

Abraão Regis Guia

**Projeto de Motor In-Wheel para Competição
Estudantil Fórmula SAE Elétrico**

Belo Horizonte

Junho de 2019

Abraão Regis Guia

**Projeto de Motor In-Wheel para Competição Estudantil
Fórmula SAE Elétrico**

Monografia apresentada durante o Seminário dos Trabalhos de Conclusão do Curso de Graduação em Engenharia Elétrica da UFMG, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Engenheiro Eletricista.

Universidade Federal de Minas Gerais – UFMG

Escola de Engenharia

Curso de Graduação em Engenharia Elétrica

Orientador: Prof. Dr. Thales Alexandre Carvalho Maia

Belo Horizonte

Junho de 2019

Guarda-te que não te esqueças do Senhor teu Deus, deixando de guardar os seus mandamentos, e os seus juízos, e os seus estatutos que hoje te ordeno; Para não suceder que, havendo tu comido e fores farto, e havendo edificado boas casas, e habitando-as, e se tiverem aumentado os teus gados e os teus rebanhos, e se acrescentar a prata e o ouro, e se multiplicar tudo quanto tens, se eleve o teu coração e te esqueças do Senhor teu Deus, que te tirou da terra do Egito, da casa da servidão; Que te guiou por aquele grande e terrível deserto de serpentes ardentes, e de escorpiões, e de terra seca, em que não havia água; e tirou água para ti da rocha pederneira; Que no deserto te sustentou com maná, que teus pais não conheciam; para te humilhar, e para te provar, para no fim te fazer bem; E digas no teu coração: A minha força, e a fortaleza da minha mão, me adquiriu este poder. Antes te lembrarás do Senhor teu Deus, que ele é o que te dá força para adquirires riqueza; para confirmar a sua aliança, que jurou a teus pais, como se vê neste dia.

(Bíblia, Deuteronômio 8:11-18)

Agradecimentos

Agradeço ao único Deus e a seu filho Jesus pelo seu sacrifício. Ele que me confortou e me guiou através do deserto e é a quem devo meu coração de carne e tudo o que tenho aqui e no porvir: que "não se corrompe pela traça".

Ao meu pai Anibal, que se dedicou tanto pela família. Que você saiba que eu não vou esquecer dos intermináveis anos que você nos levou para a escola e esperou (muitas vezes no carro) até sairmos, para trazer de volta para casa. Gostaria de mais dias de Star Wars, com um colchonete no corredor.

À minha mãe Ester, pelo coração que tenho no peito e saúde emocional. Eu admiro demais seu carinho e força e tenho saudade das tardes de caminhada até o Minas Shopping.

À minha vó Bertha, por ser meu maior exemplo de vida. Só Deus sabe como eu gostaria de ser metade do que você é, sempre ajudando tantas pessoas e dando exemplo do que é seguir a Jesus.

À minha irmã Hadassa, por ser minha melhor amiga. Por compartilhar comigo o coração, as zoeiras e as dores.

Ao meu irmão Caleb, preferencialmente denominado Diplodocus, Predalien ou Batman, pela breve e intensa amizade. Eu não cuido bem do seu gato, nem aprecio a lua como você, mas não passa um dia sem a dor da sua falta. O aguardo pra te abraçar denovo é enorme. Que Deus nos torne pessoas melhores Caebinho, para reduzir todo esse sofrimento que existe no mundo.

Ao meu orientador Thales. Seu objetivo de transformar o Brasil é inspirador. Continuo admirado com suas respostas de madrugada. Eu posso constatar sem dúvidas que recebi uma orientação de verdade.

Aos guerreiros do Fórmula Tesla UFMG. Eu avisei que nós iríamos suar e sangrar juntos, e vocês continuaram. O nosso país precisa dos grandes engenheiros que vocês são.

Ao meus demais familiares e amigos que realmente me apoiaram. Gostaria de espaço para citar tantos mais, mas vou parafrasear minha mãe: "sintam-se abraçados!".

“Se o Senhor não edificar a casa, em vão trabalham os que a edificam; se o Senhor não guardar a cidade, em vão vigia a sentinelas. Inútil vos será levantar de madrugada, repousar tarde, comer o pão de dores, pois assim dá ele aos seus amados o sono.”

(Bíblia, Salmos 127:1,2)

Resumo

A propulsão elétrica tem sido uma resposta mundial à necessidade de transportes mais eficientes e com baixo índice de emissões. Neste trabalho será projetada uma máquina elétrica para aplicação *in-wheel* em veículo tipo Fórmula SAE. O estudo visa o desenvolvimento de tecnologia nacional para veículos elétricos e híbridos. A proposta de incorporar o motor à roda, agrega diversas vantagens ao sistema de tração, incluindo flexibilidade de controle, aumento de eficiência e viabilidade de sistemas AWD (*all-wheel drive*). Permitir a tração individual nas rodas melhora a dinâmica veicular, além de abrir portas a outros tipos de pesquisa, tais como os diferenciais eletrônicos, controle de tração e controle de estabilidade. Este projeto visa otimização da densidade de potência (kW/kg) da máquina de acordo com as necessidades da aplicação. Os testes em campo serão realizados com o auxílio da equipe de Fórmula SAE Elétrico da UFMG, denominada Fórmula Tesla UFMG.

Palavras-chaves: Veículos Elétricos, Fórmula SAE, Ímas de terras raras, Motores *in-wheel*, Densidade de potência

Abstract

Electric vehicles has been presented as a worldwide solution to the need for more efficient and low-emission transport. In this work, an electric machine will be designed for Formula SAE in-wheel application. The goal is to develop national technology for electric and hybrid vehicles. In-wheel solutions adds several advantages to the traction system, including control flexibility, increased efficiency and feasibility of AWD (all-wheel drive) systems. Allowing individual wheel traction improves vehicle dynamics, and work as an opening for other types of development, such as electronic differentials, traction control and stability control. This project aims at optimizing the power density (kW/kg) of the machine, according to the application characteristics. The field tests will be carried out in the Formula SAE team: Formula Tesla UFMG.

Key-words: *Electric Vehicles, Formula SAE, Rare-earth magnets, In-Wheel motors, Power density*

Listas de ilustrações

Figura 1 – Emissões de gases poluentes em ciclo de vida de veículo compacto com variados <i>drivetrains</i> (120'000km ; ciclo 70% urbano)	32
Figura 2 – Protótipo NK218 na Competição Fórmula SAE Brasil Elétrico 2018	34
Figura 3 – Perdas no <i>drivetrain</i> para um carro esporte de tração traseira, comparando tração <i>in-board</i> (com redução) com tração <i>in-wheel</i> direta (WATTS et al., 2010)	38
Figura 4 – Projeto abandonado pela Michelin de sistema <i>in-wheel</i> com amortecimento ativo	39
Figura 5 – Preços de terras-raras comparados com ouro, comparados em porcentagem com Janeiro de 2008, avaliados de 2008 a 2014. (BBC, 2014)	40
Figura 6 – Preços do neodímio de 2012 a 2019. A linha reta indica a tendência. (ECONOMICS, 2019)	41
Figura 7 – <i>Lohner-Porsche Mixte Hybrid</i> , primeiro <i>BEV in-wheel</i> comercializado	43
Figura 8 – <i>Drivetrain Protean in-wheel</i>	44
Figura 9 – <i>Drivetrain Schaeffler in-wheel</i>	44
Figura 10 – Redutor ciclóide NTN, para operação em sistema <i>in-wheel</i>	45
Figura 11 – <i>Hub motor</i> da NSK equipado com transmissão	46
Figura 12 – <i>Powertrain</i> híbrido-série Magtec para aplicação militar em tanques de guerra	46
Figura 13 – Relação entre GVW(<i>Gross Vehicle Weigth</i>) do veículo e requerimento de torque para grade de 22% (contínuo) e 30% (pico)	47
Figura 14 – Razão entre torque de fluxo axial e radial para motor de 82mm de comprimento	48
Figura 15 – <i>Formula Student Germany</i> 2015 (FSG, 2018)	50
Figura 16 – Divisão de pontos das competições Formula SAE & <i>Formula Student</i>	50
Figura 17 – FSG 2018 - Resultados dos Eventos Estáticos em Relação à Colocação Final	52
Figura 18 – FSG 2018 - Resultados dos Eventos Dinâmicos em Relação à Colocação Final	52
Figura 19 – FSAE BRASIL ELÉTRICO 2018 - Resultados dos Eventos Estáticos em Relação à Colocação Final	53
Figura 20 – FSAE BRASIL ELÉTRICO 2018 - Resultados dos Eventos Dinâmicos em Relação à Colocação Final	53
Figura 21 – Projeto <i>in-wheel</i> para Fórmula SAE de aro 13, da <i>University of Western Australia</i>	54

Figura 22 – Projeto <i>in-wheel</i> da equipe Revolve NTNU, <i>Norwegian University of Science and Technology</i>	54
Figura 23 – Empacotamento do Conjunto Roda do Protótipo Grimsel - AMZ Racing Team	55
Figura 24 – <i>Powertrain</i> 2012/2013 da Equipe Greenteam - Universität Stuttgart	56
Figura 25 – <i>Powertrain</i> 2014/2015 da Equipe Greenteam - Universität Stuttgart	56
Figura 26 – <i>Powertrain</i> da Equipe Penn Electric Racing - University of Pennsylvania	56
Figura 27 – Vista Explodida do Conjunto Roda Wisconsin Racing - University of Wisconsin-Madison	57
Figura 28 – Vista Explodida de Montagem do Motor YASA com Diferencial Acoplado - Unicamp E-Racing	58
Figura 29 – Projeto inicial de componentes do conjunto-roda em aro 10" sem a presença da motorização e redutor	64
Figura 30 – KPI e efeito sobre o <i>scrub radius</i>	65
Figura 31 – Esquemático exemplo de percurso de Enduro para FSAE BRASIL a partir de imagem de satélite. Localidade: Esporte Clube Piracicabano de Automobilismo, Piracicaba, SP	66
Figura 32 – Ciclo de condução do Enduro FSAE BRASIL	66
Figura 33 – Solicitação de torque final total em uma volta de Enduro	67
Figura 34 – Solicitação de potência final total em uma volta de Enduro	67
Figura 35 – Coeficientes de atrito pneu-solo em relação à <i>slip ratio</i> , considerando aplicação comum para diferentes tipos de solo (BERA; BHATTACHARYA; SAMANTARAY, 2011)	69
Figura 36 – Testes TTC de pneus específicos para aplicações em Formula SAE/ <i>Formula Student</i> , (TTC, 2015)	69
Figura 37 – Powertrain de protótipo NK218 da equipe Fórmula Tesla UFMG. Motorização traseira independente com diferencial eletrônico	71
Figura 38 – Efeitos de Relação de Redução e Coeficiente de Atrito sobre o Protótipo NK218 em Prova de Aceleração	72
Figura 39 – Efeitos de Massa e Coeficiente de Atrito sobre o Protótipo NK218 em Prova de Aceleração	72
Figura 40 – Efeitos do Coeficiente de Atrito sobre a Velocidade do Protótipo NK218 em Prova de Aceleração	73
Figura 41 – Efeitos do Coeficiente de Atrito sobre a Potência Final Total do Protótipo NK218 em Prova de Aceleração	74
Figura 42 – Desempenho de topologia 2, em tempo de prova de aceleração	75
Figura 43 – Desempenho de topologia 2, em pontuação na prova de aceleração	75
Figura 44 – Desempenho de topologia 3, em tempo de prova de aceleração	75
Figura 45 – Desempenho de topologia 3, em pontuação na prova de aceleração	75

