiais e modelos ainda em teste [14]. Os caminhões híbridos citados utilizam um motor elétrico de indução auxiliar aos motores diesel tal qual os carros híbridos. Os Caterpillar optam por um motor único no eixo traseiro, ao passo que os Komatsu, são montados diretamente na roda (*in-wheel*).

O eDumper “Lynx” da cimenteira Ciments Vigier SA é um HT totalmente elétrico, alcançado através da conversão do sistema de propulsão de um Komatsu® 605HD diesel para uma estrutura que comporta um motor síncrono principal de mais de 600kW e unidades auxiliares assíncronas totalizando mais de 800kW de potencial nominal. O caminhão utiliza baterias de alta tensão e gera um saldo positivo de energia em seu ciclo de trabalho pela utilização do freio regenerativo [15]. O projeto foi possível pela parceria do Escritório Federal de Energia suíço e a eMining Switzerland em criar o primeiro HT totalmente elétrico do mundo.

Em agosto de 2021 a Caterpillar anunciou em seu portal o desenvolvimento de seu próprio HT elétrico em parceria com seu cliente mais proeminente BHP, projeto que levou mais de 1 ano de análise a fim de determinar a forma mais eficiente de aplicar a tecnologia [14]. O acordo se deu da seguinte forma: petrolífera anglo-australiana receberá acesso antecipado aos caminhões e ajudarão a montadora a testar os veículos em campo. Ambas empresas se comprometerem a zerar as emissões de carbono até 2050.

2.2. MOTOR ELÉTRICO

De modo geral, o motor elétrico é uma máquina que transforma potência elétrica em potência mecânica. Essencialmente, é constituído por um estator – tudo que não gira, inclusive enrolamentos – e um rotor – tudo que gira. O motor possui bobinas montadas no estator que são alimentadas por uma fonte de energia elétrica. Pela Lei de Ampère, a corrente que percorre as bobinas induz um fluxo [16] que é canalizado para o rotor e, por diferentes métodos,

forneem a potência mecânica P_{mec} (conforme a equação 1) no eixo, onde $T[N.m]$ é o torque produzido e $\omega[rad/s]$ é a velocidade angular de um ponto na periferia do eixo.

$$P_{mec} = T \cdot \omega [W] \quad (1)$$

Em geral, a arquitetura dos motores ainda permite fazer o fluxo inverso da conversão de energia, funcionando como geradores elétricos. Nesse caso, recebem uma potência mecânica em seu eixo, têm uma fonte de fluxo eletromagnético $\varphi[Wb]$ estática no rotor e sua velocidade angular proporciona uma variação no tempo $d\varphi/dt [Wb/s]$ deste fluxo. Por sua vez, pela lei de Farad-Lenz [16], equação (2), uma tensão é induzida nas bobinas do estator (esta que gera um fluxo tal que se oponha à fonte original de fluxo – a reação de armadura).

$$d\varphi/dt = -V[V] \quad (2)$$

De forma geral, utiliza-se duas formas de explorar o torque gerado pela transformação da energia eletromagnética em mecânica: repulsão ou ferromagnetismo/tendência a menores níveis de energia. A forma com que o potencial é explorado dita a operação, construção, alimentação e nomenclatura dos motores.

2.2.1. A Repulsão e a Força de Lorentz

Fisicamente, as cargas elétricas em movimento sofrem a influência de forças do campo magnético, além do campo elétrico. A força magnética $F[N]$ que uma densidade de fluxo $B[T]$ exerce sob uma partícula carregada $q[C]$ é dada por (3).

$$F = q \cdot v \times B [N] \quad (3)$$

Nesse caso, $v [m/s]$ trata-se da velocidade da partícula considerada. Se ela estiver imersa também em um campo elétrico $E [V/m]$ temos a equação (4), semelhante à (3):

$$F = q \cdot (E + v \times B) [N] \quad (4)$$

A equação (4) é chamada de *força de Lorentz* [16]. No que se refere aos motores elétricos, pode-se considerar com segurança a presença dos quatro membros à direita da igualdade, já que em diversas geometrias de motores, há uma corrente elétrica fluindo em um circuito no rotor. Isso implica na presença de um elétron com uma carga q , velocidade v

diferente de zero, contido em um circuito condutor alimentado por uma fonte que gera um campo elétrico E e que está imerso em um campo magnético gerado pelo estator cuja densidade de fluxo é B . Uma vez que o elétron percorra a periferia do rotor, a força F traduz-se em um torque $T = r \cdot F$ [$N \cdot m$], em que r é o raio do rotor. A equação em questão atinge valor máximo quando a corrente no rotor é perpendicular ao fluxo do estator, maximizando o produto vetorial. Uma variação angular do rotor pelo torque T faz com que a perpendicularidade dê lugar a um ângulo $< 90^\circ$, que, por sua vez, diminui a força F instantânea. Construtivamente, este efeito é balanceado pela adição de mais polos no estator ou no rotor, buscando manter um ângulo mais próximo possível de 90° entre os componentes e diminuindo uma eventual pulsação de torque. Dentre os motores que utilizam a *força de Lorentz* como força motriz, estão os motores de indução e de corrente contínua, por exemplo.

O princípio de moção do motor que utiliza a *força de Lorentz* é a repulsão do rotor. As interações eletromagnéticas entre os campos do estator e do rotor aplicam tal força tangencial que o eixo se move. Outra forma de explorar a repulsão é através de campos magnéticos concorrentes, que se repelem de modo a alinhar os corpos e produzir um fluxo resultante de maior intensidade, no caso de motores elétricos, essa força é amplamente explicada pelo ferromagnetismo.

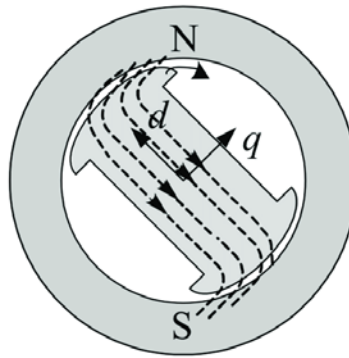
2.2.2. Ferromagnetismo

A busca natural da tendência a um menor nível de energia, aplicado aos motores elétricos, leva ao princípio de funcionamento dos motores síncronos de relutância e com ímãs permanentes. Essas máquinas utilizam o torque da diferença de caminho do fluxo φ entre o rotor e o estator para exprimir uma potência mecânica no eixo. Parte da conversão eletromecânica se dá pelo rotor tender a se alinhar com o fluxo girante (força magneto motriz, mmf) no caminho de menor relutância possível, correspondente ao menor nível de energia. É natural, portanto, relacionar a propriedade com o ferromagnetismo.

Dentre os vários tipos de magnetismo, o ferromagnetismo define um comportamento particular de certos materiais (neste caso, geralmente metais) sob a influência de um dipolo magnético. Os aços elétricos utilizados para a construção de motores são altamente permeáveis e respondem ao campo sendo atraído por ele, seja ele criado por um ímã ou uma bobina (eletroímã).

Em um motor elétrico, o rotor fica livre para alinhar o caminho de menor relutância com o vetor resultante do mmf , como na figura 2.1. Quanto mais defasado o rotor fica do caminho mais curto, maior o torque. A carga determina o defasamento entre os fluxos e o torque responde à diferença angular aumentando de módulo, assim como descreve as equações 5 e 6 [17].

Figura 2.1 Fluxo magnético seguindo o caminho de menor relutância (rotor) e produzindo o torque eletromagnético



Fonte: [18]

$$T = \left(\frac{\partial W_{comag}(i, \theta_r)}{\partial \theta_r} \right) [N.m] \quad (5)$$

$$W_{comag} = \int_0^i \Psi di [W] \quad (6)$$

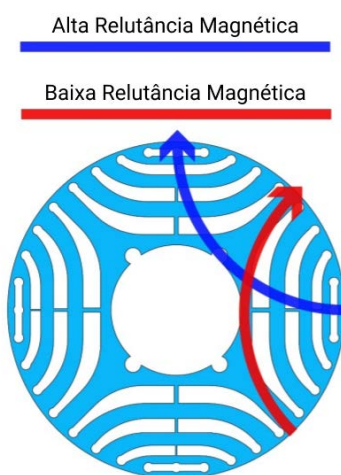
As equações do torque síncrono mostram a fundamental dependência da alimentação e da posição do rotor (i e θ_r , respectivamente). W_{comag} é a coenergia magnética, quantidade não-física que representa a potencial quantidade de energia magnética armazenável no sistema. Ψ [Wb] representa o fluxo de enlace entre fases.

2.2.3. Motores Síncronos e o Motor de Relutância

Os motores síncronos convencionais (rotor bobinado) possuem uma fonte de fluxo constante em seu eixo que concatena com o fluxo girante da alimentação, assim, a tendência do alinhamento entre os dois produz o torque. As máquinas de relutância enlaçam o rotor com o mmf . Motores à imãs são síncronos, e funcionam pela interação entre o mmf e o fluxo resultante dos imãs. Por definição, os motores síncronos operam na mesma velocidade que o fluxo girante.

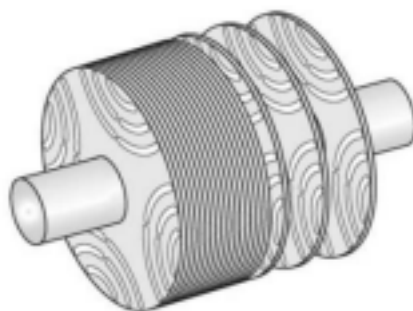
Para forçar um enlace forte de fluxo, o motor de relutância deve possuir um caminho de baixa relutância para o mmf maximizar Ψ (eixo direto), ao passo que deve possuir um caminho de alta relutância nas regiões do rotor em que o fluxo não deve retornar precocemente para o estator (eixo de quadratura), tal qual a figura 2.2 [19]. A forma comum de dispor o caminho de maior relutância é pela adição de barreiras de fluxo no caminho de alta relutância. As barreiras distribuídas, são usadas nos designs contemporâneos de rotores de relutância CA e possuem ora aço, ora ar no eixo de quadratura (figura 2.3). Em contrapartida, o motor de relutância de polos salientes é uma máquina em que o eixo de quadratura não possui lacunas de aço, apenas ar (comumente usados em motores de relutância chaveada) (figura 2.4).

Figura 2.2 Caminho de alta relutância, através das barreiras de fluxo, e de menor relutância, cruzando o núcleo do rotor



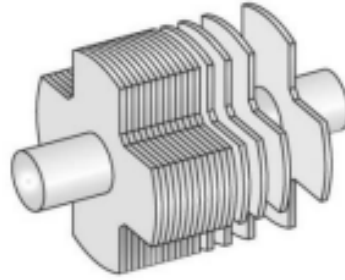
Fonte: [19]

Figura 2.3 Rotor do motor síncrono de relutância com as barreiras de fluxo distribuídas e laminação transversal



Fonte: [20]

Figura 2.4 Rotor do motor de relutância chaveada, em que o direcionamento do fluxo é feito exclusivamente pelo eixo direto



Fonte: [20]

Um dos parâmetros utilizados para avaliar o desempenho dos motores síncronos é a saliência (equação 7) correspondente à razão entre a indutância do eixo direto L_d [H], e a do eixo de quadratura, L_q [H]. Modelos de motores de relutância de alta rotação (muito usados em VE's) possuem estreitas lacunas de sustentação mecânica no eixo de quadratura a fim de aumentar a robustez do rotor em altas velocidades, sob o custo de menor ξ [u.] pelo aumento do módulo de L_q . As lacunas são projetadas quão finas for possível, assim, saturam-se com um fluxo reduzido e conseguem manter a relutância em níveis aceitáveis.

$$\xi = L_d / L_q \quad (7)$$

Cada aspecto do design do motor de relutância impacta em sua indutância equivalente: tamanho das ranhuras e o desenho das sapatas, tamanho e número das barreiras de fluxo, raio de curvatura das barreiras (se houver), número de polos, tipo de bobinamento, tamanho do entreferro, entre outros fatores. Ademais, a dinâmica do enlace dos fluxos só é acompanhada com precisão satisfatória através de simulações com elementos finitos. Já o método de modelagem via circuito equivalente utiliza as transformadas de Park e Clarke para descrever o funcionamento do motor e, eventualmente, desenvolver uma malha robusta de controle capaz de desacoplar magneticamente o rotor do estator [21].

Por Park e Clarke, é possível definir a equação (8), mais concisa para o torque do motor síncrono que (5):

$$T \approx \frac{m}{2} \cdot p \cdot (\Psi_d \cdot i_q - \Psi_q \cdot i_d) [N.m] \quad (8)$$

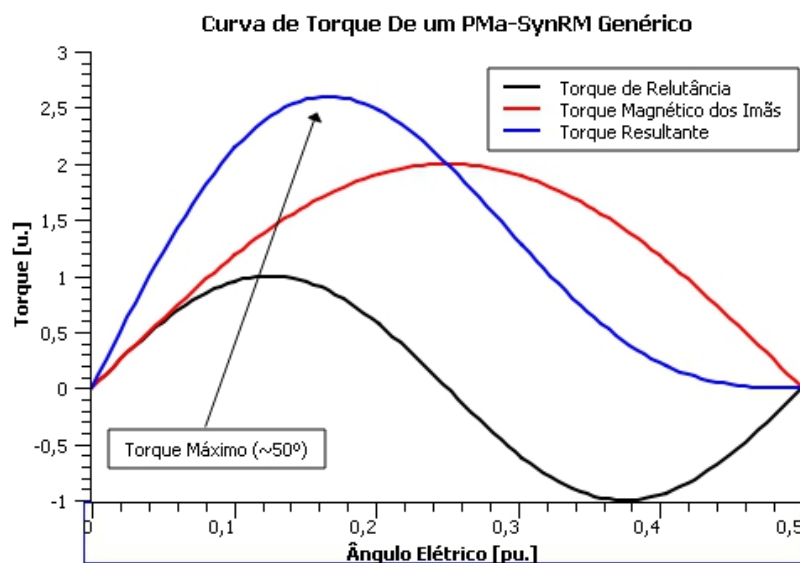
Onde m corresponde ao número de fases da máquina, p , ao número de par de polos, Ψ_d [Wb] e i_d [Wb], ao fluxo de enlace e corrente de eixo direto e finalmente Ψ_q [Wb] e i_q [Wb], ao fluxo de enlace e corrente do eixo de quadratura.

2.2.4. Motores Síncronos de Relutância Assistido por Ímãs

O design híbrido entre o motor de relutância e o de ímãs permanentes permite uma área comum dos benefícios das duas topologias: a robustez e baixo custo do motor de relutância, com o desempenho do motor à ímãs. Os motores síncronos de relutância assistidos por ímã permanente (*permanent magnet-assisted synchronous reluctance motors* - PMSynRMs) podem ser tratados como uma transição entre o motor síncrono de relutância e o motor de íma permanente. O fluxo do ímã permanente é arranjado em face do eixo q, e ao fazer isso, o motor aumenta o torque de saída devido à parcela adicional gerada pelo ímã e ainda melhora o fator de potência [20].

As barreiras de fluxo do motor de relutância (geralmente de desenho curvo) são adaptadas para receberem barras de ímãs que atravessam o rotor axialmente. Os ímãs funcionam com seu próprio fluxo repelindo o rotor do mmf resultante, desse modo, a curva de torque final do motor também se torna um híbrido de cada topologia, tal qual a figura 2.5.