Figura 46 – Desempenho de topologia 4, em tempo de prova de aceleração	76
Figura 47 – Desempenho de topologia 4, em pontuação na prova de aceleração	76
Figura 48 – Desempenho de topologia 4, em pontuação na prova de aceleração, caso competisse em 2018	77
Figura 49 – FEMM axial	83
Figura 50 – Modelagem 3D de topologia axial	83
Figura 51 – Última análise 3D do sistema axial com inclusão de esboço de sistema redutor planetário	83
Figura 52 – Enrolamentos double-layer e single-layer para máquina de 10 pólos e 12 slots	85
Figura 53 – Resultado exemplo de enrolamento inadequado, com necessidade de inversão da fase B	86
Figura 54 – Esquemático de bobinamento para máquina objeto deste trabalho, com ressalva de que o estator desenvolvido é externo ao rotor (NIESSEN, 2013)	86
Figura 55 – Ímas de NdFeB da Neomax®, com destaque em vermelhos os que apresentam curva em 180°C e em preto os cabeça-de-subsérie	87
Figura 56 – Curva de desmagnetização do NdFeB Neomax®S45SH	88
Figura 57 – Modelo em FEMM com definição do <i>mesh</i>	89
Figura 58 – Circuito elétrico equivalente de operação como gerador	89
Figura 59 – Circuito elétrico equivalente em operação motora	89
Figura 60 – Diagrama fasorial exemplo para máquina elétrica operando como gerador, incluindo consideração de resistência de estator (CHAPMAN, 2011)	90
Figura 61 – Diagrama fasorial de operação motora. Linha cheia fp=1, linha pontilhada fp<1 indutivo	93
Figura 62 – Impressão 3D para teste de fator de preenchimento e cabeça de bobina	96
Figura 63 – Impressão 3D pós retirada da bobina	96
Figura 64 – Curvas BH dos aços Aperam E350 e Vacodur 49	97
Figura 65 – Exemplo de efeitos do fator de potência sobre o torque e tensão V _{dc} , com m _a = 4/π, rotação e corrente fixas. Limites do Sevcon HVLP20 apresentados	98
Figura 66 – Reduzido valor de E _a em relação à jX _s I _a , gerando impossibilidade de fp = 1	98
Figura 67 – Densidade de fluxo magnético no gap, sem carga e com variação de temperatura dos ímas	112
Figura 68 – Tensão induzida E _a nominal trifásica	113
Figura 69 – Tensões induzidas nominais por slot da fase A: E _{a,slot}	113
Figura 70 – Tensão V _a , com I _{linha} = 26,5A _{rms} e fp = 0,95	114

Figura 71 – Tensão V_a , com $I_{\text{linha}} = 35A_{\text{rms}}$ e $fp = 0,9$	114
Figura 72 – Tensão V_a , com $I_{\text{linha}} = 53A_{\text{rms}}$ e $fp = 0,85$	114
Figura 73 – Tensão V_a , com $I_{\text{linha}} = 100A_{\text{rms}}$ e $fp = 0,64$	114
Figura 74 – Harmônicos da tensão V_a em rotação e corrente nominal	115
Figura 75 – Tensão V_a em rotação nominal, com $I_{\text{linha}} = 100A_{\text{rms}}$ e $fp = 0,64$ comparada às limitações do barramento	115
Figura 76 – Curva de torque em operação nominal	116
Figura 77 – Torque em relação à corrente de linha, interpolado através dos pontos de operação	117
Figura 78 – Análise de perdas pela rotação com corrente nominal, com variação de awg e informação de espiras por slot. Considerados condutores à 180°C	118
Figura 79 – Perdas com corrente nominal e condutores à 180°C	118
Figura 80 – Perdas totais com variação de corrente e cobre à 180°C	119
Figura 81 – Eficiência com variação de corrente e cobre à 180°C	119
Figura 82 – Indutância síncrona com variação de corrente	120
Figura 83 – Densidade de fluxo magnético na máquina com $100A_{\text{linha}}$	120
Figura 84 – Dados Neomax para desmagnetização dos ímãs. Área à direita da curva representa operação proibida	121
Figura 85 – Análise de desmagnetização dos ímãs	121
Figura 86 – Modelo 3D da máquina elétrica em corte	122
Figura 87 – Deflexão do eixo entre mancais. Limites de 0,1mm	123
Figura 88 – Inclinação do eixo entre mancais. Limites de 0,001rad	123
Figura 89 – Diagrama de Forças em um Veículo	137

Listas de tabelas

Tabela 1 – Comparativo de <i>powertrains</i> do veículo da UFMG com as duas equipes de maior destaque histórico nacional	34
Tabela 2 – FSG 2018 - Tempos dos Eventos Dinâmicos	52
Tabela 3 – Parâmetros Macro de Máquinas Elétricas Comerciais Relevantes no Âmbito Fórmula Estudantil	58
Tabela 4 – Regras da competição Fórmula SAE com maior relevância para o projeto	62
Tabela 5 – Prós e contras no aumento da tensão de alimentação do <i>powertrain</i>	62
Tabela 6 – Massas de sistemas <i>in-wheel</i> apresentados em trabalhos para aplicação <i>Formula Student</i>	63
Tabela 7 – Estimativa de Alterações de Massa em Relação ao Protótipo NK-218	70
Tabela 8 – Dados NK-218 e Considerações para Modelo Longitudinal	71
Tabela 9 – Parâmetros otimizados para Topologias 2 e 3	75
Tabela 10 – Comparativo de inversores comerciais de fabricantes utilizadas em âmbito Fórmula SAE/Formula Student	78
Tabela 11 – Requisitos de projeto para a máquina elétrica	79
Tabela 12 – Opções para seleção final de ímas permanentes NdFeB da fabricante Neomax®. Valores para 180°C	87
Tabela 13 – Reultados de análise de fator de preenchimento de slot	96
Tabela 14 – Pontos de operação analisados	111
Tabela 15 – Variáveis da máquina resultado	112
Tabela 16 – Densidade de fluxo magnético médio no gap, com variação de temperatura dos ímas	113
Tabela 17 – Diâmetro mínimo de eixo calculado através de diferentes métodos	122
Tabela 18 – Comparativo final entre <i>powertrain</i> desenvolvido e soluções de destaque nacional. Massa apresentada considera motores e inversores	126

Lista de abreviaturas e siglas

ABS	<i>Anti-lock Brake System</i>
AFPM	<i>Axial Flux Permanent Magnet</i>
AWD	<i>All Wheel Drive</i>
CG	Centro de Gravidade
CODEMGE	Companhia de Desenvolvimento de Minas Gerais
DC	<i>Direct Current</i>
ESC	<i>Electronic Stability Control</i>
EV	<i>Electric Vehicle</i>
FISITA	<i>Fédération Internationale des Sociétés d'Ingénieurs des Techniques de l'Automobile</i>
FEMM	<i>Finite Element Method Magnetics</i>
FSG	<i>Formula Student Germany</i>
FSPMSM	<i>Fractional slot permanent magnet synchronous machines</i>
GVW	<i>Gross Vehicle Weight</i>
HEV	<i>Hybrid Electric Vehicle</i>
IEC	<i>International Electrotechnical Commission</i>
IMechE	<i>Institution of Mechanical Engineers</i>
IPVA	Imposto sobre a Propriedade de Veículos Automotores
IWM	<i>In-Wheel Motor</i>
KPI	<i>Kingpin Inclination</i>
PM	<i>Permanent magnet</i>
SAE	<i>Society of Automotive Engineers</i>
SPM	<i>Surface Permanent Magnet</i>
SUV	<i>Sport Utility Vehicle</i>

TCS *Traction Control System*

TTC *Tire Test Consortium*

UFMG Universidade Federal de Minas Gerais

Lista de símbolos

\vec{A}_s	Vetor potencial magnético na área do slot (em Wb/m ²)
a _{sc}	Pontuação no evento de aceleração da competição Fórmula SAE/ <i>Formula Student</i>
B	Densidade de fluxo magnético (em T)
B _{g,pk}	Pico de densidade de fluxo no gap (em T)
B _{g,pk,fund}	Pico da componente fundamental da densidade de fluxo (em T)
B _{msl}	Densidade de fluxo magnético devido a abertura do slot (em T)
B _r	Densidade de fluxo remanescente (em T)
B _{st,pk}	Pico da densidade de fluxo no estator (em T)
c _f	Coeficiente de arrasto do fluido onde o rotor está imerso
d _{cond}	Diâmetro do condutor (em m)
d _{eixo,min}	Mínimo diâmetro do eixo (em m)
d _{Fe}	Espessura das chapas de estator (em m)
d _{fac}	Fator de projeto de diâmetro de eixo
d _{min,def}	Menor diâmetro obtido por requisito de deflexão de mancal (em m)
d _{min,inc}	Menor diâmetro de eixo obtido por requisito de inclinação de mancal (em m)
d _{rotor}	Diâmetro do rotor (em m)
E	Módulo de Young (em Pa)
E _a	Tensão induzida (em V)
E _{a,fund,rms}	Componente fundamental da tensão induzida em rms (em V)
E _{a,rms}	Tensão RMS induzida na fase A (em V)
e _{cond}	Tensão induzida em condutor (em V)
e _{cond,pk}	Pico de tensão induzida no condutor (em V)

e_{per}	Desbalanceamento (em kg mm/m _{rotor})
f_{el}	Frequência elétrica (em Hz)
$ff,cond$	Fator de preenchimento de slot, considerando diâmetro de isolamento esmaltado
ff,cu	Fator de preenchimento de slot, considerando diâmetro de cobre
f_p	Fator de potência
$f_{pm,a}$	Fator relativo à área superficial dos ímãs
r_f	Raio do filete utilizado na transição de diâmetros (em m)
$F_{r,bear}$	Força radial no rolamento (em N)
$F_{r,desb}$	Força radial no rolamento devido ao desbalanceamento de massa do rotor (em N)
g	gap de ar entre rotor e estator (em m) ou aceleração da gravidade (em m/s ²)
H_c	Força coercitiva (em A/m)
h_{pm}	Dimensão radial do ímã (em m)
i	Corrente (em A)
I_a	corrente de estator, ou corrente de fase (em A)
$I_{a,rms}$	Corrente rms de fase (em A)
I_{zz}	Momento de inércia de área ZZ relacionado à deflexão (em kg m ²)
k_c	coeficiente de Carter
K_t	Fator de concentração de tensão para flexão
K_{ts}	Fator de concentração de tensão para torção
k_w	Fator de enrolamento
L	Indutância (em H)
l_{cond}	Comprimento de condutor (em m)
L_s	Indutância síncrona (em H)
L_{sh}	Distância entre centros de mancais (em m)