Figura 2.5 Curva de torque híbrida (azul) resultante da aplicação do torque de relutância (preto) e do fluxo de remanência dos ímãs (vermelho)



Fonte: [Autor]

A equação 9 descreve o torque do PMaSynRM, semelhante à (8), com a adição do fluxo dos ímãs (Ψ_{PMq} [Wb]) e a adoção das indutâncias equivalentes do eixo direto e de quadratura (L_d e L_q , respectivamente). Existem parcelas da equação que descrevem a presença de harmônicas, interferências das barreiras de fluxo e saturação do núcleo que elevam o rigor matemático da ferramenta, entretanto essa análise foge ao escopo deste trabalho. É entendido que a forma simplificada de (9), tal como se dá abaixo, é suficientemente robusta para auxiliar o design por elementos finitos.

$$T \approx \frac{m}{2} \cdot p \cdot [\Psi_{PMq} + (L_d - L_q) \cdot i_q] \cdot i_d \text{ [N.m]} \quad (9)$$

O PMaSynRM é uma das topologias mais modernas de motores, por conseguinte, menos otimizadas. Ainda há debate sobre diversos detalhes construtivos [22, 23], métodos de redução e a complexidade do problema da pulsação de torque [24], porém, temas como a utilização de ímãs de ferrita já são bem aceitos [10, 25, 26], principalmente pela independência de materiais de terras raras. A necessidade da partida por drives de frequência variada (VFD) mitiga a aplicação industrial, ao mesmo tempo, favorece as aplicações em VE's, que geralmente já são embarcados com inversores e algoritmos de controle por fluxo orientado (FOC).

2.3. DIMENSIONAMENTO E SUAS APROXIMAÇÕES

O primeiro passo para o design de um motor elétrico é a compilação dos parâmetros que a máquina deve satisfazer, ou seja, definir as especificações desejadas. Nesse caso, os dados iniciais foram encontrados através de (1), que deve totalizar 1 MW de potência de saída. Para o dimensionamento do motor adequado para VE's, é possível utilizar (1) para o torque máximo ou velocidade máxima. Pela segunda opção, a velocidade angular vem através da conversão da velocidade máxima do veículo (V_{MAX} [m/s]), o diâmetro do pneu de maior rotação (ϕ_{pneu} [m]) e pela razão de transformação do câmbio do veículo (TRR [u.]), assim como na equação (10). É evidente, neste caso, que uma determinada TRR possa ser admitida para que a velocidade final dos pneus esteja de acordo com a velocidade de projeto do motor.

$$\omega = \frac{2 \cdot TRR \cdot V_{MAX}}{\phi_{pneu}} \text{ [rad/s]} \quad (10)$$

Em [18] são fornecidas expressões para o dimensionamento preliminar do motor de relutância (sem ímãs). Os autores partem de um determinado torque nominal e dele extraem algumas dimensões partindo de (11), entretanto, não deixam claro durante o exemplo usado na literatura se o torque projetado é no limite da sincronia da máquina ou sob um ângulo de carga de segurança. Se (1) ou (11) forem utilizadas para extrair o torque inicial, é necessário conhecer ω de antemão.

$$T = P_{mec} / \eta \cdot \omega \text{ [N.m]} \quad (11)$$

Utilizando a eficiência (η) aproximada, o torque T é encontrado. Os passos seguintes do dimensionamento por [18] assumem alguns parâmetros empíricos para deduzir o comprimento do rotor, o diâmetro interno do estator e o *stress* superficial no rotor. O terceiro item provou-se pouco preciso, portanto, uma abordagem diferente foi tomada.

Para o projeto de um motor mais comum como o de indução, seriam utilizadas fórmulas para aproximar as dimensões. Entretanto, os PMaSynRm são topologias novas e têm designs pouco consolidados, portanto, a literatura como um todo carece de expressões que facilitem o dimensionamento tornando essa etapa quase artesanal. Por outro lado, a literatura consultada sugere que o dimensionamento desta máquina se inicie pelo rotor, calculando as dimensões baseadas em fatores geométricos característicos da estrutura rotórica e de aplicação do motor. Nesse sentido, o dimensionamento partiu do torque requerido da máquina e baseou-se em normas internacionais para estimar o diâmetro do eixo. Na sequência, detalhes como número de barreiras de fluxo e suas respectivas espessuras foram definidas com base em trabalhos correlatos, tendo em vista que tais fatores influenciam no fator de isolamento e por consequência no torque máximo e no *ripple* de torque. Após o dimensionamento das barreiras de fluxo e sua alocação, tem-se o diâmetro externo do rotor pré-definido. Partindo de um rotor completo, a corrente nominal pode ser determinada baseando-se na potência requerida e valores de tensão nas fases. A partir da densidade de corrente típica para motores, calcula-se a seção do condutor e, com base na densidade de fluxo aceitável para o material magnético (em torno de 1,5 T), calcula-se o número de espiras por bobinas N que formam o enrolamento no estator. Por fim, considerando um determinado entreferro é possível incluir a estrutura do estator observando o número e tamanho de ranhuras compatível com o enrolamento projetado, associando a este um fator de preenchimento.

Dados como o diâmetro total do estator, número de voltas, comprimento axial e detalhes sobre o rotor podem ser avaliados por meio de simulações quanto à saturação e desempenho. No caso do PMSynRM em que há pouca base acadêmica para equações de dimensionamento, é natural que para a definição de uma versão final de alguns parâmetros construtivos, seja necessário um determinado número de iterações no desenho do motor. Isso implica em um primeiro design com valores aproximados, simulações, redimensionamentos, otimizações e revisões na topologia até que os parâmetros elétricos e geométricos do motor atendam os requisitos de projeto.

2.4. DESIGN E SIMULAÇÃO

Para a validação das dimensões calculadas, é necessária a simulação multifísica através do método dos elementos finitos (*finite element method* - FEM). Essa ferramenta é utilizada em larga escala entre os projetistas da indústria e pesquisadores. Após o dimensionamento físico do motor e das aproximações dos parâmetros, é indicada uma revisão bibliográfica do desenho de uma secção transversal minimamente otimizada do motor. Desta forma, quando o esboço do motor for simulado, a revisão antecipa alguns detalhes que ajudam no desempenho do motor e permite que o estudo parta de uma topologia mais avançada.

Softwares de simulação por elementos finitos geralmente possuem um módulo de desenho integrado, porém, a ferramenta pode dispor apenas de formas geométricas padronizadas ou ainda recursos limitados para compor as partes do desenho (por exemplo o software FEMM). Isso implica que curvas mais abstratas e detalhes singulares de cada topologia tomam tempo em demasia para a elaboração. Outra alternativa é desenhar a topologia da máquina através de programas externos especializados como o *Autocad* e, posteriormente, importar o desenho para simulação. De forma geral, esse tipo de software possui diversas ferramentas para desenho de curvas, retas, formas, extrusões, subtrações, entre outros. Através de um programa externo é possível um design mais orgânico que respeita o caminho do fluxo de enlace, considerar pequenos detalhes e poupar tarefas mais trabalhosas.

Uma vez o motor desenhado e já dentro do software de simulação multifísica, os passos seguintes, como a definição de materiais, tipos de física e parâmetros, podem variar em ordem e forma, mas sempre estão presentes. Para o FEM é necessário que a geometria seja dividida em polígonos (*mesh* de elementos finitos), de modo que o simulador consiga

computar a interação de cada um deles com seus elementos vizinhos. Especialistas nos softwares frequentemente comentam que gerar um *mesh* pode se tornar artesanal, haja vista que o desenho importado pode carregar imperfeições do modelo importado que resulta em uma geometria com pontos imprecisos, intersecções e várias vezes mais polígonos do que necessário. Portanto, é recomendada uma revisão dos pequenos detalhes da geometria para que o *mesh* equilibre a simulação entre o detalhamento das regiões e tempo de computação. Ainda neste sentido e, principalmente na simulação de motores elétricos, é importante ainda realizar um refinamento do *mesh* de elementos na região de interesse, como no entreferro, por exemplo, visando maior precisão no cálculo do torque.

A última etapa de definições e adequações é a dos métodos numéricos de solução. Os softwares de simulação por FEM utilizam métodos iterativos (como Newton-Raphson e Runge-Kutta) e tratam dos resultados por uma etapa de pós-processamento. Assim como as definições do *mesh*, os resolvedores podem precisar de certa configuração, por exemplo: ajustes de parâmetros de tolerância, início e parada, métodos, permutações e número e iterações. Após a análise dos resolvedores, os dados são pós-processados em gráficos, tabelas, arquivos de vídeo, animações e imagens do motor com diversos espectros de análise.

2.5. ESTIMATIVA DA SALIÊNCIA

A saliência ξ do motor síncrono de relutância é um indicativo de seu desempenho de forma geral: fator de potência, densidade de torque, *ripple*, eficiência, e outros parâmetros, o que faz deste fator um dos parâmetros chave para o dimensionamento do motor. Entretanto, tanto durante a fase de projeto quanto durante a fabricação, ξ é um parâmetro de difícil dedução, pois não é possível de ser medido diretamente e que representa uma razão de indutâncias do motor como um todo, não apenas dos enrolamentos, tal como descrito na equação 7.

Lee et. al [26] propõe uma estimativa da indutância do motor de relutância pura baseado única e exclusivamente em parâmetros geométricos do rotor. Isto é, baseando-se nas dimensões da barreira de fluxo, número de espiras por bobina e deduzindo uma relutância equivalente para o fluxo do eixo direto e uma para o fluxo do eixo de quadratura. Para o eixo direto, o cálculo considera que as barreiras de fluxo funcionam como um circuito magnético

com as relutâncias R_{Seg} em paralelo. Seja R_{Seg-i} a relutância equivalente de cada barreira de fluxo no eixo direto, a equação 12 e 13 descreve como é feita a dedução.

$$R_{Seg-i} = l_{seg-i} / (\mu_{ferro} \cdot \mu_0 \cdot A_{seg-i}) \quad (12)$$

$$R_{SegEq} = 1 / \sum_1^{nb} 1 / R_{Seg-i} \quad (13)$$

$$L_d = N^2 / R_{SegEq} \quad (14)$$

onde μ_{ferro} e μ_0 correspondem, respectivamente à permeabilidade relativa do aço elétrico e do vácuo, A_{seg-i} a área de cada segmento, N ao número de espiras por bobina, nb ao número de barreiras e R_{SegEq} ao circuito paralelo equivalente. Para o eixo de quadratura, os autores assumem que o fluxo corre tanto através das barreiras quanto pelo ferro presente entre elas, portanto, as equações são:

$$R_{Bar-i} = l_{bar-i} / (\mu_0 \cdot A_{bar-i}) \quad (15)$$

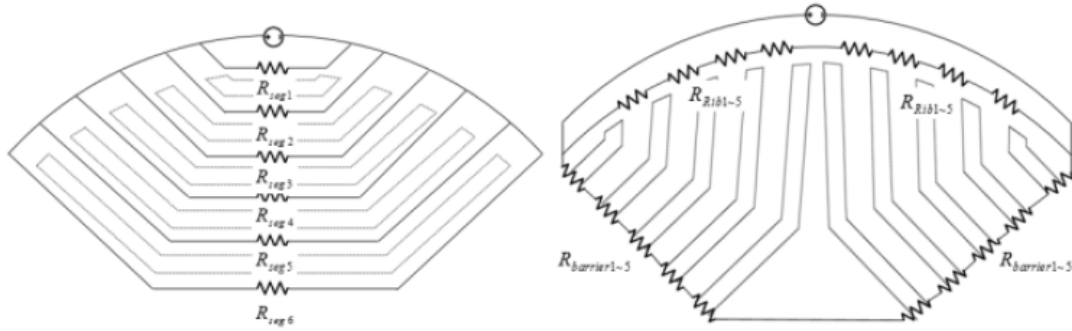
$$R_{BarEq} = \sum_1^{2.nb} R_{Bar-i} \quad (16)$$

$$R_{Ferro-i} = l_{bar-i} / (\mu_{ferro} \cdot \mu_0 \cdot A_{Ferro-i}) \quad (17)$$

$$R_{FerroEq} = \sum_1^{2.nb+2} R_{Ferro-i} \quad (18)$$

$$L_q = N^2 \cdot (R_{BarEq} + R_{FerroEq}) / (R_{BarEq} \cdot R_{FerroEq}) \quad (19)$$

Semelhante a R_{Seg-i} e R_{SegEq} , R_{Bar-i} , $R_{Ferro-i}$, R_{BarEq} e $R_{FerroEq}$ são as relutâncias em série das barreiras de fluxo, do aço entre as barreiras e das relutâncias equivalentes de todo o circuito magnético. Tanto o cálculo da indutância de eixo direto quanto a de quadratura são baseadas na estimativa de um circuito magnético. Para ambos os casos, a figura 2.6 demonstra graficamente cada elemento do circuito.

Figura 2.6 Circuito magnético equivalente para o cálculo de L_d (direita) e L_q (esquerda)

Fonte: [26]

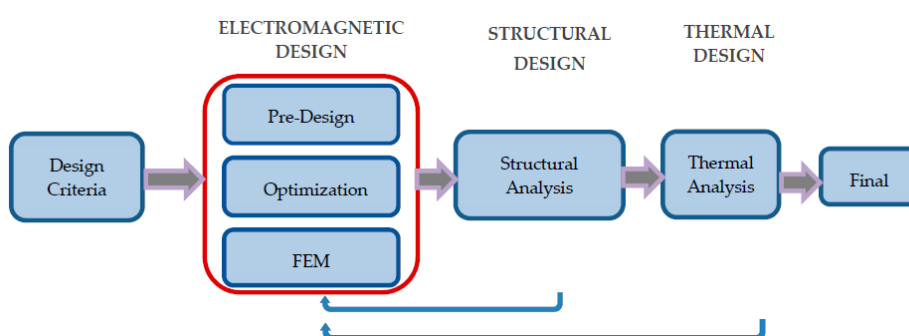
A estimativa de saliência do PMSynRm não é trivial. Além das influências da geometria do rotor, o cálculo deve levar em consideração o impacto dos ímãs na saliência não só no que se refere à suas características de permeabilidade (semelhante ao ar), mas como o fluxo resultante do conjunto magnético melhora o desempenho do motor. Sabendo que a indutância é uma razão que determina quanto de fluxo magnético gera uma determinada corrente, e que a saliência é uma relação entre a indutância L_d e L_q , uma vez que i_d , i_q , φ_d e φ_q são valores conhecidos, é possível determinar uma saliência ξ .

As correntes i_d e i_q são facilmente encontradas através das transformadas de Park e Clarke. Conhecendo os fluxos concatenados entre fases, também é possível deduzir φ_d e φ_q por Park e Clarke. Outro método é realizar as medições de fluxo diretamente no rotor, que são de complexidade muito reduzida comparadas ao cálculo de fluxo concatenado. Esta aferição se torna ainda mais simples se feita durante a etapa de simulação no software de elementos finitos. De acordo com a literatura, a saliência deste tipo de motor pode atingir no máximo 10.

3. METODOLOGIA

Em geral, a metodologia de projeto de qualquer motor elétrico segue as etapas ilustradas na figura 3.1. Contudo, este trabalho tem como foco principal o design eletromagnético, seguido da análise estrutural. A análise térmica não faz parte do escopo.

Figura 3.1 Procedimento para projeto de um motor elétrico qualquer



Fonte: [27]

Tal qual mostra a figura 3.1, neste capítulo, os passos descritos previamente para o design e validação da topologia serão revisitados, partindo dos requisitos de projeto para se chegar a uma geometria preliminar. Tal geometria foi confrontada com trabalhos semelhantes onde foram observadas possíveis otimizações. Em seguida, o desenho de cada parte do motor foi feito no *AutoCAD 2D*, importado e simulado no software *Comsol Multiphysics* para a análise eletromagnética. No caso do *Comsol*, o módulo de desenho é bastante completo, entretanto, optou-se pelo *AutoCAD* devido à maior familiaridade com a ferramenta.

O desenho e dimensionamento do motor passaram por alguns ajustes e revisões para satisfazer os parâmetros de operação e representar valores dentro da realidade. Isto é, densidade de torque, torque nominal, ranhuras que possuam uma área que permitam o bobinamento para um determinado número de voltas, entre muitos outros fatores. As muitas possibilidades de design e otimização, principalmente para o rotor deste motor, alongou demasiadamente a etapa, mas, foi possível chegar a uma estrutura final após todos os passos.

Durante a etapa de simulação, os gráficos foram extraídos do *software* e pós-processados no *Sci-Davis*.