$L_{s,\max}$	Indutância síncrona máxima (em H)
l_{st}	Dimensão axial dos ímãs (em m)
l_{st}	Comprimento do estator (em m)
m	Número de fases
m_a	Índice de modulação do inversor
m_{cu}	Massa de cobre (em kg)
m_{Fe}	Massa do núcleo de estator (em kg)
m_{rot}	Massa do rotor (em kg)
N	Força normal sobre o pneu (em N)
n_{nom}	Rotação nominal (em rpm)
N_{slot}	Número de condutores por slot
P	Potência (em W)
$P_{\text{out,an}}$	Potência obtida através da tensão analítica (em W)
$P_{\text{out,v}}$	Potência obtida através da tensão simulada (em W)
$P_{\text{out},\tau}$	Potência obtida através do torque simulado (em W)
Q	Número de slots
R_a	Resistência de fase (em Ω)
$r_{\text{centro,gap}}$	Raio de centro do gap (em m)
r_{desb}	Raio de desbalanceamento suposto (em m)
R_{esp}	Resistência da espira (em Ω)
r_{rotor}	Raio do rotor (em m)
r_{sh}	Maior raio do eixo (em m)
s_a	Área do slot (em m^2)
S_e	Resistência resultante à fadiga (em Pa)
S_e'	Resistência original à fadiga (em Pa)
s_o	Abertura do slot (em m)

$S_{ut,kpsi}$	Limite de resistência à tração (em kpsi)
$t_{best,acc}$	Melhor tempo entre as equipes do evento de aceleração da competição Fórmula SAE/ <i>Formula Student</i> (em s)
$t_{team,acc}$	Melhor tempo medido para a equipe no evento de aceleração da competição Fórmula SAE/ <i>Formula Student</i> (em s)
v	Velocidade do condutor em relação ao fluxo (em m/s)
V_a ou V_φ	Tensão de fase (em V)
$V_{a,fund,rms}$	Componente fundamental da tensão terminal em rms (em V)
$V_{a,rms,an}$	Tensão terminal de fase obtida analiticamente (em V)
$V_{a,rms,sim}$	Tensão terminal de fase obtida via elementos finitos (em V)
V_{dc}	Tensão do barramento DC (em V)
v_{desb}	Velocidade da suposta massa desbalanceada (em m/s)
$V_{sim,fase,A}$	Tensão simulada para a fase A (em V)
$V_{sim,slot}$	Tensão simulada no slot (em V)
$V_{sim,slot,A+}$	Tensão simulada nos slots bobinados com A+ (em V)
$V_{sim,slot,A-}$	Tensão simulada nos slots bobinados com A- (em V)
w	Rotação em (rad/s)
W	Peso distribuído (N/m)
W_L	Energia armazenada no campo magnético (em J)
w_{mec}	Velocidade mecânica do eixo (em rad/s)
X_s	Reatância síncrona (em Ω)
x_{sh}	Variável axial no eixo (em m)
y_{sh}	Deflexão do eixo (em m)
$y_{sh,máx}$	Deflexão máxima (em m)
y'_{sh}	Inclinação do eixo (em rad)
δ	Ângulo de carga
Δt	Passo temporal da simulação (em s)

ΔP	Perdas totais (em W)
ΔP_a	Perdas Joule no enrolamento (em W)
ΔP_e	Perdas por correntes parasitas no enrolamento (em W)
ΔP_{Fe}	Perdas no núcleo de estator (em W)
ΔP_{fr}	Perdas por atrito nos rolamentos (em W)
ΔP_{harm}	Perdas devido aos harmônicos de ordem superior (em W)
ΔP_{pm}	Perdas nos ímas permanentes
ΔP_{rot}	Perdas mecânicas rotacionais (em W)
δ_{skin}	Profundidade do efeito skin (em m)
ΔP_{vent}	Perdas devido a inserção de ventoinha no eixo (em W)
ΔP_{wind}	Perdas relativas à resistência do fluido em que o rotor está imerso (em W)
η	Eficiência
ϑ_Q	Ângulo ocupado pela superfície externa de um ímã permanente (em rad)
μ	Coeficiente de atrito pneu-solo
$\mu_{dv,ar}$	Viscosidade dinâmica do ar (em Pa s)
$\mu_{r,cu}$	Permeabilidade relativa do cobre
ρ_{ar}	Densidade do fluido (em kg/m ³)
ρ_{cu}	Densidade do condutor (em kg/m ³) ou resistividade do cobre (em Ωm)
ρ_{Fe}	Densidade das chapas de estator (em kg/m ³)
σ_{cu}	Condutividade elétrica do condutor (em S/m)
σ_{Fe}	Condutividade elétrica das chapas de estator (em S/m)
σ_{pm}	Condutividade elétrica dos ímãs permanentes (em S/m)
$\sigma_{xx,a}$	Tensão de flexão alternada (em Pa)
$\sigma_{xx,a}'$	Tensão alternada de Von Misses (em Pa)
$\sigma_{xx,m}$	Tensão de flexão média (em Pa)

$\sigma_{xx,m}$,	Tensão média de Von Misses (em Pa)
τ_p	<i>Slot pitch</i> (em m)
τ_{sim}	Torque obtido via elementos finitos (em Nm)
$\tau_{xx,a}$	Tensão de torção alternada (em Pa)
$\tau_{xx,m}$	Tensão de flexão média (em Pa)

Sumário

1	INTRODUÇÃO	31
1.1	O Fórmula Tesla UFMG	33
1.2	Objetivos	35
1.3	Estrutura Textual	35
2	ESTADO DA ARTE	37
2.1	A Motorização <i>In-Wheel</i>	37
2.1.1	Vantagens da Topologia <i>In-Wheel</i>	37
2.1.2	A Questão da Complexidade e Custo	38
2.1.3	Os Ímãs de Terra Rara	40
2.1.4	Massa Não Suspensa	41
2.2	Soluções Comerciais	43
2.3	P&D Relacionado à Aplicação <i>In-Wheel</i>	47
2.4	Formula SAE & Formula Student	49
2.4.1	Análise de Equipes do <i>Ranking Mundial</i>	51
2.4.2	Análise de Colocação em Competição Nacional e Internacional	51
2.4.3	P&D Específico para Aplicação <i>In-Wheel</i> em <i>Formula SAE/Formula Student</i>	53
2.4.4	Estudo de Caso: AMZ Racing Team, Universität Zürich	54
2.4.5	Estudo de Caso: GreenTeam, Universität Stuttgart	55
2.4.6	Estudo de Caso: Penn Electric Racing, University of Pennsylvania	55
2.4.7	Estudos de Caso para Topologias de <i>Powertrain</i> Não Usuais	57
2.4.8	Tendências da Aplicação <i>Fórmula SAE/Formula Student</i>	58
3	REQUISITOS DE PROJETO	61
3.1	Regulamento SAE	61
3.2	Análise de Nível de Tensão	62
3.3	Limitações Geométricas e Massa	63
3.4	Análise de Solicitações da Prova de Enduro	65
3.5	Análise de Solicitações da Prova de Aceleração	68
3.5.1	Modelo de Desempenho Longitudinal	68
3.5.2	Análise de Motorização Atual	70
3.5.3	Topologia com Tração Traseira Dupla e Motorização Própria <i>In-Wheel</i> na Dianteira	74
3.5.4	Topologia de Tração Própria <i>In-Wheel AWD</i>	75
3.5.5	Discussão dos Requisitos de Torque	76
3.6	Seleção de Inversor Comercial para Compatibilização	77

4	PROJETO	81
4.1	Topologia	81
4.1.1	A Topologia Escolhida	83
4.2	Análise de Enrolamento	84
4.3	Definição dos Ímãs Permanentes	86
4.4	Simulação FEMM	88
4.5	Círcuito Elétrico Equivalente e Diagrama Fasorial	89
4.6	Tensões: Método Analítico e Elementos Finitos	90
4.6.1	Formulação Analítica para Tensão	91
4.6.2	Tensão Simulada via FEMM	92
4.7	Indutância	92
4.7.1	Obtenção de Indutância Através de Análise Fasorial	93
4.7.2	Obtenção de Indutância Através de Energia Magnética	94
4.8	Densidade de Corrente e Fator de Preenchimento de Slot	95
4.9	Núcleo Ferromagnético	96
4.10	Fator de Potência	97
4.11	Perdas	98
4.11.1	Perdas Joule no Enrolamento	99
4.11.2	Perdas por Corrente Parasita no Enrolamento	99
4.11.3	Perdas no Núcleo de Estator	100
4.11.4	Perdas Rotacionais	100
4.11.5	Perdas nos ímãs Permanentes	101
4.12	Potência e Eficiência	102
4.13	Análise Mecânica de Eixo	103
4.13.1	Deflexão do Eixo	104
4.13.2	Inclinação dos Mancais	105
4.13.3	Tensões Mecânicas no Eixo	105
4.13.4	Análise de Fadiga do Eixo	107
4.14	Balanceamento e Força nos Rolamentos	108
5	RESULTADOS E DISCUSSÃO	111
5.1	Lista de Variáveis e Parâmetros	111
5.2	Densidade de Fluxo Magnético no Gap	112
5.3	Análise de Tensões	113
5.3.1	Resultados de Tensão Induzida em Rotação Nominal	113
5.3.2	Resultados de Tensão Terminal em Rotação Nominal	114
5.4	Análise de Torque	116
5.5	Perdas e Eficiência	117
5.6	Resultado de Indutância e Saturação	119
5.7	Desmagnetização dos ímãs	120

5.8	Análise Mecânica de Eixo	122
6	CONCLUSÃO E DESENVOLVIMENTO FUTURO	125
6.1	Sugestões de Desenvolvimento Futuro	125
	REFERÊNCIAS	129
	APÊNDICES	135
	APÊNDICE A – MODELO DE DESEMPENHO LONGITUDINAL	137

1 Introdução

A eletrificação do transporte é uma realidade mundial. Um reflexo disso foi o ocorrido em outubro de 2016, quando o Bundesrat, conselho federal alemão, votou pela proibição de veículos à gasolina e diesel até 2030. Trata-se da quarta maior indústria automobilística do mundo. O Reino Unido e a França também anunciaram esta mesma proibição a partir de 2040. Em setembro de 2017, a China, maior produtora e consumidora de veículos mundial, também apresentou seus planos e propostas em direção ao fim dos veículos de combustão interna. A tendência global da indústria automotiva se expressa através das soluções de engenharia que favorecem a redução de emissões de gases poluentes.

A contribuição ambiental negativa da indústria automotiva neste âmbito é marcante. Segundo Ehsani et al. (2010), os veículos automotores são responsáveis por 32% dos gases poluentes que são lançados na atmosfera, praticamente se igualando à emissão de 34% que é apresentada como gerada pela indústria.

Os efeitos à saúde da população são desastrosos. De acordo com Rodrigues et al. (2015), estima-se que só no Estado de São Paulo "um decréscimo da poluição da ordem de 5% em um período de 15 anos levaria a uma redução de 10.777 mortes, 1.021 internações hospitalares pelas quatro causas selecionadas no estudo e uma economia de mais de R\$ 40 milhões em internações públicas em jovens", demonstrando a criticidade aguda da poluição do ar.

Em contraste à tendência global pela eletrificação veicular, muito se questiona a respeito dos fatídicos efeitos ambientais da solução. A avaliação do impacto geral do setor automobilístico é uma tarefa extremamente complexa e multivariável, sendo necessário ampliar o escopo da análise e incluir todo o ciclo de vida de um veículo. A avaliação deve ser feita permeando todos os processos de fabricação, operação e descarte, que serão discutidos a seguir de forma muito breve.

A fabricação de um veículo necessita de energia considerável. Caso elétrico ou híbrido, ainda mais energia é solicitada da indústria, principalmente devido à fabricação das baterias. O estudo de Romare e Dahllöf (2017), do *IVL Swedish Environmental Research Institute*, cita que os gases de efeito estufa liberados na fabricação de baterias estão entre 150-200 kg CO₂-eq/kWh, e o uso de energia é por volta de 350 – 650 MJ/kWh.

Quando à fase de operação do veículo, os EV's (*electric vehicles*) e HEV's (*hybrid electric vehicles*) tendem a estar em vantagem. Porém a avaliação é mais complexa do que pontuar a simples ausência de combustão para propulsão. A energia elétrica armazenada nas baterias provém da matriz energética do país, que frequentemente se sustenta na gera-

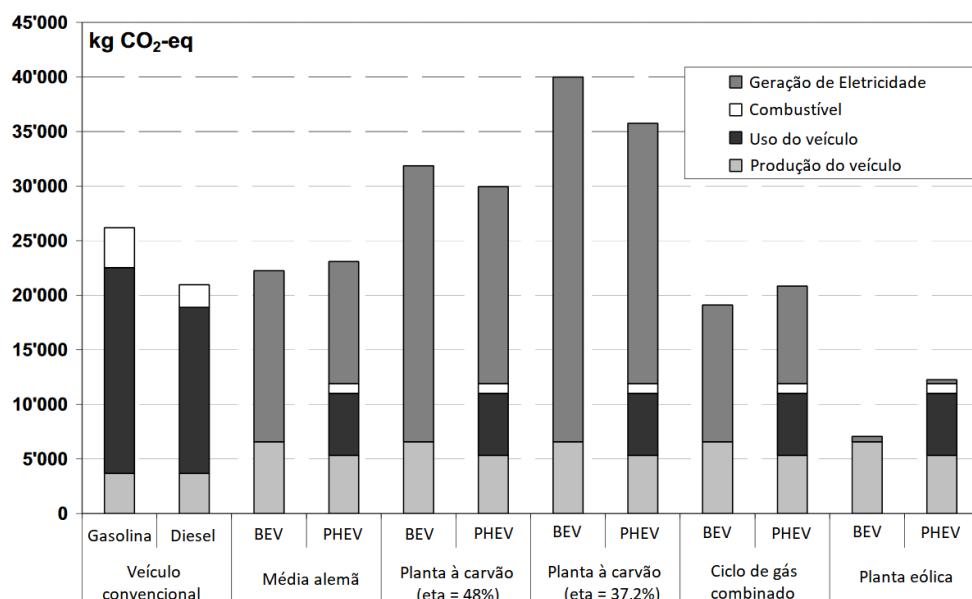
ção termoelétrica, de forma que a transição em direção à utilização de fontes renováveis é o que realmente torna os EV's uma solução para redução de emissões de gases poluentes.

Ainda existem outros pontos positivos em relação à fase de operação dos EV's, podendo-se levantar entre eles a possibilidade de aumento de eficiência das termoelétricas -utilizando-se sistemas de cogeração, por exemplo- e a descentralização das emissões, antes concentradas nos centros populacionais.

Para finalizar o ciclo de vida do veículo, devem ser considerados os processos de descarte. As baterias geram uma séria preocupação nesse sentido, com a presença de elementos tóxicos que precisam ser cuidadosamente tratados à posteriori. Os EV's e HEV's aumentam a criticidade ambiental da necessidade de infraestrutura e organização dos processos de reciclagem.

Uma avaliação abrangente de todo o ciclo de vida do veículo, foi realizada no trabalho de Helms et al. (2010), que indicou que um BEV (*battery electric vehicle*) utilizando a matriz alemã, acaba por emitir pouco mais gases poluentes que um veículo diesel, porém ainda menos que um veículo à gasolina, vide Figura 1.

Figura 1 – Emissões de gases poluentes em ciclo de vida de veículo compacto com variados *drivetrains* (120'000km ; ciclo 70% urbano)



Incluindo as pontuações realizadas, conclui-se que o impacto dos EV's sobre emissões de gases do efeito estufa tende a ser positivo, uma vez que opere paralelamente à transição para uma geração de energia elétrica menos poluente.

Em âmbito nacional, observam-se alguns passos sendo dados. Dentre as medidas aplicadas, foi aprovado em 2015 a isenção dos Impostos de Importação para EV's. Para os HEV's, a alíquota está fixada de zero a 7%, fator que depende da cilindrada e da eficiência energética do veículo.

Na cidade de São Paulo, os EV's e HEV's tem isenção de 50 % no IPVA (Imposto sobre a Propriedade de Veículos Automotores) e não estão incluídos nas limitações definidas pelo rodízio municipal de trânsito.

Em relação à proibições de veículos a base de combustíveis fósseis, a proposta chegou a ser estruturada em 2017 como projeto de lei PLS 304/2017, sugerindo a proibição da venda destes exemplares em 2030, e de sua circulação em 2040, sem sucesso.

O Brasil têm fomentado seu atraso tecnológico através de baixo investimento, indústria defasada e reduzido corpo técnico de suporte a este inovador setor automotivo. Em relação à infraestrutura, os pontos de recarga são poucos, sendo mais presentes no Paraná e na conexão São Paulo - Rio de Janeiro.

Tendo em vista o potencial ambiental das soluções de engenharia relacionadas aos veículos elétricos, e a defasagem do Brasil no setor, este trabalho traz sua contribuição com a motivação geral de promoção dos EV's nacionalmente, apresentando um projeto de uma máquina elétrica *in-wheel*, a ser aplicada em veículo tipo Fórmula SAE Elétrico, na equipe denominada Fórmula Tesla UFMG.

1.1 O Fórmula Tesla UFMG

Uma das frentes mundialmente relevantes para o desenvolvimento automotivo é a competição Formula SAE e *Formula Student*, realizada entre universidades por todo o mundo. Trata-se de equipes de estudantes que se envolvem desde a concepção e projeto até a fabricação e testes de veículos de competição tipo fórmula.

Possuindo já versões elétrica e *driveless*, além da tradicional versão combustão, a competição fornece a oportunidade de envolver universidades no desenvolvimento de protótipos de alto desempenho. As melhores equipes angariam patrocínio da indústria automobilística, indicando o interesse destas no corpo técnico especializado e nos resultados obtidos. A tecnologia aplicada em veículos de competição, caso tenha sucesso, pode migrar em versões mais robustas para veículos de passeio, como foi historicamente realizado através da Fórmula 1, e atualmente da Formula E. Mais informações sobre a competição estudantil são encontradas na Seção 2.4.

O Fórmula Tesla UFMG foi fundado em agosto de 2016 por alunos do curso de Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Minas Gerais, com o intuito de desenvolvimento da tecnologia nacional. A equipe participa da competição 'Fórmula SAE Brasil Elétrico' desde então, vide Figura 2. Seguindo seu intuito inovador, a equipe decidiu operar com dois motores traseiros independentes desde seu primeiro protótipo, e desenvolveu seus próprios sistemas de diferencial eletrônico, e gerenciamento de baterias.

O problema de engenharia objeto deste trabalho se encontra no âmbito do *power-*

Figura 2 – Protótipo NK218 na Competição Fórmula SAE Brasil Elétrico 2018



Tabela 1 – Comparativo de *powertrains* do veículo da UFMG com as duas equipes de maior destaque histórico nacional

	Fórmula Tesla UFMG	Fórmula FEI Elétrico	Unicamp E-Racing
Motorização	WEG	Emrax 208	YASA 750
Inversor	WEG CVW300	Rinehart PM150DX	Sevcon Gen 4 Size 8
Potência Nominal Total	12 kW	40 kW	70 kW
Torque Final Nominal	235,8 Nm	(80 x N) Nm	400 Nm
Potência Pico	36 kW	80kW	100 kW (em 400V)
Torque Final Pico	707,4 Nm	(150 x N) Nm	750 Nm (em 400V)
Eficiência Máxima	0,858	0,98	0,95
Fator de Potência Máximo	0,66	1	1
Massa (Motor + Inversor)	(42 + 15) kg	(9,3 + 7,5) kg	(25 + 10) kg
Topologia	Radial indução	Axial PM	Axial PM

train do veículo. A equipe atualmente opera com motorização insuficientemente competitiva, vide Tabela 1. O desenvolvimento de uma máquina elétrica que se adequasse ao veículo tornou-se criticamente relevante, motivando a realização deste trabalho, em conjunto com a necessidade de retornar à sociedade o investimento feito na educação pública dos profissionais brasileiros de engenharia.

A topologia *in-wheel* gerou interesse, uma vez que não está presente na competição nacional, enquanto é frequentemente observada nas competições internacionais da SAE e *Formula Student*, com grande sucesso. Industrialmente, a solução ainda não possui aplicação em volume relativamente considerável, tornando-a ainda mais interessante para análise, desenvolvimento, aplicação e otimização. O investimento neste sentido também abre espaço para outros setores de pesquisa, como controle de tração, frenagem regenerativa e diferenciais eletrônicos: que substituindo a necessidade dos diferenciais mecânicos, aumentam a eficiência e reduzem o peso do sistema.

1.2 Objetivos

O objetivo geral do desenvolvimento deste trabalho é o projeto de uma máquina *in-wheel* com foco em densidade de potência e eficiência, dentro das limitações de simplicidade de fabricação e baixo custo. Esta máquina elétrica é projetada com características específicas para o Fórmula Tesla UFMG, incluindo parâmetros de torque, potência, dimensões e peso.

A proposta deste trabalho é desenvolver este motor *in-wheel* com topologia síncrona de ímã permanente, que apresente empacotamento adequado a um veículo com rodas aro 10, e o menor peso possível do conjunto com redutor planetário.