3.2. DIMENSIONAMENTO

Através das equações 11 – 18, é possível seguir um caminho sucinto para alguns parâmetros. Para o Caterpillar 785D, o pneu 33.00-R51 vem como montagem padrão [5] e atinge velocidade máxima na 6ª marcha com $15,22 \text{ m/s}$. O catálogo técnico *Bridgestone* [28] aponta um diâmetro de 3063,24 mm para este modelo de pneu. Através de (20), podemos adotar $TRR = 52,65$ e temos o torque nominal pela equação 21:

$$\omega = 2 \cdot 52,65 \cdot 15,22 / 3,063 = 523,23 \text{ rad/s} \cong 5000 \text{ rpm} \quad (20)$$

Adotando $\eta = 90\%$:

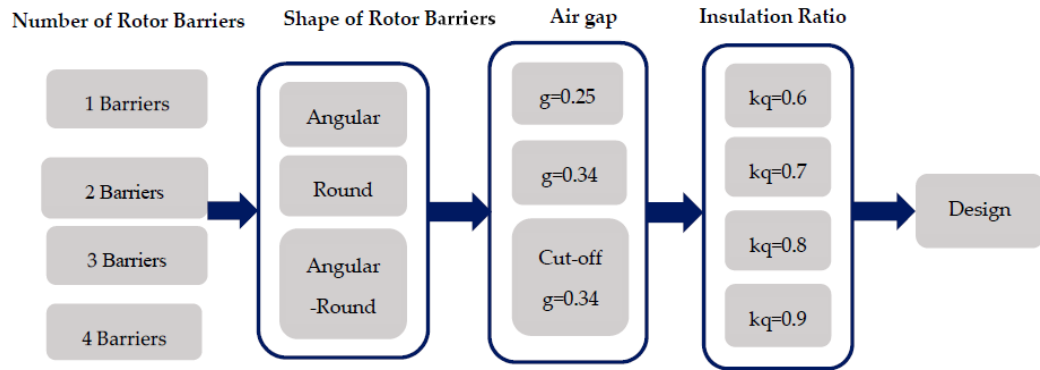
$$T_{SynRM} = 1 \cdot 10^6 / 0,9 \cdot 523,23 = 2123,56 \text{ N.m} \quad (21)$$

O diâmetro de eixo de transmissão e chaveta de acordo com o torque nominal do motor, foi determinado a partir da norma IEC60072.2.2, $D_e = 150 \text{ mm}$, com chaveta de dimensões compatíveis.

Para definir o desenho geométrico do rotor, seguiu-se a sequência mostrada na figura 3.2, onde definiu-se a quantidade das barreiras de fluxo, o formato destas barreiras, o entreferro e o chamado fator de isolamento, que compreende a relação entre a quantidade de aço e quantidade de ar (barreiras) no rotor. É importante destacar a interdependência entre os parâmetros, ou seja, o desempenho deste motor é uma característica fortemente ligada à sua saliência ξ , que por sua vez é afetada de forma geral pelo formato e quantidade de barreiras de fluxo. Nos motores assistidos por ímãs e laminados axialmente, as dimensões das barreiras ainda precisam ser equilibradas entre ξ , facilidade de fabricação, resistência mecânica, oscilação de torque e alocação dos ímãs. Por conta disso, muitos trabalhos na literatura utilizam técnicas de otimização multi-objetiva para definir o design do rotor que atenda a critérios de projeto previamente definidos [29]. Neste trabalho, número de barreiras de fluxo (n_r) foi definido com vistas a atender à regra essencial associada à maximização de desempenho da máquina em que, $n_s = n_r \pm 4, n_r \pm 6, n_r \pm 8, \dots$ em que n_s corresponde ao número de

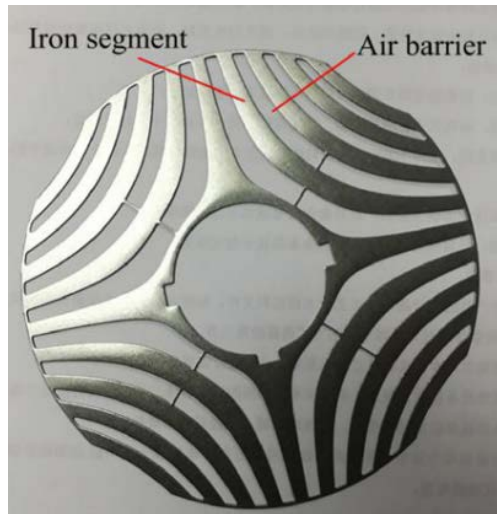
ranhuras estatóricas (ns e nr devem ser pares). Ademais, após extenso comparativo com topologias em trabalhos semelhantes e com vistas a equilibrar o torque médio e a pulsação de torque [30], o número de barreiras foi definido como sendo 4.

Figura 3.2 Parâmetros básicos considerados no design e dimensionamento de um SynRM



Fonte: [27]

O formato das barreiras foi definido de forma a comportar os ímãs com facilidade. Na sequência, definiu-se o fator de isolação (K_q), que permite determinar a relação entre a quantidade de ar e ferro que está presente no rotor. Este parâmetro é dado pelo quociente entre a soma das componentes radiais das barreiras de fluxo (W_{air}) e a dos segmentos de ferro (W_{iron}), pelo que é feita a medição em relação ao eixo q [31]. Caso o fator K_q seja baixo, significa que existe uma quantidade diminuta de ar e por esse motivo as barreiras de fluxo não representam uma oposição significativa à circulação de fluxo segundo o eixo q, fazendo com que a indutância segundo esse eixo seja elevada e consequentemente o valor do torque será reduzido. A soma de W_{air} e W_{iron} é igual ao raio do rotor (ilustradas como K_{air} e K_{iron} . Na figura 3.3).

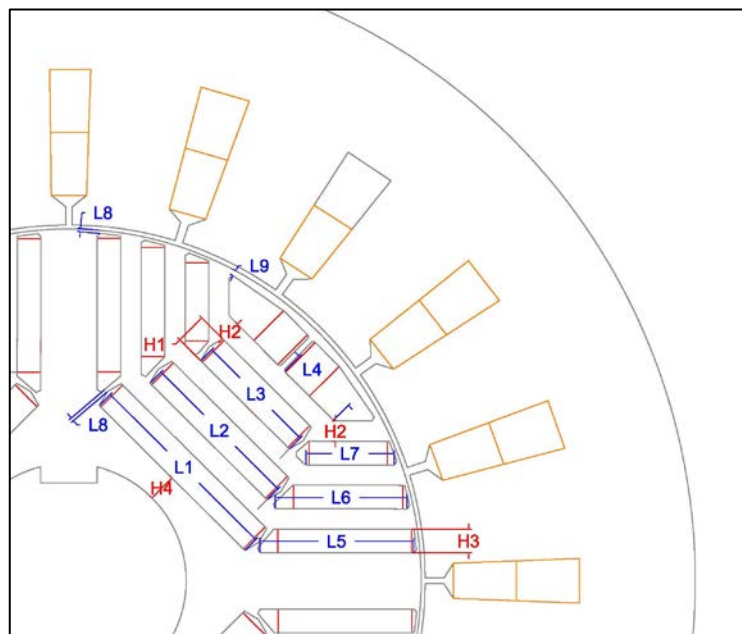
Figura 3.3 Segmentos do rotor utilizados na definição de W_{air} e W_{iron} 

Fonte: [32]

De modo a acomodar o número de barreiras de fluxo e observando em outros trabalhos que o diâmetro do rotor é um múltiplo do eixo, o diâmetro do rotor foi definido em $D_R = 450mm$. Essas cifras favorecem o posicionamento otimizado das barreiras de fluxo, quantidade de aço, ímãs e saturação magnética no rotor.

Como o aumento de material magnético no rotor também auxiliar na melhoria de desempenho, as barreiras foram preenchidas o quanto possível com ímãs. Trabalhos como [31] fazem o estudo da influência da quantidade e disposição dos ímãs. Por fim, tanto a figura 3.4 quanto a tabela 3.1 quantificam e ilustram as dimensões da estrutura do rotor.

Figura 3.4 Panorama do rotor e disposições gerais cotadas das barreiras de fluxo



Fonte: [Autor]

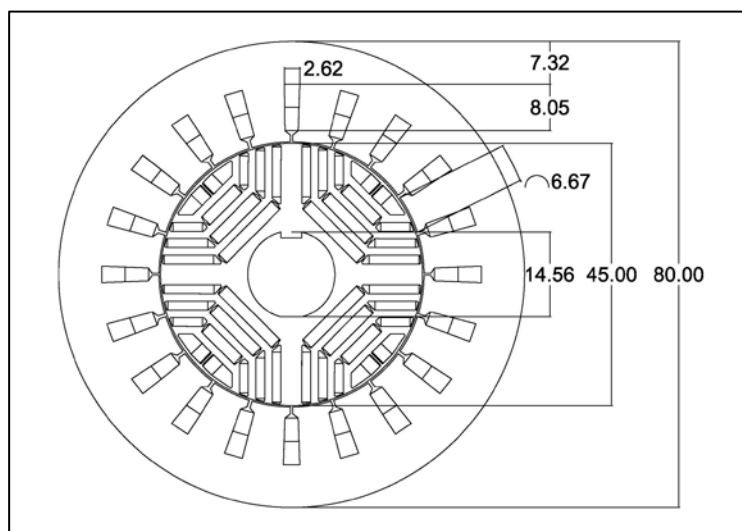
Os próximos fatores que determinam as dimensões do motor impactam o estator. A máquina proposta é pentafásica e foram adotados enrolamentos de alta tensão, em camada dupla distribuídos em 20 ranhuras formando 4 polos. Os condutores são na forma de barramentos de cobre de $1\frac{1}{4} \times \frac{1}{8}$ [pol] para uma corrente nominal de 200 A, totalizando $100,80 \text{ mm}^2$ de secção por condutor. Com base nas características magnéticas da laminação e visando a operação não saturada do motor, adotou-se a densidade de fluxo nominal como sendo 1,6 T. Desta forma, obtém-se o número N de espiras por bobina igual a 5, implicando em uma área ocupada de 504 mm^2 . Como o enrolamento se dá em camada dupla, cada ranhura deve dispor de 1008 mm^2 .

Entretanto, ainda é preciso considerar o material de isolamento e o fator de preenchimento. A isolamento elétrica é muito importante para a operação segura de uma máquina elétrica, tanto do ponto de vista de proteção devido à elevada tensão de operação quanto da proteção térmica. A literatura sugere reservar 40% da área da ranhura para atender ao fator de preenchimento e acomodação do material isolante. Neste trabalho, por precaução decidiu-se

por utilizar um fator de 50 % fazendo com que a área total disponível na ranhura deva ser de aproximadamente 2016 mm^2 .

Com isso, pode-se desenhar cada ranhura do estator com formato ligeiramente trapezoidal (para evitar que o enrolamento se desprenda devido à força radial), com $80,5 \text{ mm}$ de altura e $26,2 \text{ mm}$ de base. Finalmente, o diâmetro externo do estator foi calculado como $D_{se} = 800 \text{ mm}$, assumindo uma culatra com espessura suficiente para circulação do fluxo magnético sem saturação demasiada. Os detalhes da geometria do estator podem ser visualizados através da figura 3.5 e também através da tabela 3.1.

Figura 3.5 Panorama do motor completo com cotas em *cm*



Fonte: [Autor]

O comprimento axial do motor precisou de algumas simulações para ser determinado. Alguns comprimentos foram testados devido à falta de referências sólidas para a parte viva do motor. Assim, com um comprimento $L = 700 \text{ mm}$, o torque de relutância pura satisfaz o nominal com uma pequena margem de segurança, mantendo dimensões comerciais.

As especificações do motor projetado, juntamente com alguns parâmetros elétricos importantes podem ser encontrados na tabela 3.2.

Tabela 3.1 Parâmetros geométricos do motor proposto

<i>Simbologia</i>	<i>Parâmetro</i>	<i>Valor</i>
$L1$	Comprimento da 1ª barreira de fluxo central	131,1 mm
$L2$	Comprimento da 2ª barreira de fluxo central	105,6 mm
$L3$	Comprimento da 3ª barreira de fluxo central	80,0 mm
$L4$	Comprimento de uma das 4ª barreiras centrais	62,8 mm
$L5$	Comprimento da 1ª barreira de fluxo auxiliar	98,4 mm
$L6$	Comprimento da 2ª barreira de fluxo auxiliar	84,0 mm
$L7$	Comprimento da 3ª barreira de fluxo auxiliar	63,0 mm
$L8$	Comprimento das lacunas de fluxo principais	2,1 mm
$L9$	Comprimento da lacuna de fluxo final	3,6 mm
$H1$	Espessura das barreiras de fluxo principais	19,8 mm
$H2$	Espessura do ferro entre as barreiras	13,0 mm
$H3$	Espessura das barreiras auxiliares	15,1 mm
$H4$	Distância entre as barreiras e o eixo	18,1 mm
g	Espessura do entreferro	1 mm
D_e	Diâmetro do eixo de transmissão	150 mm
D_R	Diâmetro do rotor	450 mm
D_{Se}	Diâmetro externo do estator	800 mm
H_{Slot}	Altura da ranhura do estator	80,5 mm
L_{Slot}	Comprimento da base maior da ranhura	26,2 mm
L_{Sap}	Comprimento de arco da sapata polar	66,7 mm
L	Comprimento do motor	700 mm

Tabela 3.2 Parâmetros elétricos do motor proposto

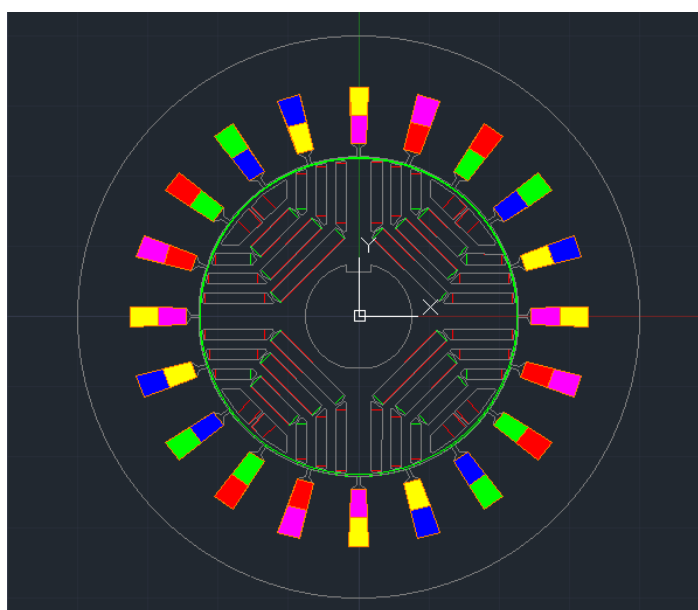
<i>Simbologia</i>	<i>Parâmetro</i>	<i>Valor</i>
ω	Velocidade angular nominal	523,23 rad/s
T_{SynRM}	Torque de relutância	2123,56 N.m
TRR	Redução na caixa de transmissão	52.65
B_{PM}	Fluxo de remanência de cada ímã	0,4 T
N	Número de voltas	5
p	Par de polos	2
I_{RMS}	Corrente eficaz de alimentação	200 A
V_{RMS}	Tensão eficaz do inversor	1.5 kV
nb	Quantidade das barreiras de fluxo no eixo de quadratura	4
θ	Atraso entre fases	$2\pi/5$

3.3. DESIGN E DEFINIÇÃO DA GEOMETRIA

Seguindo os parâmetros previamente adotados, o motor foi esboçado no *AutoCad* assumindo alguns detalhes construtivos e considerando que o motor de importação do desenho para o *Comsol* possui uma precisão mínima. Neste estudo, a revisão bibliográfica foi

importante na escolha da disposição das barreiras de fluxo, posicionamento dos imãs, geometria da componente tangencial das barreiras de fluxo, forma dos núcleos polares. O motor completo em corte transversal 2D, incluindo dos enrolamentos em camada dupla, é mostrado na figura 3.6. A importação do desenho para o *Comsol* deve ser feita com uma forma geométrica por vez, portanto, a visão completa foi separada em 10 arquivos individuais em formato *.dxf*.