1.3 Estrutura Textual

Este trabalho se organiza através de 5 capítulos, a saber:

1. Introdução: análise dos efeitos dos EV's sobre emissões de gases poluentes, apresentação do Fórmula Tesla UFMG;
2. Estado da Arte: discussão das vantagens e complicações da motorização *in-wheel*, P&D relacionado, soluções comerciais, e estudos de caso em âmbito Fórmula SAE/*Formula Student*;
3. Requisitos de Projeto: estudo de requisitos, compatibilização de variáveis com inversor comercial e discussão de topologia;
4. Projeto: desenvolvimento e formulação de todo o projeto eletromagnético e mecânico da máquina elétrica;
5. Resultados e Discussão;
6. Conclusões e Desenvolvimento Futuro

2 Estado da Arte

Este capítulo consiste no levantamento de informações que concernem a motorização *in-wheel*, no sentido de estabelecer as bases nas quais este trabalho insere suas contribuições de engenharia. Ele inclui as seções:

- A Motorização *In-Wheel*
- Soluções Comerciais
- P&D Relacionado à Aplicação *In-Wheel*
- Fórmula SAE & *Formula Student*

2.1 A Motorização *In-Wheel*

O termo motores *in-wheel* (IWM), também conhecidos como *wheel hub motors*, ou somente *hub motors*, refere-se de forma geral à inserção de máquina elétrica no conjunto roda de um automóvel, com finalidades trativas.

Esta primeira seção do Estado da Arte tem a função de avaliar a motorização *in-wheel*, incluindo vantagens e complicações. Quanto às complicações, serão discutidas as questões historicamente mais relevantes, a saber: a complexidade e custo, os ímãs de terra-rara e a massa não suspensa.

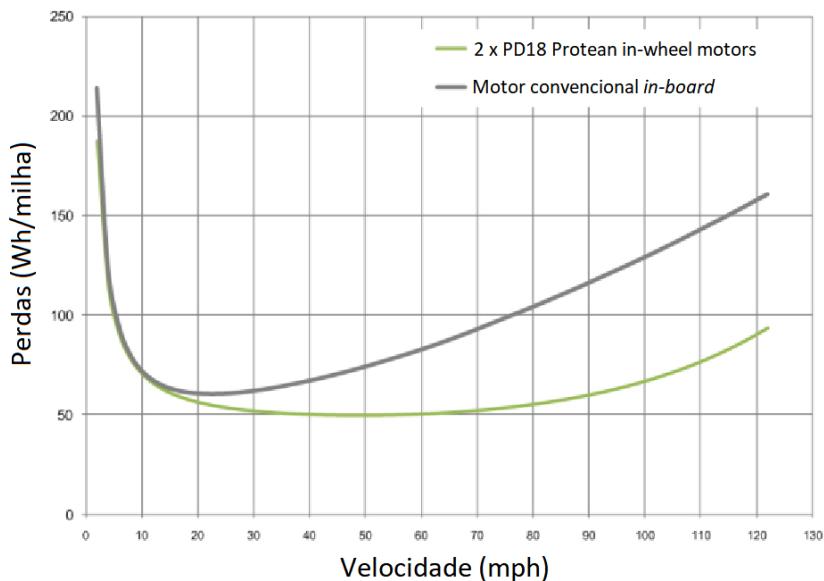
2.1.1 Vantagens da Topologia *In-Wheel*

A topologia *in-wheel* apresenta uma série de vantagens que geram interesse de desenvolvimento por parte da indústria automotiva, podendo-se citar:

- Ganho de espaço interno: possibilita apresentar uma redução das dimensões e peso do veículo, majoritariamente em EV's, se adequando à centros urbanos. É relevante pontuar a criticidade do espaço interno em HEV's, principalmente na hibridização de veículos convencionais, uma vez que já apresentam necessidade de lidar com o empacotamento do sistema à combustão;
- Maior velocidade de resposta do motor em relação à sistemas de frenagem hidráulica: viabiliza otimização de sistemas TCS (*traction control systems*), ABS(*anti-lock brake systems*) e ESC(*electronic stability control*). Em [Akaho et al. \(2010\)](#) foi observada melhora de 3% no sistema TCS e 7% no ABS;

- Precisão na geração de torque ([MURATA, 2012](#));
- Mitigação de efeitos adversos provenientes da rigidez do eixo de transmissão: uma vez que a baixa frequência natural do eixo é prejudicial ao tempo de resposta do sistema;
- Maior flexibilidade de gestão, observada no trabalho de [Filippis et al. \(2018\)](#), onde a efetividade da estratégia de controle foi validada experimentalmente, levando à economia de energia de mais de 8% comparada ao veículo original;
- Aumento da eficiência do sistema de transmissão com a retirada do diferencial e eventualmente também do sistema de redução. O que possui efeitos consideráveis no aumento da autonomia ou na redução de custos da bateria, vide Figura 3;
- Facilidade de manutenção e substituição do sistema, uma vez que se encontra modularizado e de fácil acesso;
- Redução de massa do *powertrain* em 36%, observada no trabalho de [Murata \(2012\)](#). A comparação é feita considerando transição de topologia *in-board* traseira clássica para topologia *in-wheel* traseira.

Figura 3 – Perdas no *drivetrain* para um carro esporte de tração traseira, comparando tração *in-board* (com redução) com tração *in-wheel* direta ([WATTS et al., 2010](#))



2.1.2 A Questão da Complexidade e Custo

Apesar de todas as vantagens demonstradas, a reduzida utilização da tecnologia *in-wheel* na indústria automobilística aponta para uma necessidade de maturação e aumento

de robustez do sistema. Isso se deve também à uma série de fatores complicadores a serem avaliados, dentre eles destacando-se três: o aumento da complexidade do sistema, a utilização de ímãs terras-raras e principalmente o aumento da massa não suspensa. Seguem-se também outras questões, como o custo da motorização múltipla, que tende a ser maior do que de topologia única com diferencial mecânico.

A questão da complexidade está relacionada desde ao desenvolvimento do sistema de controle, incluindo o empacotamento do sistema de tração no pouco espaço disponível do conjunto-rodas, e indo até os fatores externos aos quais a máquina elétrica fica submetida.

Para ser incorporado à roda de forma robusta, o motor precisa resistir adequadamente à externos como poeira, lama, água, gelo e até mesmo impactos de objetos. Estes fatores também afetam as considerações térmicas, juntamente com o calor proveniente do sistema de freios. Tudo isso opera como entradas e saídas de energia térmica que podem gerar variações bruscas de temperatura, oferecendo perigo de danos à máquina elétrica.

Um exemplo prático de implicações destas questões, é o do promissor projeto de motorização *in-wheel* com amortecimento ativo da Michelin ([RABATEL, 2014](#)), vide Figura 4. A empresa decidiu por abandonar o projeto devido a toda a complexidade do empacotamento do conjunto e ao custo final, demonstrando que estas questões são relevantes para tomada de decisão na indústria automotiva.

Figura 4 – Projeto abandonado pela Michelin de sistema *in-wheel* com amortecimento ativo

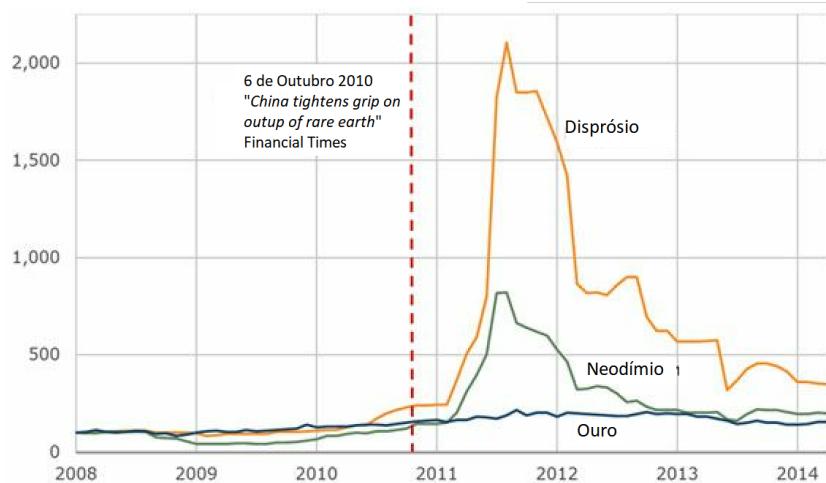


2.1.3 Os Ímãs de Terra Rara

A necessidade de redução da massa dos motores *in-wheel* na maior parte de suas aplicações, praticamente exige a utilização de terras-raras para aumento da densidade de torque e potência. As máquinas elétricas a ímã permanente possuem melhores características de densidade de potência e torque, fator de potência, eficiência, e adequam-se a projetos com restrições geométricas ou com necessidade de altos níveis de torque. A dantes apresentada Tabela 1, demonstra um esboço destas tendências.

Em relação aos materiais de terra rara, a questão não envolve somente a tecnologia, mas inclui uma análise de política comercial internacional. A concentração desses materiais está em locais como a China, Brasil, Vietnam e países da extinta União Soviética, porém a China controla a atividade de mineração e as tecnologias de enriquecimento e metalurgia. Estes fatores fazem com que os preços apresentem alta volatilidade, vide Figura 5, gerando busca pela redução da dependência de terras raras nos Estados Unidos da América (ENERGY, 2017). Essa tendência também pode ser observada em meio industrial, tendo como exemplo a quarta geração do *powertrain* do Prius, de acordo com o trabalho de Taniguchi et al. (2016), onde a otimização do sistema reduziu 15% da utilização de terras-raras.

Figura 5 – Preços de terras-raras comparados com ouro, comparados em porcentagem com Janeiro de 2008, avaliados de 2008 a 2014. (BBC, 2014)



Por outro lado, o mercado mundial têm apresentado crescimento que tende a continuar, devendo-se principalmente à industria automobilística e à geração eólica. Estas afirmações se baseiam no trabalho de Hart (2013), que inclui avaliação de cinco cenários até o ano de 2020.

Reafirmando a importância das terras-raras com destaque em aplicações relacionadas ao desenvolvimento sustentável, Xue e Lin (2011) pontua que para geradores eólicos, por volta de uma tonelada de NdFeB é utilizada por MW instalado.

Com o avanço na tecnologia de fabricação dos ímãs permanentes sinterizados, a tendência é que o custo apresente redução, apesar da volatilidade, acompanhando o aumento do consumo mundial, vide Figura 6. De acordo com o site [Economics \(2019\)](#), o preço do neodímio atingiu historicamente sua maior alta em junho de 2012 e sua maior baixa em agosto de 2015.

Figura 6 – Preços do neodímio de 2012 a 2019. A linha reta indica a tendência. ([ECO-NOMICS, 2019](#))



O Brasil possui potencial no mercado, uma vez que o país detém parte considerável das reservas mundiais de terras-raras ([CHARALAMPIDES et al., 2015](#)). Em 2018, a Companhia de Desenvolvimento de Minas Gerais (CODEMGE) deu suporte à construção de um FabLab de ligas de terras raras em Lagoa Santa, Minas Gerais, para estruturação industrial da fabricação dos ímãs. O empreendimento intende ser um ambiente empresarial voltado a fomentar tecnologia e produção de componentes aplicados primeiramente em refrigeração magnética ([MORAES; SEER, 2018](#)).

Por fim, observa-se que a questão dos ímãs de terra rara é complexa e ainda volátil. Enquanto por um lado existe uma busca por redução da dependência dos materiais de terras-raras, por outro o mercado se expande e se diversifica, apresentando redução dos preços.

2.1.4 Massa Não Suspensa

Talvez a maior discussão em relação à motorização *in-wheel*, seja à respeito de sua influência sobre a dinâmica veicular. A solução traz alguns efeitos indesejados sobre o desempenho em dinâmica vertical e dirigibilidade e sobre o conforto dos passageiros, podendo ser citados o aumento da massa não suspensa e do momento de inércia de guinada do veículo. Quanto à este, opera contrariamente ao processo de rotação em torno do eixo vertical, resistindo ao momento de guinada e gerando um atraso na realização de curvas.

Quanto à massa não suspensa, seu aumento reduz a frequência natural do sistema de suspensão, aumentando a necessidade de decisão entre conforto e desempenho. Manter o fator de amortecimento do sistema pode priorizar o conforto interno, enquanto seu

aumento atenua a possibilidade de perda de contato do pneu com o solo (BRAVO et al., 2012).

Em âmbito de competição, como o caso do Formula SAE, o desempenho do veículo é priorizado em relação ao conforto. Porém os trabalhos da academia, assim como aplicações comerciais, focam suas análises nos passageiros. Os estudos que procuram manter o contato do pneu com o solo visam segurança veicular.

Bravo et al. (2012) realizou um estudo em modelo *quarter car* simples, considerando veículo de 1392 kg (massa mais de 5 vezes maior do que um Fórmula SAE). A massa não suspensa por roda foi incrementada de 10 em 10 kg, chegando à conclusão de que mantido constante o fator de amortecimento, um aumento de 40 kg por roda não prejudica o conforto interno. Em estudo semelhante, Schalkwyk e Kamper (2006) simula um veículo de 1500 kg, acrescendo 50 Kg por roda e compara com os resultados de um veículo regular de massa total e coeficientes de suspensão semelhantes. Neste caso, os resultados indicaram que as alterações das frequências naturais não representam decréscimo do conforto dos passageiros e que a alteração no deslocamento da massa não suspensa é reduzida. Estes estudos apresentam modelos simplificados, que possuem duas interações por rigidez e amortecimento. No estudo de Luo e Tan (2012) é discutido um modelo de amortecimento mais complexo com maior número de interações e considerações.

Demonstrando a divergência de conclusões da academia e a complexidade do assunto, Vos, Besselink e Nijmeijer (2010) realiza seu trabalho considerando uma conversão de um VW Lupo 3L, veículo convencional de 975 kg à combustão, para um BEV. As considerações para a conversão foram de aumento de 160 kg de massa suspensa, e de 15 kg de massa não suspensa por roda. O autor pontua que a massa não suspensa adicional deteriora significativamente o conforto, porém a massa suspensa adicional suplanta este efeito, resultando em um veículo final ainda mais confortável que o original. Outra conclusão do autor foi a de que alterações nos parâmetros de suspensão não geram melhorias significativas.

Rojas, Niederkofler e Willberger (2010) amplia os horizontes da complexidade de avaliação destes sistemas, apontando que aumentos de massa não suspensa podem ser favoráveis em certas faixas de velocidade enquanto desfavoráveis em outras. O autor apontou como melhor opção para tratar os efeitos indesejados, caso empacotável, suspender o motor sobre um sistema de amortecedor-mola, o que aumenta os graus de liberdade.

Os trabalhos científicos trazidos nesta Seção, mesmo que específicos para aplicações *in-wheel*, são para veículos comerciais e demonstram uma variabilidade alta de resultados e pontuações dos autores, de forma que não baseiam o dimensionamento do sistema para aplicação em Fórmula SAE. Conclui-se que pouco se pode prever em relação aos efeitos do aumento de massa não suspensa, e menos ainda se pode afirmar a respeito de um limite superior de massa do sistema a ser instalado. O escopo deste trabalho limita-se portanto,

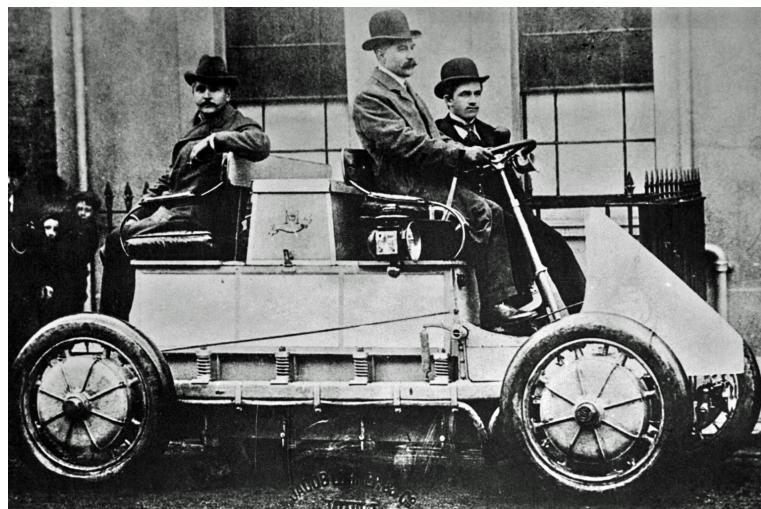
a recorrer a processo de benchmarking e sugerir futuras análises específicas realizadas pela equipe Fórmula Tesla UFMG.

2.2 Soluções Comerciais

O cunho inovador da tecnologia *in-wheel* não se deve à sua base histórica: os primeiros projetos são consideravelmente prévios ao *boom* da indústria automotiva gerado pelo Fordismo.

Em 1884, Wellington Adams patenteou seu projeto de motor elétrico *in-wheel* acoplado à roda com redução. Somente seis anos depois, em 1890, Edward Parkhurst patenteou seu conceito em baixa rotação e alto torque. Porém, o maior destaque da época foi em 1900, quando o *Lohner-Porsche Mixte Hybrid* foi exposto na *World Exhibition* em Paris, vide Figura 7. O BEV alcançou a produção de 300 unidades.

Figura 7 – *Lohner-Porsche Mixte Hybrid*, primeiro BEV *in-wheel* comercializado



Acompanhando o comportamento de mercado dos veículos elétricos, a motorização *in-wheel* foi suplantada após o evento do Fordismo, somente retornando a ter desenvolvimento relevante nas últimas décadas.

Uma série de empresas relevantes no setor automotivo investem em tecnologia *in-wheel*. Entre elas se destacam a Protean Electric, Elaphe Ltd., ZIEHL-ABEGG, e-Traction B.V., GEM motors d.o.o., Schaeffler Technologies AG & Co. KG, NSK Ltd., NTN Corporation e a MW Motors. Segue-se uma análise com maiores detalhes a respeito das mesmas.

Iniciando-se pela Protean Electric, referência do setor, seu site apresenta os modelos Pd18 e Pd16, com 80 e 40kW respectivamente ([ELECTRIC, 2019](#)), onde o número do modelo faz referência ao aro da roda adequada à montagem. A empresa realizou teste de seus protótipos em veículos convencionais de diferentes segmentos e em diferentes confi-

gurações (WATTS et al., 2012), tais como o Volvo C30, o Ford F150, o Vauxhall Vivaro e o Brabus E-Class. É possível observar o desenvolvimento de seu projeto eletromagnético e otimização no trabalho de Ifedi et al. (2012), desde a escolha de pólos e slots da máquina até o *cogging* torque e torque médio, incluindo resultados experimentais. Uma solução interessante utilizada pela empresa é anexar os módulos de potência à máquina, liberando ainda mais espaço interno no veículo, vide Figura 8. Esta tendência é observada em outros desenvolvimentos, podendo-se citar o ZAwheel® modelo da ZIEHL-ABEGG, as soluções da e-Traction B.V., da GEM Motors (na faixa de 1 a 30kW de pico), e o modelo *in-wheel* da Schaeffler, de 40kW de pico, vide Figura 9.

Figura 8 – Drivetrain Protean *in-wheel*



Figura 9 – Drivetrain Schaeffler *in-wheel*



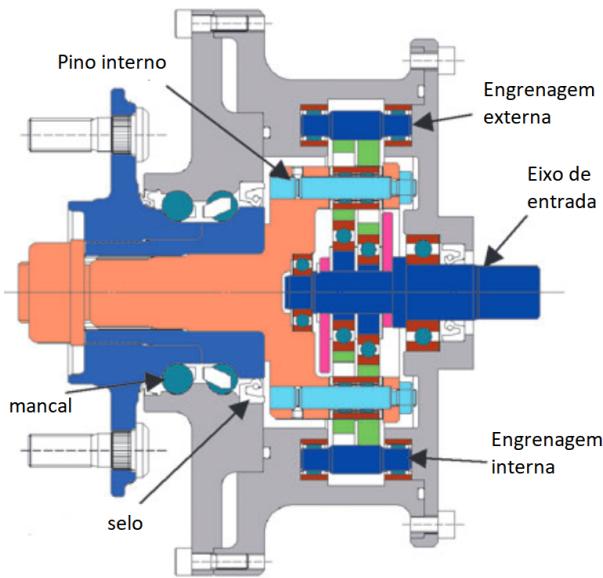
A Schaeffler apresenta uma série de produtos no setor, desde módulos híbridos até transmissões híbridas. A empresa, em colaboração com a Ford, desenvolveu um *drive in-wheel* para o Ford Fiesta, e participou em 2014 do *E-Car Rally Race* em Montafon. Os

resultados foram melhores do que o esperado pela empresa, indicando alta eficiência do sistema.

A Elaphe Ltd. traz uma variedade grande de modelos em seu site ([LTD., 2019a](#)), contabilizando sete motores: S400, M700, M1100, L1500, Marine, LEV e COSIVU. As aplicações são variadas, indo de pequenos veículos elétricos a ônibus. O motor mais potente é o L1500, destinado a SUV's (*Sport Utility Vehicle*) e sedans mais potentes. Para este modelo a massa não é informada, porém conta com grandezas de pico de 110 kW e 1500 Nm.

A NTN Corporation obteve destaque com o desenvolvimento de um redutor ciclóide, vide Figura 10, usado com motorização de fluxo axial *double-sided* ([SUZUKI et al., 2007](#)). Enquanto em 2017, a NSK também apresentou um sistema mais complexo ([LTD., 2019b](#)), vide Figura 11, que utilizando dois motores permite variar a relação de redução do sistema, similar à uma transmissão automática.