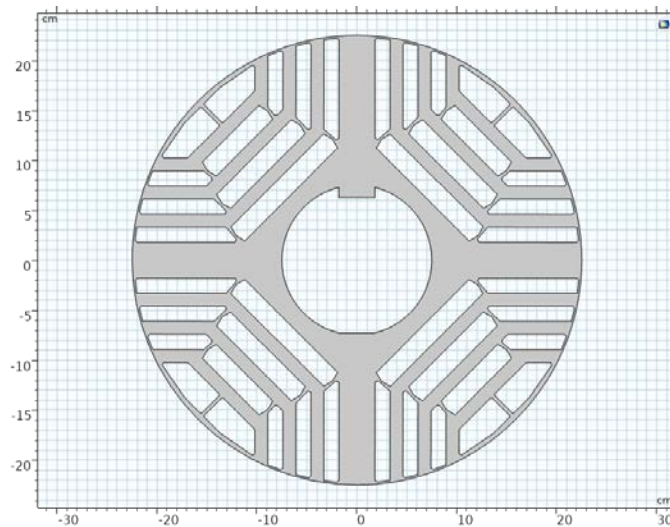
Figura 3.6 Topologia do motor proposto no *AutoCad*, *software* utilizado para o desenho



Fonte: [Autor]

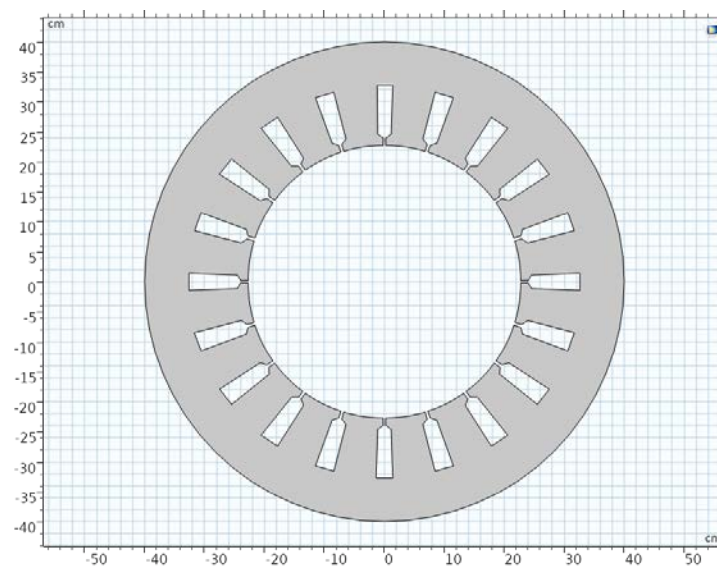
Na imagem da figura 3.6, a distribuição dos enrolamentos foi representada com a fase A definida em amarelo, B em vermelho, C em azul, D em magenta e E em verde. Uma vez que a geometria foi importada corretamente, é necessário criar os formatos de cada seção do motor por transformações de subtração e importação. As fendas das barreiras de fluxo no rotor, o preenchimento de ar no entreferro e as ranhuras do estator são os maiores exemplos, conforme mostram as figuras 3.7 e 3.8, respectivamente.

Figura 3.7 Formato do núcleo do rotor



Fonte: [Autor]

Figura 3.8 Formato do núcleo do estator



Fonte: [Autor]

3.4. PARÂMETROS DOS MATERIAIS

Para cada região da geometria, foram assinalados materiais padrões disponíveis na biblioteca do simulador *Comsol*, entretanto, nem todos os parâmetros necessários para o estudo constavam no banco de dados. As propriedades necessárias para a análise mecânica e a estimativa de perdas por histerese foram feitas a partir de características encontradas em catálogos de fabricantes.

3.4.1. Aço Elétrico

O aço elétrico 3% de grão não orientado foi selecionado da biblioteca de materiais do *Comsol* que já possuía nativamente a curva de saturação $B \times H$. As perdas em altas frequências (400Hz) em 14 W/kg são dadas a partir de [33], onde foi escolhido o aço *Thyssenkrupp 140TY420*. A análise de deformação das barreiras de fluxo exige alguns módulos de deformação (coeficiente de *Young* e de *Poisson*), e características básicas do aço, como a densidade específica e, principalmente, o fator $R_{0.2\%}$ [MPa] que corresponde à maior pressão que um determinado material suporta até que se deforme em 0,2% em qualquer uma de suas dimensões. Os dados mecânicos foram escolhidos a partir do catálogo técnico do fabricante, onde $R_{0.2\%} = 420 \text{ MPa}$.

3.4.2. Imãs

Foram prescritos 28 barramentos de imãs de ferrita inseridos no rotor. Nativamente, o simulador não possui qualquer modelo de material para representa-los, portanto, foi inicialmente adotado o imã de neodímio N50. Para simular o desempenho do imã de ferrita, o fluxo de remanência foi reduzido para 0.4 T (conforme a grade Y32, pela *Stanford Magnets* [34]). Para os testes de torque de relutância, a região dos imãs foi prescrita como ar, de modo que nenhuma característica previamente definida interfira no estudo.

No PMSynRM o volume de ímãs, bem como seu posicionamento interferem na produção de torque e no *ripple* [31].

3.4.3. Cobre, Ar e Aço Estrutural

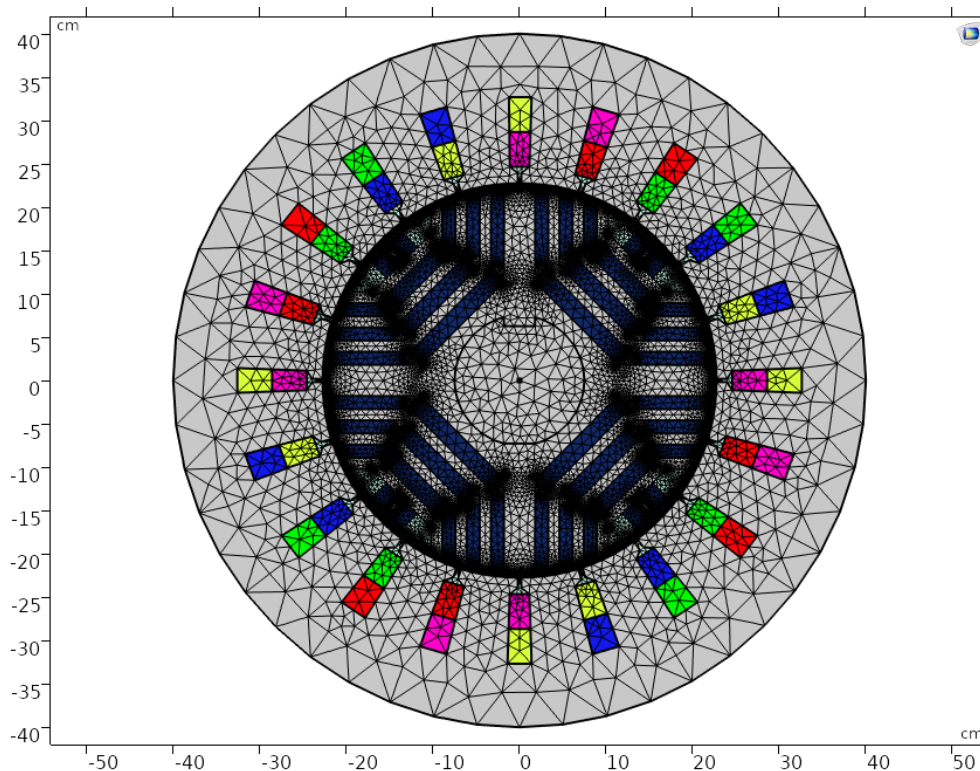
As demais estruturas do rotor foram entendidas como de composição genérica. O cobre, ar e aço em questão são os padrões do *Comsol*. O primeiro, foi usado em todo o material dos enrolamentos do estator, o segundo, no entreferro e nos espaços das barreiras de fluxo que não possuem imãs, o terceiro, interpretando o eixo de transmissão no centro do motor.

3.5. PARÂMETROS DE ESTUDO E SIMULAÇÃO

Os passos anteriores à simulação são das definições de materiais (cobre, aço estrutural, imãs e aço elétrico), seleção das áreas da física envolvidas (*Rotating Machinery*,

Magnetic, Domain ODE and DAEs e *Solid Mechanics*), definição dos parâmetros da máquina (conforme apêndice B), alguns sensores virtuais e operadores matemáticos para extração de resultados, definição e refino do *mesh* nas regiões de interesse conforme mostra a figura 3.9. Os ímãs foram definidos no interior das barreiras de fluxo, sendo a orientação do fluxo e o posicionamento exato visíveis nas figuras 3.10 e 3.11.

Figura 3.9 *Mesh* definido para a topologia desenvolvida



Fonte: [Autor]

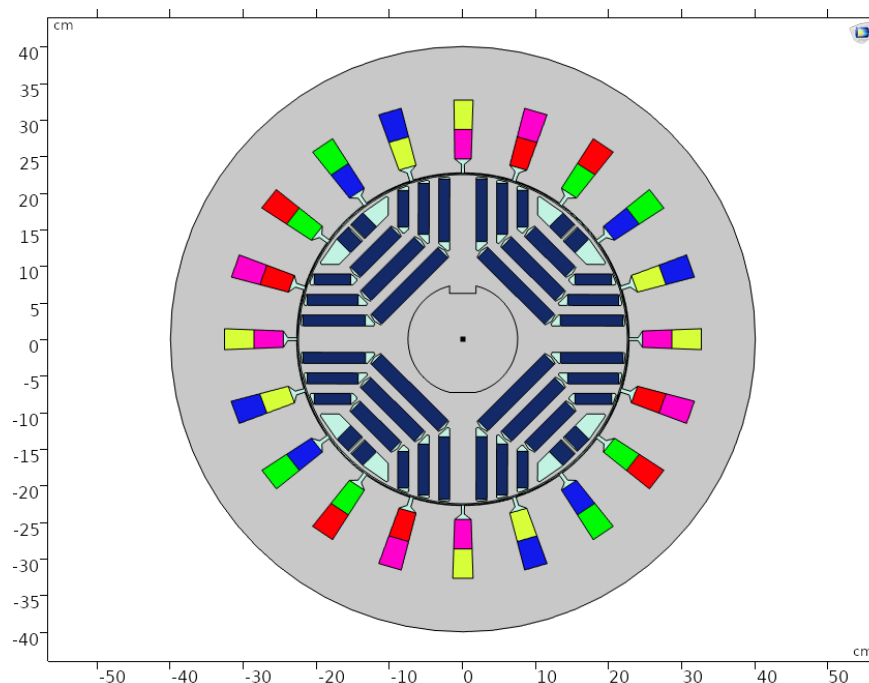
Foram definidos 3 estudos dentro do software de simulação, conforme indicado abaixo. Nos dois primeiros ocorrem a análise eletromagnética (*Rotating Machinery, Magnetic* e *Domain ODE and DAEs*), em que o motor é alimentado por uma fonte pentafásica com 72° de atraso entre fases e 200 *Arms* de corrente de entrada. A senóide de corrente é uma função da velocidade de giro prescrita à máquina, para tanto, se a velocidade nominal do rotor é de 5000 *rpm*, a frequência da alimentação é de 166,66 *Hz*, haja vista o número de polos. O *Comsol* assume que as bobinas de cada fase estão ligadas em série e possuem um retorno comum, isto é, ligação em Y. Ademais, a sequência de fases é definida como: $A+, C-, E+, B- e D+$.

- Estudo 1 – Análise das Bobinas e Análise Magnetostática;

- Estudo 2 – Análise Magnetodinâmica;
- Estudo 3 – Análise Mecânica.

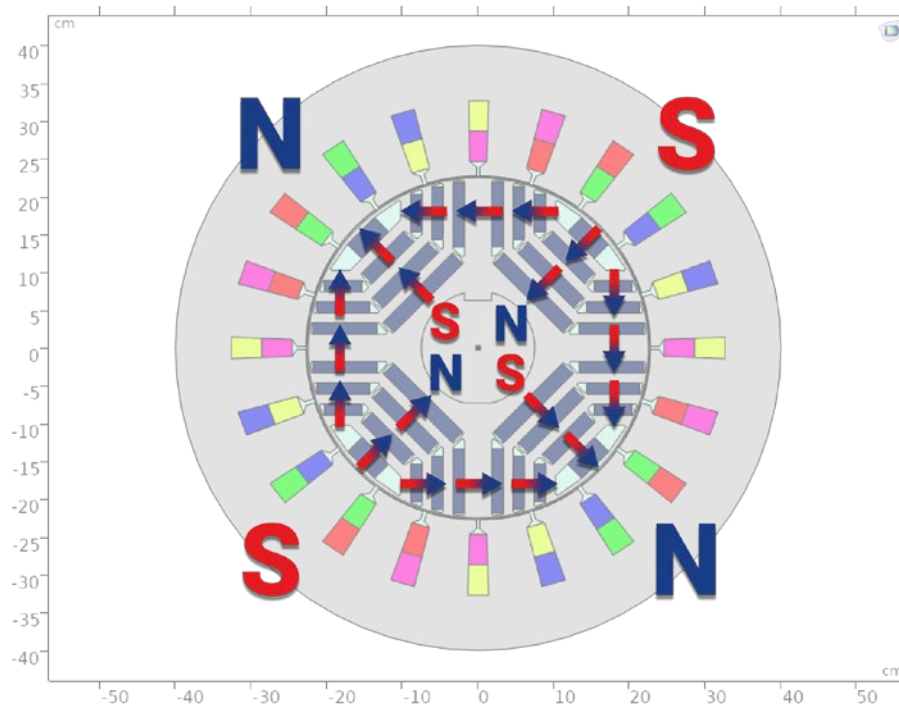
Embora o estudo que melhor represente a operação do motor seja o 2º, o 1º estudo é útil para a validação de parâmetros, correta definição das regiões, análise de fatores mais simples do motor e do pós-processamento. Calibrações metodológicas puderam ser verificadas com maior agilidade pelo 1º estudo pela característica estacionária do modelo, tais quais o número de espiras, amplitude de corrente, distribuição do fluxo, ângulo de alinhamento do motor com a mmf e quais modelos dos gráficos de espectro são de interessante análise (amplitude da densidade de fluxo, linhas de fluxo e setas superficiais). Além disso, no estudo nº 2 é possível definir o ponto inicial da simulação como a última iteração do estudo nº1, assegurando mais velocidade e precisão na análise.

Figura 3.10 Todas as regiões definidas para o motor. O cinza claro corresponde ao aço elétrico, o escuro, ao aço estrutural, os ímãs em azul-marinho, em azul-claro ar e as fases são coloridas conforme previamente citado



Fonte: [Autor]

Figura 3.11 Orientação magnética definida para os imãs



Fonte: [Autor]

Ao todo, foram feitas nove análises para validar o desempenho do motor projetado: máquina com ângulo de carga máximo ($22,5^\circ$) sem os imãs em velocidade nominal, máquina com ângulo de carga máximo (25°) com os imãs em velocidade nominal, a dedução da curva de torque advinda puramente dos imãs, queda de uma e duas fases, dedução da eficiência, análise de *stress* mecânico e estimativa das saliências.

3.6. PÓS-PROCESSAMENTO

Os resultados obtidos nos estudos com o *Comsol* foram tratados para melhor interpretação através de representação gráfica. Os gráficos de linha (torque, por exemplo) foram analisados através do *SciDavis*, plataforma mais ágil para realizar estudo de regressões lineares e edição dos parâmetros do *plot*.

Os gráficos de espectro da secção transversal do motor foram pós-processados pela análise nativa do *Comsol*. Foi tomado como padrão o gradiente de cores que representa a densidade de fluxo magnético, as setas, o sentido do fluxo e as linhas, a camada de intensidade do fluxo (que facilita o entendimento dos enlaces).