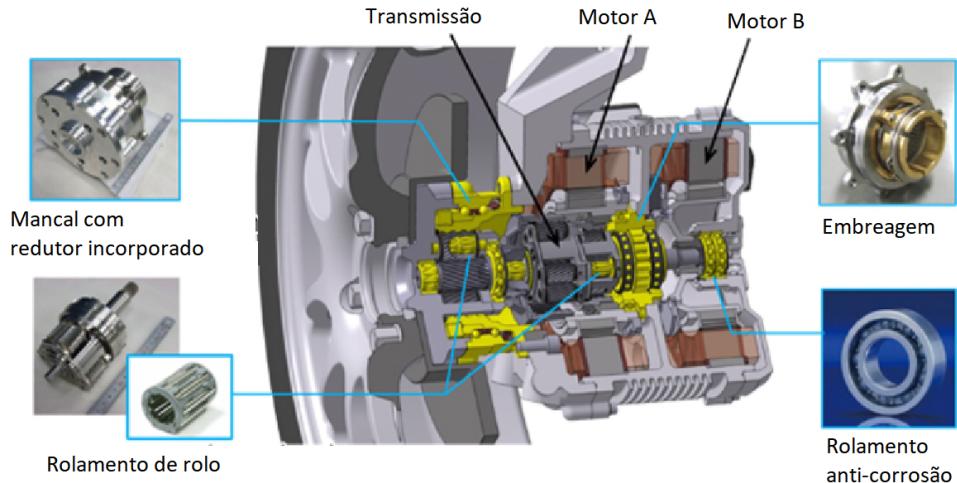
Figura 10 – Redutor ciclóide NTN, para operação em sistema *in-wheel*



Já a MW Motors apresenta uma solução completa: um veículo com visual clássico dotado de 4 motores elétricos *in-wheel* ([MOTORS, 2019](#)). O Luka EV, de 815 Kg, possui potência de 12,5 kW em cada roda. A motorização, em conjunto ao chassis em liga de alumínio, vetorização de torque, controle de tração e frenagem regenerativa anti travamento, une estilo com inovação tecnológica.

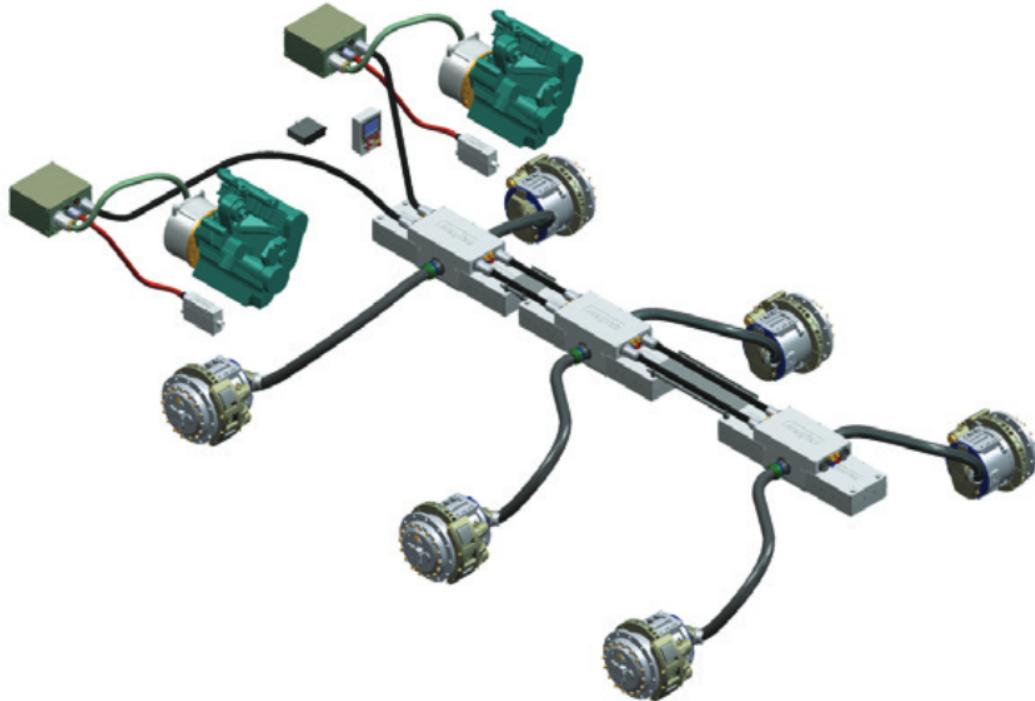
Por fim, é interessante pontuar que as aplicações da motorização *in-wheel* excedem os veículos de passeio e de competição, incluindo bicicletas elétricas, aplicações militares, industriais, agrícolas e até em trem de pouso de aeronaves. Entre as empresas envolvidas nestas aplicações diversas podem-se citar a HEINZMANN GmbH & Co. KG, a Printed Motor Works, Bonfigliori Riduttori, Magnetic Systems Technology (Magtec), ZF Friedrichshafen AG. BE) e a Safran Landing Systems. Com o objetivo de não exceder o escopo

Figura 11 – *Hub motor* da NSK equipado com transmissão



do trabalho, apresenta-se somente o modelo P074 da Magtec, vide Figura 12, motor de 120 kW e 20000 Nm de saída utilizado em tanques de terra.

Figura 12 – *Powertrain* híbrido-série Magtec para aplicação militar em tanques de guerra



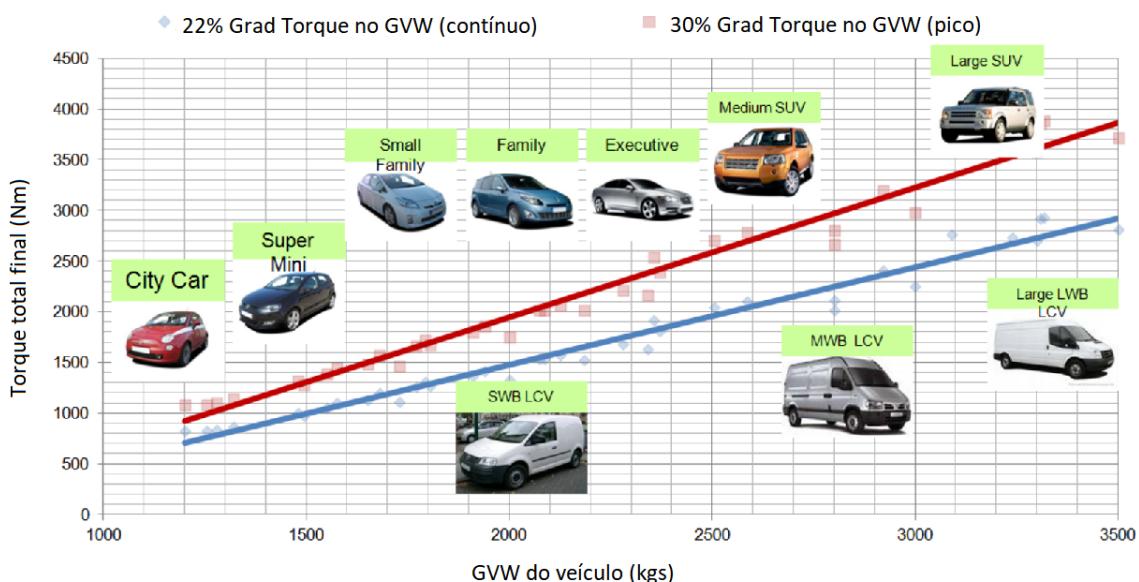
O Estado da Arte prossegue com um levantamento de trabalhos acadêmicos para aplicação de motorização *in-wheel*, visando pontuar análises dantes realizadas e procuras por melhorias na tecnologia atual.

2.3 P&D Relacionado à Aplicação In-Wheel

No âmbito da pesquisa foram desenvolvidos uma série de estudos sobre motorização *in-wheel* nas últimas décadas, porém majoritariamente focados em aplicações comerciais. Os poucos documentos que existem em P&D específico para Fórmula SAE/*Formula Student*, estão alocados na Seção 2.4.

O primeiro *paper* apresentado é o do [Fraser \(2011\)](#), que apresenta os requisitos de torque comuns para veículos comerciais. Uma relação gráfica para esta questão pode ser vista na Figura 13.

Figura 13 – Relação entre GVW (*Gross Vehicle Weight*) do veículo e requerimento de torque para grade de 22% (contínuo) e 30% (pico)



Os demais trabalhos serão apresentados de forma geral em ordem cronológica, começando por [Yang e Chuang \(2007\)](#), que projetou uma máquina de fluxo axial com bobina concentrada, com dois estatores, incluindo análise térmica, com a intenção de ser montada *in-wheel* sem redução em um pequeno veículo elétrico de passeio. A topologia proposta considera dois motores traseiros que aceleram de 0 a 40 km/h um veículo de 600 kg em 5 segundos, para uma pista inclinada em 15°. O motor de 270mm de diâmetro externo, alcançou após processo de otimização, simulados 386Nm máximos. [Yang, Liang e Xing \(2009\)](#) realizaram a continuidade deste trabalho, com processo de prototipagem e testes. Nos testes realizados a máquina de 266mm de diâmetro externo, alcançou 274Nm.

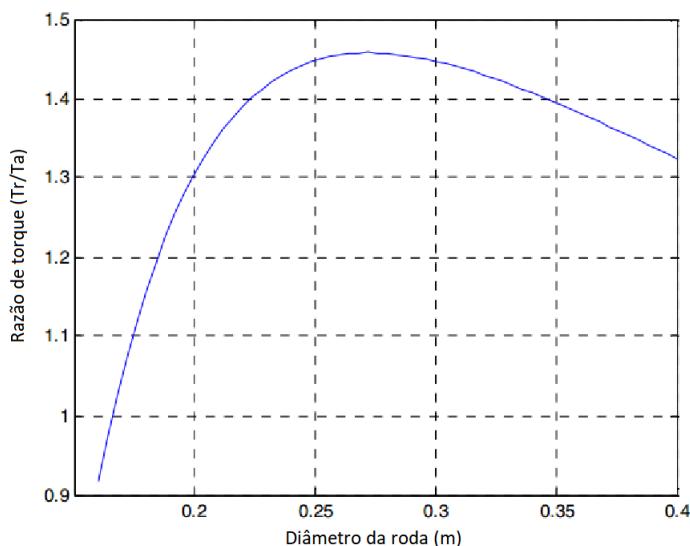
[Chai et al. \(2008\)](#) trouxeram análise para aplicações militares *in-wheel*, em alto nível de potência. A máquina de 12 slots e 10 pólos, fluxo radial, recebeu um aumento em seu torque, realizando a transição de uma topologia de estator único para estator duplo. A transição foi na ordem de 1941Nm para até 2160 Nm de pico, com aumento de densidade de torque de 12.24Nm/kg até 13.40Nm/kg. Mesmo que o range de potência esteja muito

acima, o artigo levanta o interesse no estudo desta possibilidade para máquinas de menor porte.

[Luque et al. \(2009\)](#) projetaram e testaram uma máquina de fluxo radial de 48 slots e 16 pólos, com 300mm de diâmetro externo, pensando em uma aplicação *in-wheel* para veículo híbrido. Foram obtidos resultados experimentais de 77Nm nominais, sem realização de testes além de 1.2x da corrente nominal.

[Gottipati e Mendrela \(2010\)](#) realizaram uma comparação entre duas topologias de rotor duplo, uma axial e outra radial, desenvolvendo uma relação entre os torques das mesmas para um comprimento de 82mm, vide Figura 14. De acordo com o autor, a topologia de fluxo axial neste caso, tem melhor desempenho em diâmetros abaixo de 170mm.

Figura 14 – Razão entre torque de fluxo axial e radial para motor de 82mm de comprimento



[Hejra, Mansouri e Trabeisi \(2014\)](#) também desenvolveram projeto e otimização de máquina de fluxo radial com rotor externo, porém em potência muito menor: 1500W. De acordo com os autores a aplicação seria em pequenos veículos elétricos. A máquina estudada é de 4 pólos e 40 slots. O diâmetro externo obtido foi de 129mm.