Conforme levantado no capítulo 2, a saliência do motor de relutância pura foi estimada baseado nas dimensões do rotor e barreiras de fluxo. Para tanto, foram utilizadas as medidas das tabelas 3.1, 3.2 e algumas cotas auxiliares para o cálculo do comprimento e área de cada barreira.

Analogamente, a saliência do motor completo (com ímãs) foi deduzida a partir de uma integração do fluxo total em Wb no eixo direto e de quadratura do rotor. No segundo caso, fez-se necessária a utilização de matrizes de transformação 5×5 para representar a alimentação pentafásica deste motor nos eixos d e q . Os valores de i_d e i_q foram deduzidos segundo o valor instantâneo da corrente de cada fase no momento de integração dos fluxos. Nesse sentido, foram utilizadas as matrizes abaixo, equações 22 e 23, de acordo com Tian [35]:

$$CLARKE = \frac{2}{5} \begin{pmatrix} 1 & \cos \theta & \cos 2\theta & \cos 2\theta & \cos \theta \\ 0 & \sin \theta & \sin 2\theta & -\sin 2\theta & -\sin \theta \\ 1 & \cos 2\theta & \cos \theta & \cos \theta & \cos 2\theta \\ 0 & -\sin 2\theta & \sin \theta & -\sin \theta & \sin 2\theta \\ 1 & 1 & 1 & 1 & 1 \end{pmatrix} \quad (22)$$

$$PARK = \begin{pmatrix} \cos \theta & \sin \theta & 0 & 0 & 0 \\ -\sin \theta & \cos \theta & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \cos 3\theta & \sin 3\theta & 0 \\ 0 & 0 & -\sin 3\theta & \cos 3\theta & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (23)$$

A partir dos valores de i_d e i_q encontrados, as indutâncias foram encontradas pelas equações 24 e 25 e a saliência foi determinada:

$$L_d = \varphi_d / i_d \quad (24)$$

$$L_q = \varphi_q / i_q \quad (25)$$

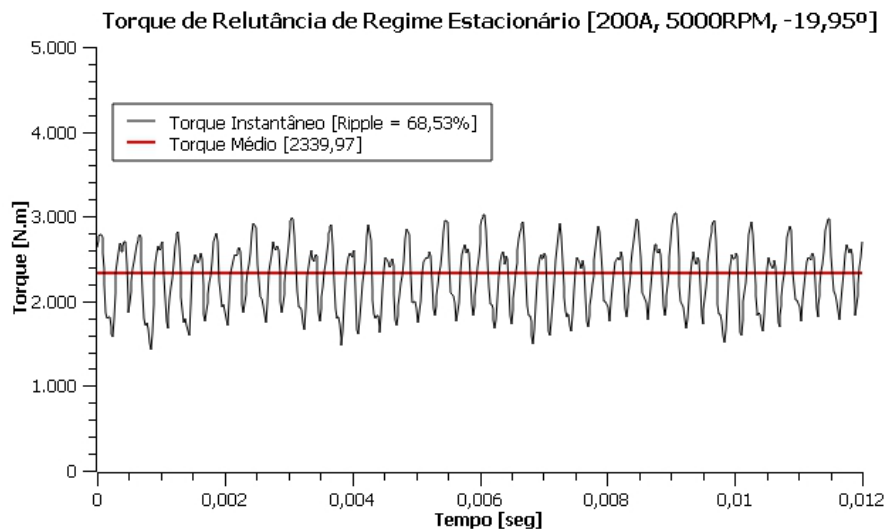
4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo serão apresentados os principais resultados encontrados para cada estudo proposto. Em cada seção, há um detalhamento sobre a particularidade de cada estudo, suas eventuais relações com uma análise anterior e com os objetivos.

4.1. ANÁLISE DA MÁQUINA COMO UM MOTOR DE RELUTÂNCIA

A máquina foi colocada em velocidade e alimentação nominal e alinhada no ângulo de maior potência $\theta_{T_{m\acute{a}x}}$, correspondente ao torque máximo do motor de relutância subtraído do ângulo de torque zero $\theta_{T_{m\acute{a}x}} = 2.55 - 45/p = -19,95^\circ$. Esta referência angular depende da maneira como o motor foi desenhado no software de simulação. O resultado para o torque estacionário é mostrado na figura 4.1.

Figura 4.1 Torque de relutância puro extraído do regime estacionário do motor



Fonte: [Autor]

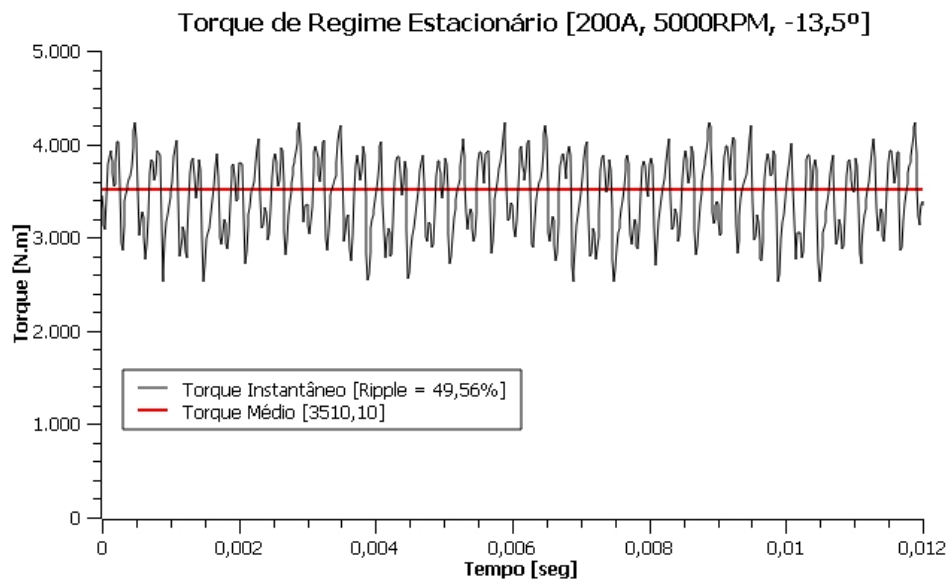
O torque médio final divergiu em 216,41 N.m do torque projetado na equação 24, 2123,56 N.m, margem que foi considerada prudente já que também precisa satisfazer dimensões comerciais do motor. O valor atingido com o motor puramente de relutância indica

que mesmo sem os ímãs, em uma situação de desmagnetização completa, a máquina ainda pode desenvolver um torque elevado. O alto *ripple* é esperado devido ao tipo de motor. Na literatura diversos autores apontam o *ripple* de torque elevado como uma das maiores desvantagens da máquina SyRM (comparada a topologias semelhantes) [8] e [9]. Uma das estratégias utilizadas para a redução deste fenômeno, não desejado, é a construção de um rotor enviesado ou distorcido (rotor *skew*). Contudo, esta melhoria no *ripple* de torque foge do escopo deste trabalho, além de demandar uma simulação 3D para incorporar este efeito.

4.2. ANÁLISE DA MÁQUINA COMPLETA

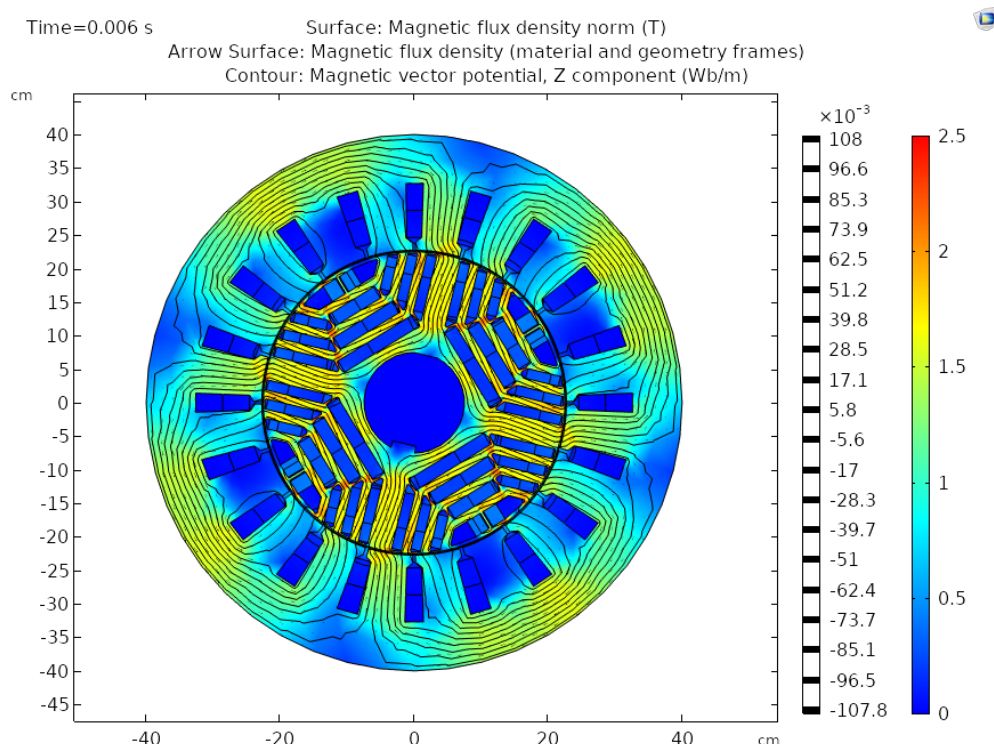
Para a máquina completa (motor de relutância assistido por ímãs), o ângulo de torque zero é ligeiramente alterado pela soma de curva de torques, assim, foi observado um $\theta_{T0} = 11,5^\circ$. Dado do ângulo de torque máximo do PMaSynRM de 4 polos, a máquina foi simulada em um $\theta_{Tmáx} = 11,5 - 50/p = -13,5^\circ$. A figura 4.2 expõe o torque médio e a figura 4.3 o espectro de saturação da máquina.

Figura 4.2 Torque total extraído do regime estacionário do motor



Fonte: [Autor]

Figura 4.3 Gráfico no espectro da densidade de fluxo nas condições de simulação da figura 4.2



Fonte: [Autor]

Os cálculos pelos métodos do 2º estudo levam em consideração componentes dinâmicos dos campos eletromagnéticos, como a magnetização e a desmagnetização. Sabendo disso, a análise do regime estacionário da máquina pelo estudo 2 apontou uma grande contribuição de torque pela adição dos ímãs. A análise do volume da máquina e de sua densidade de massa mostra que mais de 45% do peso do rotor é composto por ímãs (270 kg), o que torna o impacto no torque entre a figura 4.1 e 4.2 mais realista. A análise da seção 4.3 descreve com mais detalhes sobre os métodos numéricos do estudo 1 e expõe a figura 4.5, que mostra o fluxo resultante correspondente à presença dos ímãs.

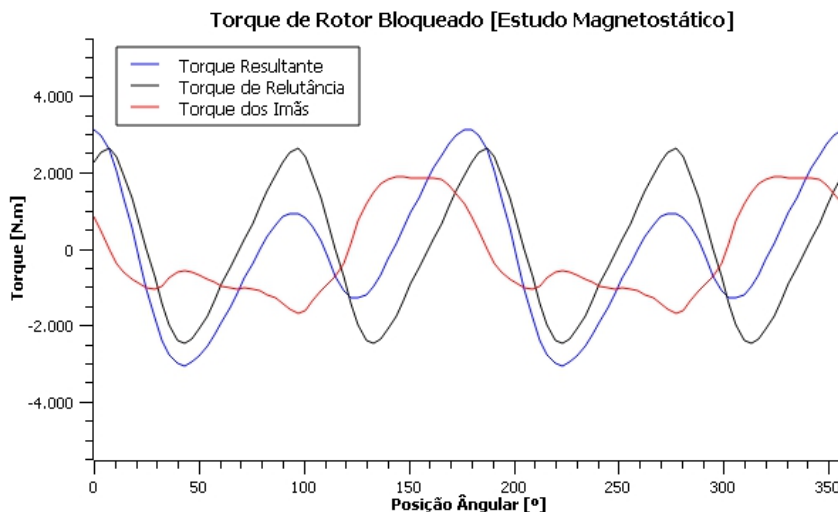
Em todos os gráficos do estudo 2 é possível observar uma forte pulsação, ainda que menos que a do estudo 1 (concordando com a literatura). [24] mostra em estudo dedicado como o viés mecânico dos núcleos polares afeta a pulsação de torque. O motor projetado possui um skew no estator de $\beta = 0^\circ$, portanto, o nível de pulsação é esperado haja vista que no trabalho previamente citado este ângulo é o que mais produz a pulsação. A análise 2D do *software* não fornece ferramentas para que seja considerada uma angulação na geometria (como é comum de encontrar em rotores tipo gaiola-de-esquilo) nos resultados da simulação. Para

tal, é preciso uma análise do motor em 3D, que não compete a este trabalho dado a demasiada carga computacional que toma.

4.3. DEDUÇÃO DO TORQUE DE REPULSÃO DOS IMÃS

Embora o motor de relutância possa ser simulado neste modelo sem o impacto dos imãs, o contrário não é verdade. Deduzir a curva de torque magnético dos imãs, desconsiderando a magnetização do motor que é uma tarefa possível de ser feita apenas pelos estudos paramétricos do estudo 1 (magnetostática). Dessa forma, o rotor foi mantido fixo enquanto a alimentação da mmf percorria radialmente o motor. A curva de torque pelo tempo foi extraída do motor completo (com imãs) e do motor puramente de relutância (sem os imãs), adaptada para corresponder aos graus mecânicos do rotor e a curva de torque de repulsão (em vermelho na figura 4.3) foi deduzida pela diferença entre as outras duas (figura 4.4).

Figura 4.4 Curva de torque de repulsão dos imãs deduzida a partir do ensaio de rotor bloqueado na máquina completa e no motor puramente de relutância

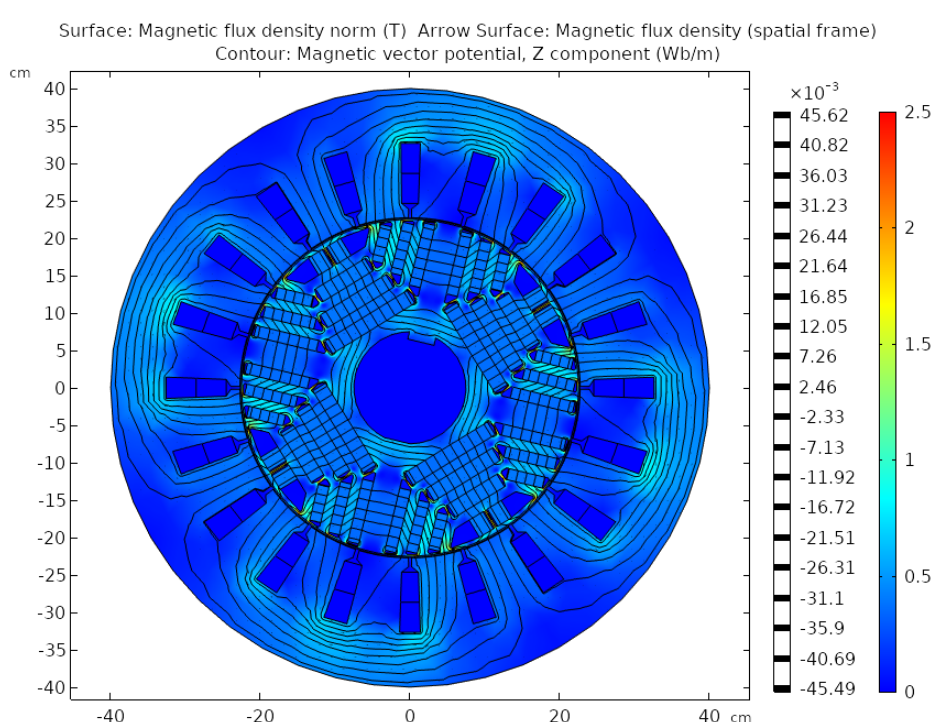


Fonte: [Autor]

A análise do motor com a adição dos imãs mostra a contribuição de sua inserção nas barreiras. É notável a contribuição dos imãs de ferrita ao torque no estudo transiente. O estudo magnetodinâmico leva em consideração fatores transitórios do campo eletromagnético que não são considerados no estudo estacionário, como a magnetização e desmagnetização do aço. Ainda que o torque magnético apareça reduzido na figura 4.4 se comparado com uma

subtração do torque médio das figuras 4.2 e 4.1, o estudo do rotor bloqueado e a estimativa da contribuição dos ímãs foi feita com o estudo 1 a fim de mitigar as características de relutância do motor (a figura 4.5 auxilia no entendimento de como a interação da relutância impacta na medição dos ímãs). Nesse sentido, é natural esperar que o design final una o desempenho do torque de relutância e magnético. Outro detalhe que contribui para o elevado torque é que a disposição proposta leva mais material magnético que os designs de menor porte [13].

Figura 4.5 Gráfico no espectro da densidade de fluxo puramente dos ímãs ($I_{rms} = 0A$).



Fonte: [Autor]

4.4. ESTIMATIVA DE PERDAS

A eficiência foi deduzida a partir de cálculos simples. Empiricamente, a análise das perdas nas bobinas foi contabilizada pela sua resistência equivalente (considerando número de fases e espiras) e a corrente. As perdas no aço foram deduzidas pelo catálogo do fabricante relativo à frequência e densidade de fluxo média (14 W/Kg , $1,0T @ 400Hz$), ainda que as condições não sejam idênticas, são os parâmetros confiáveis mais próximos a partir das

especificações técnicas. Assumindo uma potência constante de 1 275kW (a dos parâmetros elétricos de entrada) e 2% de perdas por atrito e ventilação, foram utilizadas as equações 26 a 32 para deduzir a eficiência.

$$P_{in} = 4,25 * 1500 * 200 \cong 1\,275kW \quad (26)$$

$$P_{Bobinas} = 5 * R_{Bobina/fase} * I^2 [W] \quad (27)$$

$$P_{Bobinas} = 5 * 8 * \frac{R_{Bobina}}{fase} * 200^2 = 10\,576W \quad (28)$$

$$P_{Aço} = V_{Aço} * \rho_{Aço} * P_{[W/Kg]} \quad (29)$$

$$P_{Aço} = 0,252 * 7600 * 14 = 26\,813W \quad (30)$$

$$\eta = 100. \left(1 - \left(\frac{P_{Bobinas} + P_{Aço} + P_{Atrito}}{P_{in}} \right) \right) [\%] \quad (31)$$

$$\eta = 100. \left(1 - \left(\frac{10,58kW + 26,81kW + 0,02 * 1275kW}{1275kW} \right) \right) = 95,07\% \quad (32)$$

Nas equações acima, $P_{Bobinas} [W]$ corresponde à perda por efeito *Joule* nos enrolamentos (a alta tensão de alimentação garante uma corrente relativamente baixa, por conseguinte, menos perdas), $P_{Aço} [W]$ às perdas elétricas do aço aferidas pelo *Comsol* e $P_{Atrito} [W]$ às perdas por ventilação e atrito.

A alimentação de alta tensão favoreceu em grande medida as perdas no cobre, que, para a potência dada, são aceitáveis. Isso contribui para o desempenho do motor, sendo a máquina de [10], por exemplo, as perdas no cobre são múltiplas vezes maiores que no aço na maior parte do espectro de velocidade considerando que opera em até 306 V.

Apesar dos PMaSynRM estarem entre os motores a princípio mais eficientes. Ainda assim, 95,96% de eficiência pode não ser a aproximação mais exata para uma máquina que não foi otimizada por algoritmos iterativos e inteligências artificiais. Além disso, como não foi feita uma análise termodinâmica, este valor ainda pode mudar. Além da estimativa

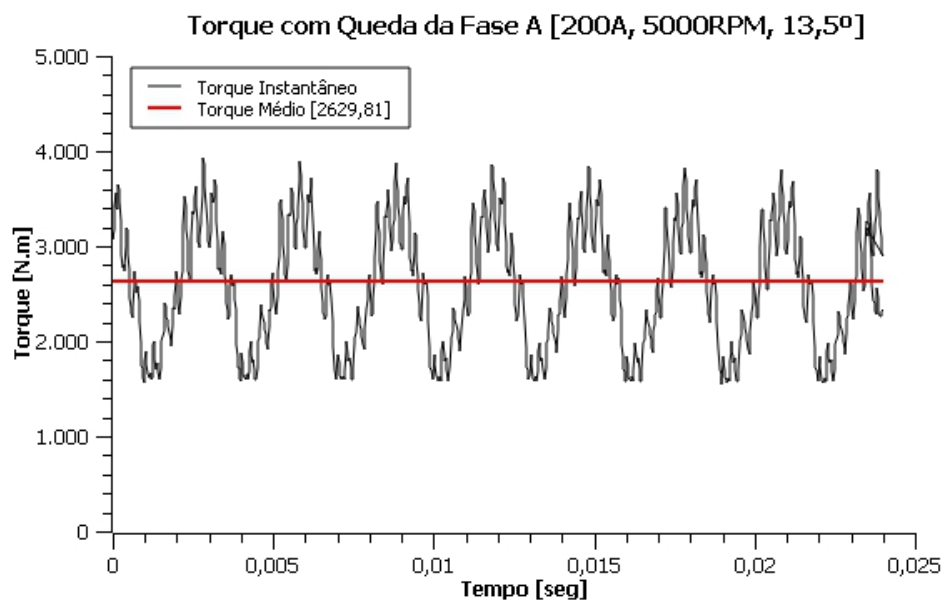
considerando os efeitos térmicos em simulação, para a validação real do design é fundamental a fase de prototipagem.

4.5. ANÁLISE DE FALTA DE FASES

4.5.1. Queda de Uma Fase

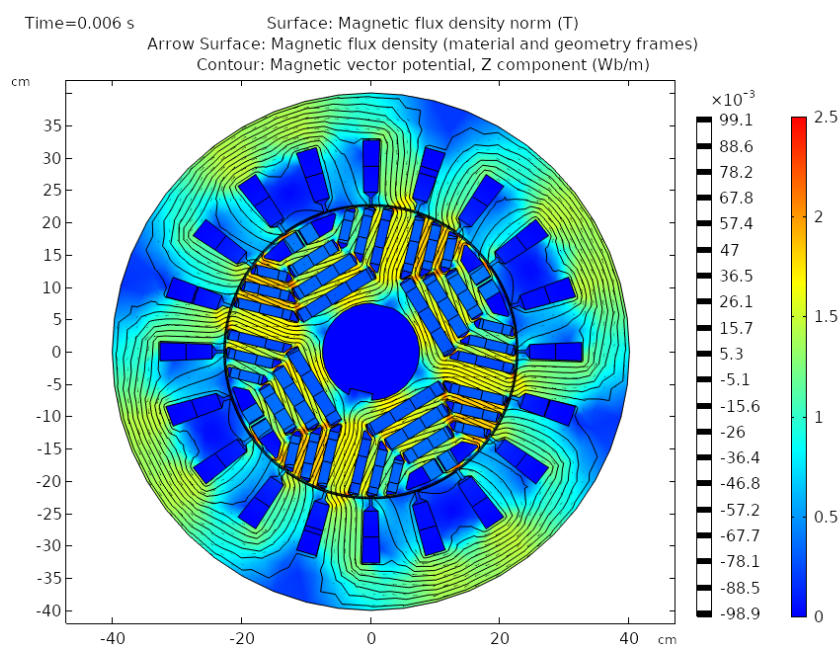
Considerando que uma das vantagens do motor polifásico é um fator de tolerância a falta, nas aplicações críticas, a máquina com cinco fases deve ser capaz de operar sob alguma restrição elétrica. Neste estudo é assumido a queda da fase A e o torque é analisado através da curva na figura 4.6 e do espectro da figura 4.7. O resultado esperado é que a máquina consiga ter desempenho tal que satisfaça as condições iniciais de projeto para um motor trifásico.

Figura 4.6 Torque total extraído do regime estacionário do motor considerando a tensão da fase A igual a zero



Fonte: [Autor]

Figura 4.7 Gráfico no espectro da densidade de fluxo em ângulo de torque máximo considerando uma falta na fase A

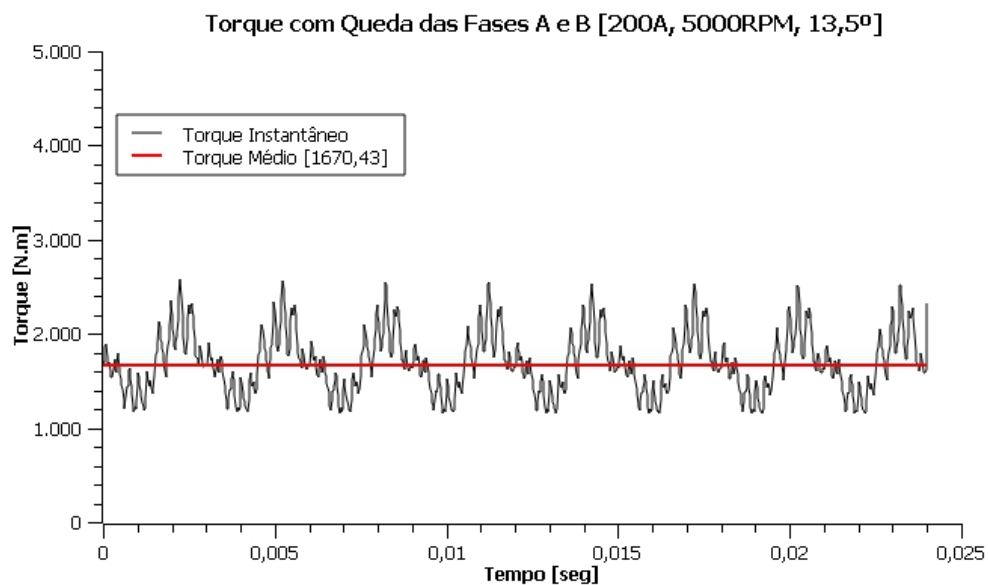


Fonte: [Autor]

4.5.1. Queda de Duas Fases

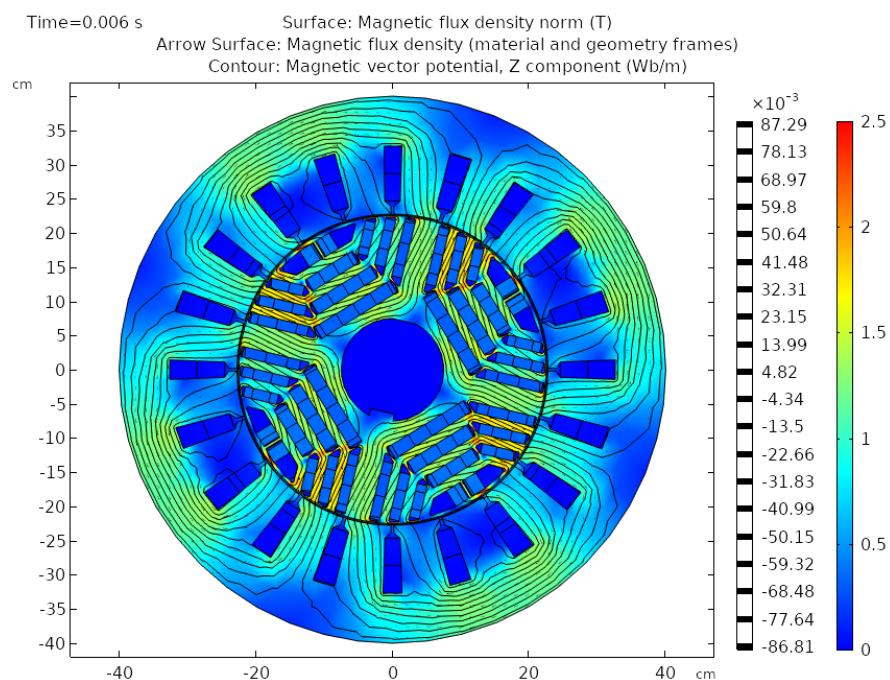
Considerando um cenário ainda pior em que o motor tenha apenas três fases ativas tal qual o dimensionado, este estudo simulou uma falta, também, na fase B. Assim como no estudo anterior, o motor deve ser capaz de operar com um torque que satisfaça as condições de trabalho do caminhão. O resultado é expresso na curva da figura 4.8 e do espectro 4.9.

Figura 4.8 Torque total extraído do regime estacionário do motor considerando a tensão da fase A e B igual a zero



Fonte: [Autor]

Figura 4.9 Gráfico no espectro da densidade de fluxo em ângulo de torque máximo considerando uma falta nas fases A e B. É possível observar uma redução substancial na densidade de fluxo média.



Fonte: [Autor]

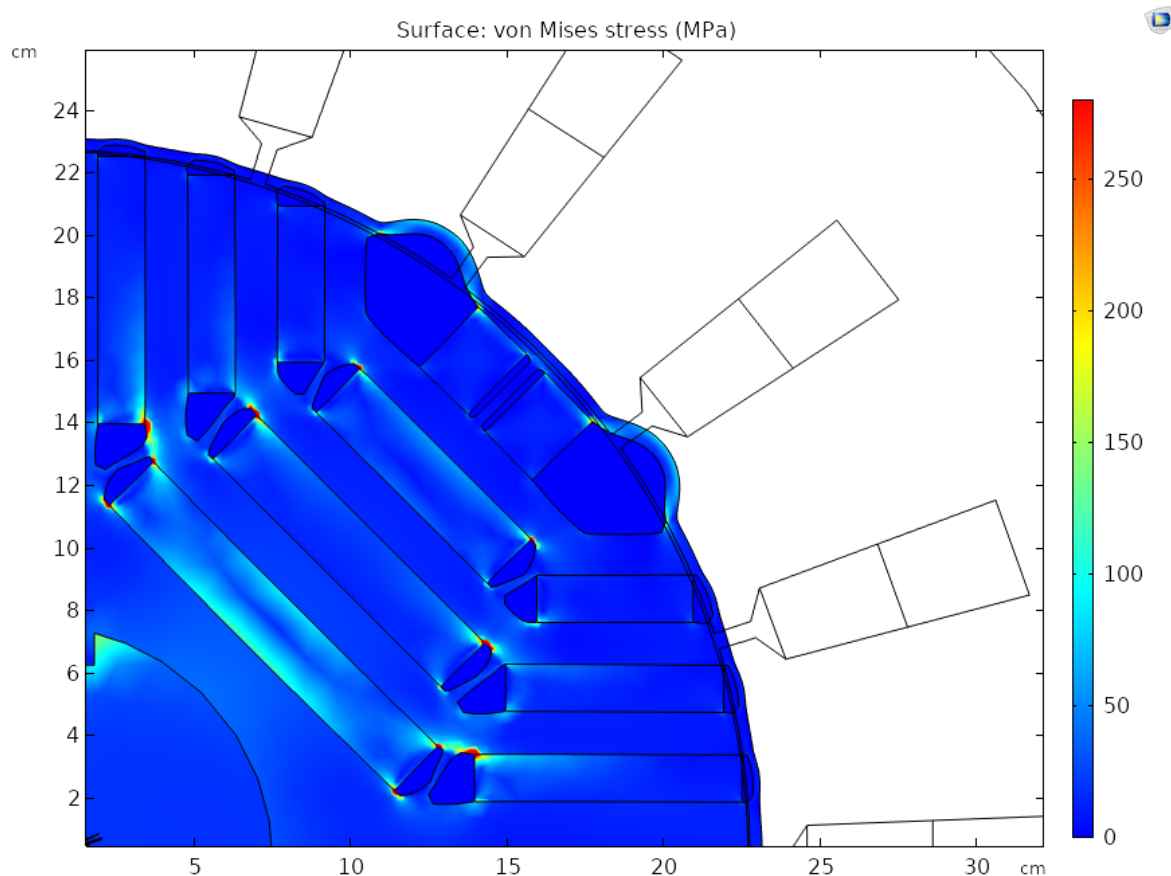
4.5.2. *Discussão Sobre a Adição de Fases*

A análise da queda de fases provou-se positiva inclusive mostrando que a queda de uma fase do PMaSynRM ainda promove o torque nominal de relutância. A queda de duas fases, apesar de operar abaixo da potência máxima do motor, entrega $P_{AB} = T \cdot \omega = 1670,43 * (5000 * 2\pi/60) = 874\,635,10W$, isso implica que, se houver uma troca de marcha que favoreça um aumento de torque em detrimento da velocidade, é possível atingir um $V_{M\acute{A}X} = 11,98 \text{ m/s} = 43,13 \text{ km/h}$ em torque nominal (assumindo TRR constante e partindo de P_{AB}).

A contribuição dos ímãs no torque auxiliou sensivelmente o desempenho final em ambas situações de falta. Também mostraram que a adição do material e de um maior número de fases ($m > 3$) é uma característica que potencialmente auxiliaria o desempenho do caminhão em um momento crítico, elevando o fator de segurança e disponibilidade do equipamento, ambos de grande importância para a aplicação. É importante mencionar que, em contrapartida, o custo do conversor responsável pelo acionamento do motor se torna maior quando mais fases são utilizadas.

4.6. ANÁLISE MECÂNICA

As lacunas das barreiras de fluxo são o elo mais fraco da máquina de relutância. Este estudo buscou encontrar a velocidade máxima que o rotor pode atingir sem que sua deformação plástica seja irreversível. Adotando um limite de segurança de 50%, o novo $R_{0,2\%} = 280MPa$. Empiricamente, foi encontrada a velocidade máxima como 5900 rpm, neste ponto, as lacunas de fluxo são submetidas a uma força pressão de 279MPa. A análise de espectro sob o gradiente de pressão da figura 4.10 auxiliou a identificação dos pontos mais susceptíveis a deformação.

Figura 4.10 Análise de *stress* mecânico nas barreiras de fluxo

Fonte: [Autor]

Ainda assim, o pico da pressão não atinge a superfície exterior do rotor, apontando que não só a velocidade nominal de 5000 *rpm* da máquina não coloca sua estrutura em risco como permite que o motor atinja velocidades ainda mais altas.

A adição das lacunas nas barreiras de fluxo provou-se fundamental para garantir a usabilidade do motor em altas velocidades. Ainda que a velocidade de operação tenha sido satisfeita, o mapa de eficiência dos SynRM e dos PMaSynRM favorece velocidades ainda maiores. O estudo determinou o momento de parada no instante que quaisquer partes do rotor atingiram $\sim 280 \text{ MPa}$, mas, isso não implica que uma deformação de fato limitante (como a do raio do rotor) aconteça em 5900 *rpm*. Como mencionado, apenas as arestas internas das barreiras de fluxo foram deformadas além do $R_{0,2\%}$, o que sugere que em situação crítica a máquina pode operar normalmente.

4.7. ESTIMATIVA DA SALIÊNCIA

Conforme comentado nos capítulos precedentes, as saliências dos motores de relutância e de relutância assistida foram estimadas. A dedução da saliência do SynRM foi feita com seus parâmetros geométricos segundo a literatura, já do PMaSynRM foi feita, integrando o fluxo total nos eixos direto e de quadratura do rotor, relacionando-os às correntes de eixo direto e quadratura e estimando as indutâncias. Pelos fluxos aferidos no *Comsol* e as matrizes de Park e Clarke, a saliência do PMaSynRM foi estimada em $\xi = 6,0833$.

5. CONCLUSÕES GERAIS E PASSOS SUGERIDOS

O intuito deste capítulo é recapitular o que foi proposto no trabalho, verificar se as condições mínimas foram atendidas, fazer breves comentários sobre pontos importantes da metodologia tomada e resultados extraídos e sugerir alterações, contribuições e/ou os próximos passos para linha de pesquisa. Sendo assim, é dividido em duas seções: conclusão e passos sugeridos.

5.1. CONCLUSÃO

A eletrificação dos meios de transporte vem se provando importante para mitigar os efeitos da degradação ambiental antrópica. O motor síncrono assistido por ímãs surge como uma excelente alternativa para o trem de força de VE's por sua maior eficiência, robustez e desempenho relativos ao motor de indução e ao puramente à imãs. Neste trabalho, esta topologia de motor foi escolhida para propor a força motriz de um trem de força totalmente elétrico para o caminhão Caterpillar 785D, dado o estado da arte dos motores para VE's atuais. O dimensionamento inicial se deu a partir das equações estimadas pelos autores de [18] para um motor trifásico de relutância, e as simulações multifásicas pelo *Comsol Multiphysics*.

O torque de relutância puro ficou dentro do previsto contando que há diversas variáveis que fogem das equações, como o impacto das lacunas de fluxo inseridas para melhorar aumentar a resistência do rotor em altas rotações. Ou seja, foi entendido que o torque final de relutância, $2339,97 \text{ N.m}$, ficou perto o suficiente do projetado, $2123,56 \text{ N.m}$, portanto, indicando um sucesso do dimensionamento.

Foi observada como a adição dos ímãs na máquina certamente aumentou o torque e a potência pela quantidade de material adotada e sua distribuição. Isso implica que é possível aumentar a potência de um motor de relutância pura pela simples adição de ímãs. Além disso, implica que é possível diminuir o volume total de um SynRM se ele for projetado com a

assistência de imãs para uma mesma potência. No mesmo sentido, a curva de rotor bloqueado do torque puramente dos imãs (sem considerar as interações da relutância) foi deduzida e sua topologia aproximou-se da teórica.

A máquina multifásica demonstrou um elevado fator de operação em falta. A queda de uma fase ainda gera torque o suficiente para mover o caminhão de acordo com os parâmetros de projeto. A queda de duas fases implica em uma potência ligeiramente menor que a nominal, entretanto, uma correta escolha de marchas para a situação ainda faz o caminhão operar em uma velocidade razoável (para os padrões dos HTs). Em contrapartida, o motor exige uma topologia exótica de inversores para que funcione e o método de fabricação de ambos certamente foge das linhas de produção. Além disso, a adição de fases piora a proporção do entreferro saturada, que insere ainda mais harmônicas na curva de torque.

A análise mecânica do rotor é um ensaio de grande importância para motor de alta velocidade, em especial, para os motores de síncronos de relutância. O elo mecanicamente fraco em altas velocidade são as barreiras de fluxo da máquina. A solução mais simples para evitar a deformação plástica crítica nas barreiras é inserir lacunas de fluxo de modo a melhorar as características mecânicas da peça, ao custo de uma indutância de quadratura maior. As lacunas de fluxo propostas para o motor deste trabalho obtiveram sucesso em garantir condições seguras de operação na velocidade nominal e além. Ademais, saturam-se com um fluxo reduzido, efeito positivo também esperado.

O *Comsol* é um *software* robusto, suas ferramentas comportam simulações de efeitos quânticos até a dinâmica de *stress* em peças projetadas sob medida. Apesar da abrangência, deixa a desejar no quesito transparência e especificidade. Muitas das informações dos cálculos de variáveis internas são restritas e não intuitivas. Esses fatores limitam seu uso para simulações multifísicas a profissionais extremamente experientes.

De modo geral, o desempenho do motor projetado atendeu os parâmetros de operação. A topologia proposta agregou independência aos materiais de terras raras por optar pelos imãs de ferrita ao invés dos de neodímio, agregou segurança pela adição da redundância de fases e satisfação do desempenho durante uma falta. Finalmente, ajudou a formar as bases tecnológicas para o desenvolvimento de motores elétricos veiculares de alta potência, linha de pesquisa ainda pouco explorada.

5.2. PASSOS SUGERIDOS

Os motores síncronos de relutância possuem parâmetros de desempenho altamente dependentes de detalhes do design de seus rotores e estatores. Trabalhar com esta família de motores utilizando-se da importação do desenho provou-se uma tarefa difícil, haja vista que o *Comsol* tem um limite de detalhes que consegue extrair dos arquivos *.dxf*. Esse fator dificultou o desenho em grande medida. Por esse motivo e pela nebulosidade das interfaces do *software* comentada na seção anterior, é indicado aos futuros projetos que os desenhos sejam elaborados diretamente na interface gráfica do *Comsol*, mas que para isso é exigido um certo domínio da ferramenta.

No âmbito de projeto, o motor pode ser aperfeiçoado em vários aspectos: formato das barreiras de fluxo, angulação e localização das lacunas, proporção de ar e aço, escolha do aço considerando peso, dimensões e custo, alocação dos imãs, dimensão do entreferro, formato, angulação e quantidade de núcleos polares, número de voltas das bobinas e otimização da distribuição. Fisicamente, os parâmetros são correlatos e tornam a proposta de uma máquina ótima por tentativa e erro fora de cogitação. Para tanto, é indicado o desenvolvimento de um algoritmo de otimização para que a tarefa seja automatizada e o motor que melhor satisfaz as condições, escolhido corretamente.

Fora do escopo das máquinas girantes, é pertinente o desenvolvimento de uma fonte robusta para o motor. A faixa de potência da máquina, particularidade das cinco fases e as características de operação do PMaSynRM fazem com que o inversor que o alimenta seja cuidadosamente desenvolvido. É fundamental que o equipamento a ser desenvolvido utilize malhas de controle de ponta para que opere com maior eficiência possível. Outro fator importante para o desenvolvimento do inversor é considerar o freio regenerativo do caminhão, que pode aumentar sua disponibilidade e diminuir os custos ainda mais.

Finalmente, na eventualidade de um estudo térmico do motor, a alta potência que desenvolve traz consigo a necessidade de um sistema eficiente de arrefecimento. Uma alternativa é utilizar o óleo lubrificante da caixa de transmissão para uma recirculação no interior do estator, além disso, é possível implementar a vaporização do mesmo óleo para arrefecimento do rotor.

6. REFERÊNCIAS

- [1] Grand View Research. (2021, Junho) Commercial Vehicles Market Size, Share & Trends Analysis Report By Product (LCVs, Heavy Trucks, Buses & Coaches), By End Use (Industrial, Mining & Construction), By Region, And Segment Forecasts, 2021 - 2028. [Online]. <https://www.grandviewresearch.com/industry-analysis/commercial-vehicle-market>
- [2] EIA (2013, Fevereiro) U.S. Energy Information Administration. [Online]. <https://www.eia.gov/todayinenergy/detail.php?id=9991>
- [3] H. Liimatainen, O. van Vliet, and D. Aplyn, “The potential of electric trucks – an international commodity-level analysis,” *Applied Energy*, 14-Dec-2018. [Online]. <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0306261918318361?via%3Dihub>.
- [4] B. Propfe, M. Redelbach, D. Santini, and H. Friedrich, “Cost analysis of Plug-in Hybrid Electric Vehicles including Maintenance & Repair Costs and Resale Values,” *EVS26 International Battery, Hybrid and Fuel Cell Electric Vehicle Symposium*, 2012. [Online]. https://www.researchgate.net/publication/325292995_Cost_analysis_of_Plug-in_Hybrid_Electric_Vehicles_including_Maintenance_Repair_Costs_and_Resale_Values.
- [5] Caterpillar (2010, Dezembro) AEHQ5969-03. [Online]. <https://s7d2.scene7.com/is/content/Caterpillar/C637177>
- [6] N. Hashernnia and B. Asaei, “Comparative study of using different electric motors in the electric vehicles,” *IEEE Xplore*, 2008. [Online]. <https://ieeexplore.ieee.org/document/4800157>.
- [7] K. Rajashekara, “Present status and future trends in Electric Vehicle Propulsion Technologies,” *IEEE Xplore*, 2013. [Online]. <https://ieeexplore.ieee.org/document/6507304>. [Accessed: 30-Nov-2021].

-
- [8] L. Lavrinovicha and J. Dirba, "Comparison of permanent magnet synchronous motor and synchronous reluctance motor based on their torque per unit volume," IEEE Xplore, 2014. [Online]. <https://ieeexplore.ieee.org/document/6866817?arnumber=6866817>.
- [9] Y.-H. Jeong, K. Kim, B.-S. Park, S.-Y. Jung, and Y.-J. Kim, "Design characteristics of PMaSynRM and performance comparison with IPMSM based on numerical analysis," IEEE Xplore, 2012. [Online]. <https://ieeexplore.ieee.org/document/6349858>.
- [10] M. Sanada, S. Morimoto, and Y. Inoue, "Development of high-power PMASYNRM using ferrite magnets for reducing rare-earth material use," IEEE Xplore, 2014. [Online]. <https://ieeexplore.ieee.org/document/6870002/>.
- [11] J. Baek, S. Bonthu, S. Kwak, and S. Choi, "Optimal design of five-phase permanent magnet assisted synchronous reluctance motor for low output torque ripple," IEEE Xplore, 2016. [Online]. <https://ieeexplore.ieee.org/document/6953562?arnumber=6953562>.
- [12] S. Bonthu and S. Choi, "Design optimization with multiphysics analysis on external rotor permanent magnet-assisted synchronous reluctance motors," IEEE Xplore, 2017. [Online]. <https://ieeexplore.ieee.org/document/8031359>.
- [13] B. Ban, S. Stipetić, and M. Klanac, "Synchronous reluctance machines: Theory, design and the potential use in traction applications," IEEE Xplore, 2019. [Online]. <https://ieeexplore.ieee.org/document/8883905>.
- [14] Caterpillar, "Battery powered mining trucks to support customer goals," <https://www.caterpillar.com/en/news/caterpillarNews/2021/bhp-mining-trucks.html>, 2021. [Online]. <https://www.caterpillar.com/en/news/caterpillarNews/2021/bhp-mining-trucks.html>.
- [15] "Wasimofnazareth", "World's largest EV never has to be recharged," The Future Is Pretty Rad, 20-Aug-2019. [Online]. <https://thefutureisprettyrad.com/2019/08/24/worlds-largest-ev-never-has-to-be-recharged/>.
- [16] Stephen D. Umans, Máquinas Elétricas de Fitzgerald e Kingsley, 7th ed, Porto Alegre, McGrall Hill Education, 2014.

-
- [17] I. Boldea and L. Tutelea, *Reluctance Electric Machines: Design and control*. Boca Raton, FL: CRC PRESS, 2019.
- [18] Y. Hua, H. Zhu, M. Gao, and Z. Ji, "Design and Analysis of Two Permanent-Magnet-Assisted Bearingless Synchronous Reluctance Motors With Different Rotor Structure," MDPI, 08-Feb-2021. [Online]. <https://www.mdpi.com/1996-1073/14/4/879>.
- [19] Oemer Motori Elettrici S.P.A., "AC Synchronous Reluctance Motors - oemerspa.com," 2021. [Online]. http://www.oemerspa.com/download/general_documents/1_QSR_presentation%20OEMER_web.pdf.
- [20] A. Dulanto, "Design of a Synchronous Reluctance Motor Assisted with Permanent Magnets for Pump Applications" 2015. [Online]. <https://www.diva-portal.org/smash/get/diva2:799523/FULLTEXT01.pdf>.
- [21] Colm J. O'Rourke, Mohammad M. Qasim, Matthew R. Overlin e James L. Kirtley Jr., "A Geometric Interpretation of Reference Frames and Transformations: dq0, Clarke and Park" 2019. *IEEE Trans. on Energy Convers.*, vol. 34, no. 4, Dezembro 2019.
- [22] S. Panda and R. K. Keshri, "Reduced Rib Synchronous Reluctance Motor for Traction Applications," 2019. [Online]. https://www.researchgate.net/publication/337700862_Reduced_Rib_Synchronous_Reluctance_Motor_for_Traction_Applications.
- [23] T. Matsuo and T. A. Lipo, "Rotor design optimization of synchronous reluctance machine," *IEEE Trans. on Energy Convers.*, vol. 9, no. 2, pp. 359-365, Junho 1994.
- [24] R. Moghaddam, F. Magnussen and C. Sadarangani, "Novel rotor design optimization of Synchronous Reluctance Machine for low torque ripple," 2012 XXth International Conference on Electrical Machines, 2012, pp. 720-724
- [25] S. Ooi, S. Morimoto, M. Sanada and Y. Inoue, "Performance Evaluation of a High-Power-Density PMASynRM With Ferrite Magnets," in *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 49, no. 3, pp. 1308-1315, May-June 2013
- [26] Lee, J.-K., Jung, D.-H., Lim, J., Lee, K.-D., & Lee, J. (2018, March). "A Study on the Synchronous Reluctance Motor Design for High Torque by Using RSM".

-
- NASA/ADS. Acessado em fevereiro 2022, [Online].
<https://ui.adsabs.harvard.edu/abs/2018ITM....5449325L/abstract>
- [27] N. G. Ozcelik, U. E. Dogru, M. Imeryuz and L. T. Ergene, "Synchronous Reluctance Motor vs. Induction Motor at Low-Power Industrial Applications: Design and Comparison," in *Energies* 2019, 12, 2190; doi:10.3390/en12112190
- [28] Bridgestone, "Databook Bridgestone - Off-the-Road Tires," 2020. [Online].
https://commercial.bridgestone.com/content/dam/commercial/bridgestone/pdfs/data-books/Databook_Bridgestone_OTR.pdf.
- [29] G. Pellegrino, F. Cupertino and C. Gerada, "Automatic Design of Synchronous Reluctance Motors Focusing on Barrier Shape Optimization," in *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 51, no. 2, pp. 1465-1474, March-April 2015, doi: 10.1109/TIA.2014.2345953
- [30] H. Liu, I. Kim, Y. J. Oh, J. Lee and S. Go, "Design of Permanent Magnet-Assisted Synchronous Reluctance Motor for Maximized Back-EMF and Torque Ripple Reduction," em *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 53, no. 6, p. 1-4, June 2017, Art no. 8202604
- [31] K. Khan, M. Leksell and O. Wallmark, "Design aspects on magnet placement in permanent-magnet assisted synchronous reluctance machines," *5th IET International Conference on Power Electronics, Machines and Drives (PEMD 2010)*, 2010, pp. 1-5, doi: 10.1049/cp.2010.0203.
- [32] Xu, D., Bao, X., Xu, W., & Xu, Y. "Rotor Topology Optimization of a Synchronous Reluctance Motor Based on Deep Neural Network Model". Em *International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics*, 2021, [Online].
<https://content.iospress.com/articles/international-journal-of-applied-electromagnetics-and-mechanics/jae201577>
- [33] Thyssenkrupp Steel, "Powercore® Traction for High Frequencies and e-Mobility," Thyssenkrupp, 2021. [Online]. <https://www.thyssenkrupp-steel.com/en/products/electrical-steel/electrical-steel-non-grain-oriented/powercore-for-high-frequencies-and-e-mobility/powercore-a-3.html>.
- [34] Stanford Magnets, "Grades of Ferrite Magnets," Stanford Magnets, 11-Nov-2020. [Online]. <https://www.stanfordmagnets.com/grades-of-ferrite-magnets.html>.

-
- [35] Tian, Bing; Mirzaeva, Galina; An, Qun-Tao; Sun, Li; Semenov, Dmitry; “Fault-tolerant control of a five-phase permanent magnet synchronous motor for industry applications”. em IEEE Transactions on Industry Applications Vol. 54, p. 3943-3952 (2018)

7. APÊNDICE A – CATÁLOGO TÉCNICO-COMERCIAL CATERPILLAR

Este anexo trás algumas páginas de um típico catálogo técnico comercial da montadora do caminhão basculante em questão.

Power Train – Engine

The Cat® 3512C HD engine delivers high power and reliability.

Design

The 3512C HD is a 12-cylinder, four-stroke design that uses long, effective power strokes for more complete fuel combustion and optimum fuel efficiency.

EPA Compliant

Where applicable, the 3512C engine is compliant with U.S. Environmental Protection Agency emission requirements.

Altitude Compensation

Designed for maximum operating efficiencies at altitudes under 4267 m (14,000 ft).

High Torque Rise

The 23 percent net torque rise provides unequalled lugging force during acceleration, on steep grades and in rough underfoot conditions. Torque rise effectively matches transmission shift points for maximum efficiency and fast cycle times.

Enhanced Life

High displacement, low rpm rating and conservative horsepower ratings mean more time on the haul roads and less time in the shop.

Oil Renewal System

Optional oil renewal system extends engine oil change intervals from 500 hours to 4,000 hours or more to increase machine availability and reduce costs.

Engine Protection

Computerized system electronically protects the engine during cold starts, high altitude operation, air filter plugging, high exhaust temperature and engine overspeed (ARC). Optional Engine Pre-Lubrication builds up oil pressure before cranking providing additional wear protection.

Fuel Efficiency

The engine provides additional retarding by running against compression on downhill hauls. During retarding applications the engine ECM does not inject fuel into the cylinders for exceptional fuel economy.





Operator's Station

Designed for operator safety and comfort, superior control and high productivity.

Enhanced Operator Visibility

Through the use of the fully Integrated Object Detection System, RADAR AND CAMERA, the operator can receive both audible and visual indications of detected objects.

Ergonomic Layout

The 785D operator station is ergonomically designed for total machine control in a comfortable, productive and safe environment. All controls, levers, switches and gauges are positioned to maximize productivity and minimize operator fatigue.

Quiet Cab

Integral, sound-suppressed ROPS/FOPS cab is resiliently mounted to the mainframe to isolate the operator from sound and vibration for a quiet, secure and comfortable ride.

Viewing Area

Designed for excellent all-around visibility and clear sight lines to the haul road, the large viewing area enables the operator to maneuver with confidence for high productivity.

1) Air Suspension Seat with Three-Point Operator Restraint 2) Hoist Lever 3) Secondary Brake Pedal 4) Monitoring System 5) Steering Column 6) Transmission Console 7) Parking Brake Reset Valve 8) Storage Compartment 9) Trainer Seat 10) Operator Window 11) Operator Controls 12) Heating/Air Conditioning

Radio Ready

The operator's station comes ready with power ports, speakers, antenna, and electrical connections to facilitate trouble-free radio installation. Consult your dealer for the complete line of available Cat radio options including satellite radio.

Cat Brake System

Superior control gives the operator confidence to focus on productivity.



Integrated Braking System

The Cat oil-cooled braking system delivers reliable performance and superior control in the most extreme haul road conditions. Automatic brake modulation offers a smoother ride and better control in slippery conditions, allowing the operator to concentrate on driving. The two piston design system combines the service, secondary, parking brake and retarding functions in the same robust system for optimum braking efficiency.

Four Corner Retarding

Four corner retarding with 60/40 percent split (rear/front) in braking effort provides superior control in slippery conditions. Balanced front to rear brake torque provides exceptional braking performance and minimizes wheel lock-up, especially during retarding.

Oil-Cooled Multiple Disc Brakes

Cat four-wheel, forced oil-cooled, multiple disc service brakes are continuously cooled by water-to-oil heat exchangers for exceptional, non-fade braking and retarding performance.

Extended Life Disc Brakes

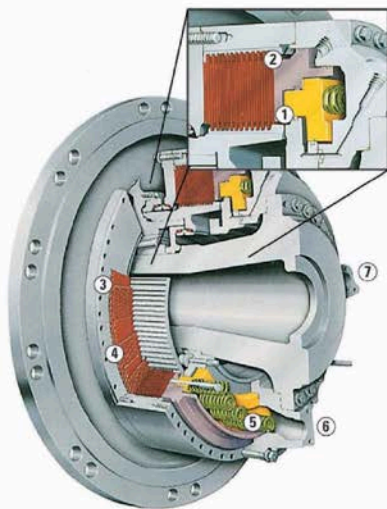
Cat oil-cooled disc brakes are designed with large discs and plates for reliable, adjustment-free operation and performance. Brakes are completely enclosed and sealed to prevent contamination and reduce maintenance. Additionally, this machine features new extended life friction material that is now standard on this model. The friction material has double the wear life of standard brakes and is twice as resistant to glazing resulting in more consistent braking power with less noise.

Pistons

The primary piston hydraulically actuates both service and retarding functions. The secondary piston is spring-applied and held in the disengaged position by hydraulic pressure. If hydraulic system pressure drops below a specified level, the spring-applied secondary piston automatically applies the brakes.

Parking Brake

The superior parking brake function on this truck is provided by the oil-cooled, spring-applied, hydraulically-released service brakes at all four wheels. This reliable and durable parking brake will hold a truck carrying a rated load on any grade up to 15 percent.



- 1) Parking/Secondary Piston 2) Service/Retarding Piston 3) Friction Discs
4) Steel Plates 5) Actuating Springs 6) Cooling Oil In 7) Cooling Oil Out

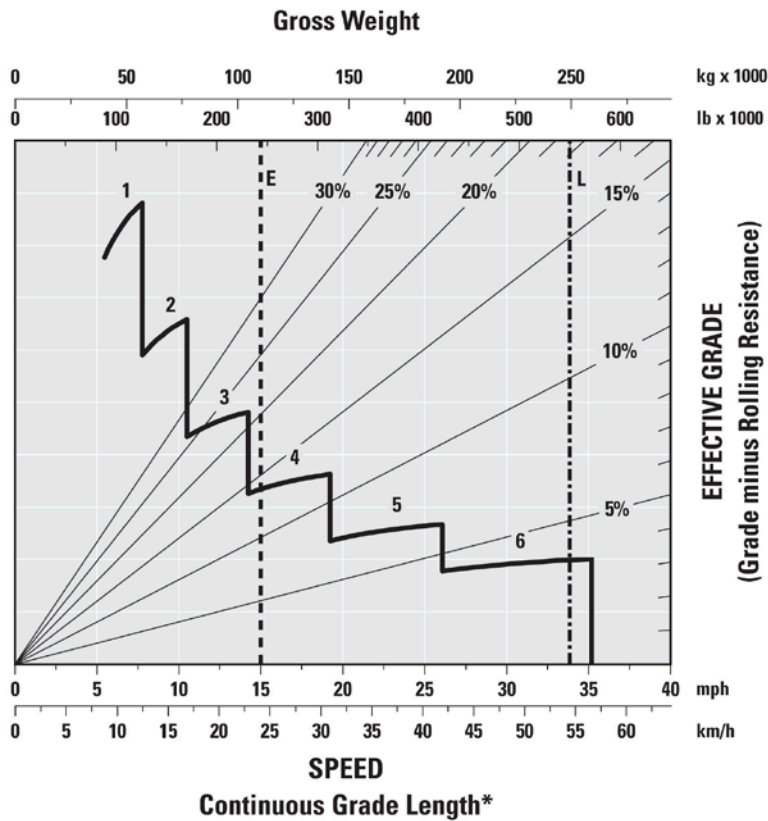
785D Mining Truck Specifications

Retarding Performance

To determine retarding performance: Add lengths of all downhill segments and, using this total, refer to proper retarding chart. Read from gross weight down to the percent effective grade. Effective grade equals actual % grade minus 1% for each 10 kg/t (20 lb/ton) of rolling resistance. From this weight-effective grade point, read horizontally to the curve with the highest obtainable gear, then down to maximum descent speed brakes can properly handle without exceeding cooling capacity. The following charts are based on these conditions: 32° C (90° F) ambient temperature, at sea level, with 33.00-R51 tires.

NOTE: Select the proper gear to maintain engine rpm at the highest possible level, without overspeeding the engine. If cooling oil overheats, reduce ground speed to allow transmission to shift to the next lower speed range.

- - - Typical Field Empty Weight
- . - . Gross Machine Operating Weight
249 476 kg (550,000 lb)



*at sea level

- E – Empty
- L – Loaded

8. APÊNDICE B - SCRIPT DE ESTIMATIVA DE SALIÊNCIA DO SYNRM

Código utilizado para prover maior agilidade e precisão à estimativa de saliência do SynRM baseando-se na geometria do rotor.

```

lseg = [0.134 0.1895 0.2438 0.32 0.3945];
A = [6e-4 2.28e-3 3.248e-3 4.025e-3 8.01e-3];

lrib = [1.32e-2 1.32e-2 1.32e-2 1.8e-2 1.32e-2 1.32e-2 1.32e-2 1.8e-2];
Arib = [2.28e-3 3.25e-3 4.025e-3 8.01e-3 2.28e-3 3.25e-3 4.025e-3 8.01e-3];

%Desconsiderando o aço do eixo direto
%lrib = [1.32e-2 1.32e-2 1.32e-2];
%Arib = [2.28e-3 3.25e-3 4.025e-3];

lbar = [2.7e-2 1.98e-2 1.98e-2 1.98e-2 2.7e-2 1.98e-2 1.98e-2 1.98e-2];
Abar = [2.89e-3 3.028e-3 4.127e-3 5.134e-3 2.89e-3 3.028e-3 4.127e-3 5.134e-3];

mferro = 1655;
m0 = 4*pi*1e-7;
N = 5;

for i = 1:size(lseg,2)
    Rseg(1,i) = lseg(1,i)/(mferro*m0*A(1,i));
end

for i = 1:size(lrib,2)
    Rib(1,i) = lrib(1,i)/(mferro*m0*Arib(1,i));
end

for i = 1:size(lbar,2)
    Rbar(1,i) = lbar(1,i)/(m0*Abar(1,i));
end

RsegTotal =
1/((1/Rseg(1,1))+(1/Rseg(1,2))+(1/Rseg(1,3))+(1/Rseg(1,4))+(1/Rseg(1,5)))
;
RibTotal =
(Rrib(1,1))+(Rrib(1,2))+(Rrib(1,3))+(Rrib(1,4))+Rrib(1,5))+(Rrib(1,6))+(Rrib(1,7))+(Rrib(1,8));
RbarTotal =
(Rbar(1,1))+(Rbar(1,2))+(Rbar(1,3))+(Rbar(1,4))+Rbar(1,5))+(Rbar(1,6))+(Rbar(1,7))+(Rbar(1,8));

%RibTotal = (Rrib(1,1))+(Rrib(1,2))+(Rrib(1,3));
%RbarTotal = (Rbar(1,1))+(Rbar(1,2))+(Rbar(1,3));

```

```
Rq = 1/((1/RribTotal)+(1/RbarTotal));
```

```
Ld = (N^2)/RsegTotal;
```

```
Lq = (N^2)/(2*Rq);
```

```
S = Ld/Lq; %Saliencia
```

9. APÊNDICE C – PARÂMETROS BÁSICOS DE SIMULAÇÃO

Abaixo, estão os parâmetros básicos de simulação conforme o próprio *software* exporta. Através de sua manipulação foi possível realizar os experimentos mostrados no capítulo 4.

V0 $V_{RMS} \cdot \sqrt{2}$ "Tensão de pico"

V_RMS 1.5[kV] "Alimentação do inversor"

time_one_cycle 1/rpm "The time for rotation for one sector"

t_final time_one_cycle*1/1 "Tempo final do estudo"

t 0 "Fixa o tempo t em 0"

step time_one_cycle/200 "nº de passos da simulação"

slip 1 "Escorregamento virtual para rotor bloqueado"

S_elec_steel 4.166666[MS/m] "Condutividade padrão do aço elétrico 3%"

rpm 5000[rpm] "Velocidade de rotação do eixo"

phi 72[deg] "Atraso de cada fase da alimentação"

omega $2 \cdot \pi \cdot \text{freq}$ [rad/s] "Frequência angular da alimentação"

n_pairs 2 "Número de pares de polo"

N 5 "Número de voltas da espira"

L 0.7[m] "Comprimento do motor"

$I_0 I_{\text{RMS}} \sqrt{2}$ "Corrente de pico"

I_{RMS} 200[A] "Corrente eficaz da alimentação"

α_0 (11.5)[deg] "Ângulo inicial"

air_gap 1[mm] "Tamanho do entreferro"