[Roumani e Schmuelling \(2016\)](#) com o argumento da viabilidade de aplicação comercial, realizam trabalho em menores níveis de tensão (<60V). São avaliadas duas possibilidades para aplicação com roda aro 15". O projeto é feito com a simulação de topologia de rotor externo, onde os 320mm de diâmetro externo, 30 slots e 32 pólos, possibilitaram alcançar 294Nm. A tensão utilizada foi de 48V para facilitar alimentação do sistema. Posteriormente é feita comparação com topologia de rotor interno, 12-slot 10-pole, 250VDc, 65Nm de torque máximo a 3750RPM, necessitando de redução para aplicação *in-wheel*. O autor comenta como a presença da redução não é muito desejada, uma vez que gera aumento de complexidade, peso e custo do produto final.

Demais trabalhos foram desenvolvidos com análises de topologias menos usuais. [Shibamoto et al. \(2012\)](#) compararam topologias axiais e radiais de relutância variável. De acordo com o *paper*, em aplicações de diâmetro relativamente maior que o comprimento, os motores de fluxo axial possuem vantagem de torque. Em seguida desenvolve projeto e protótipo para máquina axial 18/12 de dois rotores e um estator, alcançando com diâmetro externo de 266mm e resultados experimentais de até 270Nm até por volta de 225RPM. Em maiores rotações o torque gerado é fortemente reduzido, chegando à 20Nm em 750RPM.

Mais incomum ainda é o trabalho de [Jayasundara e Munindradasa \(2006\)](#), que propõe um motor *in-wheel* de cinco fases, fluxo axial, *double-rotor*, com parâmetros requeridos de 7kW e 60Nm de pico. De acordo com o *paper*, a utilização de cinco fases representa relevante decrescimento do *ripple* de torque, além de maior eficiência, torque e potência de saída, estabilidade e controlabilidade.

Outros trabalhos relacionados à aplicação são, por exemplo, a avaliação de aplicação de Hallbach ([XIAOYUAN; PENG; GENGJI, 2013](#)) e de performance do rolamento da roda com motorização *in-wheel* ([GALEAZZI; ROBERTS, 2013](#)).

2.4 Formula SAE & *Formula Student*

O Fórmula SAE é uma competição automotiva estudantil organizada pela *Society of Automotive Engineers* (SAE). Com leves alterações de regulamento, as versões denominadas como *Formula Student*, são gerenciadas por outras entidades, tais como a *Fédération Internationale des Sociétés d'Ingénieurs des Techniques de l'Automobile* (FISITA) e o *Institution of Mechanical Engineers* (IMechE).

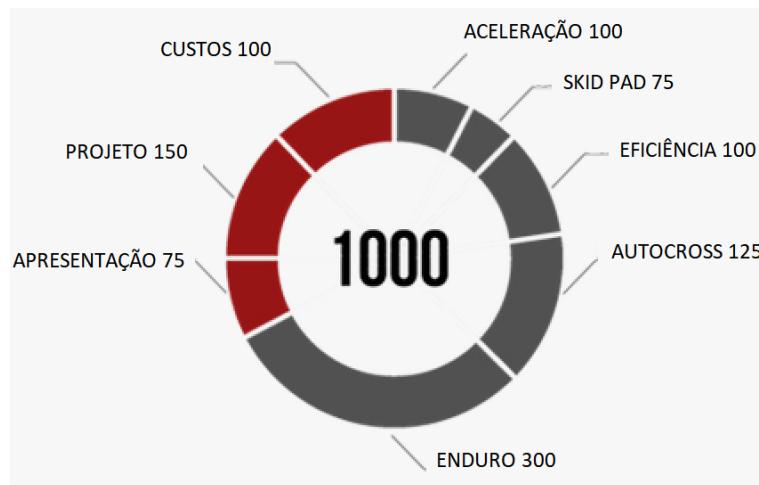
O histórico do Fórmula SAE se inicia em 1978, com sua versão anterior denominada SAE *Mini Indy*, transitando para sua denominação atual em 1980. Inicialmente só existia em versão à combustão, até que 27 anos depois foi iniciado o *Formula Hybrid*, versão com motorização híbrida elétrica-combustão. Em 2013 ocorreu a primeira competição *Formula SAE Electric* em Lincoln, com veículos puramente elétricos. Por fim, em 2017 foi realizada a primeira *FSG (Formula Student Germany) Driveless*, versão com veículos autônomos realizada na Alemanha. Atualmente existem internacionalmente mais de 20 competições *Formula SAE/Formula Student*.

Como um evento de engenharia, a competição prioriza o desenvolvimento dos profissionais envolvidos, e a tecnologia é um resultado adicional. Desta forma, a pontuação envolve não somente as provas dinâmicas, como provas estáticas, de acordo com a Figura 16. Os participantes interdisciplinares recebem a oportunidade de desenvolvimento profissional e pessoal desde os setores de gerenciamento e marketing até a engenharia automotiva em si, aplicando seus conhecimentos.

Figura 15 – *Formula Student Germany 2015* ([FSG, 2018](#))



Figura 16 – Divisão de pontos das competições *Formula SAE* & *Formula Student*



Nesta seção será apresentado o conteúdo que se segue.

- Análise de equipes do *ranking* mundial;
- Análise de colocação em competição nacional e internacional;
- P&D específico para aplicação Fórmula SAE/*Formula Student*;
- Estudos de Caso de projetos de sucesso;
- Compilado final de tendências da aplicação

2.4.1 Análise de Equipes do *Ranking* Mundial

Através de um levantamento das informações disponíveis das dez melhores equipes elétricas do *Ranking* Mundial do Formula SAE/*Formula Student* ([MAZUR, 2019](#)), pôde-se observar tendências de sucesso para o setor. Entre os fatores de maior interesse estão a faixa de potência, a topologia das máquinas, a faixa de massa do veículo e a escolha do aro.

A primeira observação é a respeito da topologia de motorização utilizada. Trata-se de 6 casos *in-wheel AWD* e 4 casos de motorização em chassi. Dentre os motores para aplicação *in-wheel*, 4 deles são da fabricante AMK, um da Fisher Elektromotoren e o outro foi desenvolvido pela equipe. Todos estes possuem topologia radial síncrona de ímã permanente, com rotação entre 10 e 20 mil rpm. A utilização de motor radial, normalmente é justificada pela facilidade de empacotamento junto aos braços da suspensão. Já a opção por alta rotação, permite alta potência sem necessidade de aumentar o torque: o que possibilita mecanicamente a redução das dimensões da máquina. O resultado são motores de altíssima densidade de potência, chegando em picos na faixa de 10 kW/kg. Geralmente são utilizados com conjunto de redução planetária desenvolvido pelas equipes, com grandes relações de redução, na ordem de 7:1 até 15:1.

Quanto à massa final do veículo, observa-se entre as equipes que divulgam os valores para seu protótipo, uma variação entre 164 e 193 kg. Trata-se de valores muito reduzidos quando comparados à aplicação comercial de veículo de passeio, e com certeza fruto de muitos anos de otimização de massa de cada componente.

Em respeito à escolha de aro, apresentam-se 8 casos de aro 10", 1 caso de aro 13" e 1 caso de aro 8", este último com desenvolvimento da própria equipe. A redução do aro também é uma tendência para a competição, uma vez que reduz a massa não suspensa e a inércia rotacional, facilitando o trabalho da suspensão e otimizando o desempenho do veículo em curva e aceleração.

2.4.2 Análise de Colocação em Competição Nacional e Internacional

Outra forma de estudo de desempenho na competição, é diretamente dos resultados e colocações obtidas. O primeiro evento analisado foi a FSG, referência mundial, onde também participam grandes projetos de toda a Europa. É possível observar nos resultados de 2018 ([FSG, 2018](#)) que as provas dinâmicas são acirradas, com diferença na casa dos milissegundos, vide Tabela 2.

Avaliando mais profundamente os dados, observa-se que a colocação geral da equipe na competição é altamente dependente de seu resultado nas provas dinâmicas e pouco dependente de seu resultado em provas estáticas, como observa-se nas Figuras 17 e 18, indicando a necessidade de priorização do desempenho do veículo. As penalidades não são

Tabela 2 – FSG 2018 - Tempos dos Eventos Dinâmicos

Colocação	Equipe	Acc (s)	Skid (s)	AutoX (s)	Endurance (s)	Eff (%)
1º	Zürich ETH	3.355 [2º]	5.076 [13º]	69.197 [5º]	1458.4 [4º]	100 [1º]
2º	Trondheim NTNU	3.696 [9º]	4.822 [2º]	69.331 [6º]	1423.56 [2º]	91.01 [4º]
3º	Amberg OTH	3.529 [7º]	4.927 [8º]	68.982 [4º]	1423.32 [1º]	90.57 [5º]
4º	Karlsruhe KIT	6.155 [21º]	4.996 [9º]	73.637 [15º]	1448.53 [3º]	98.84 [2º]
5º	Eindhoven TU	3.795 [12º]	5.036 [11º]	71.199 [10º]	1468.66 [8º]	87.83 [8º]
6º	Melbourne Monash	4.361 [18º]	5.413 [18º]	73.454 [14º]	1511.15 [5º]	80.59 [9º]
7º	Deggendorf IT	3.761 [11º]	5.154 [16º]	78.063 [18º]	1578.22 [7º]	88.88 [7º]
8º	Nürnberg GSO UAS	4.238 [17º]	5.286 [17º]	75.607 [17º]	1518.01 [6º]	90.51 [6º]
9º	Delft TU	3.419 [4º]	4.835 [4º]	66.436 [2º]	none [12º]	none [10º]
10º	München TU	3.379 [3º]	4.814 [1º]	65.318 [1º]	none [12º]	none [10º]

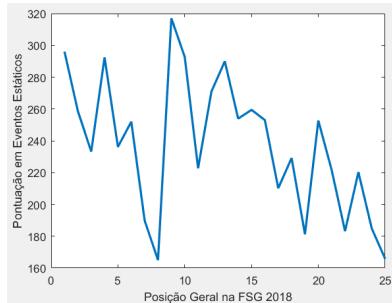


Figura 17 – FSG 2018 - Resultados dos Eventos Estáticos em Relação à Colocação Final

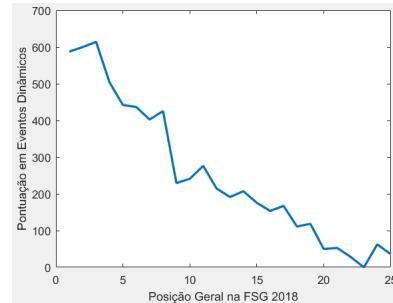


Figura 18 – FSG 2018 - Resultados dos Eventos Dinâmicos em Relação à Colocação Final

contabilizadas.

Na competição brasileira a tendência observada é diferente. Em 2018, somente 3 das 18 equipes passaram na inspeção técnica, sendo permitidas de participar das provas dinâmicas. A implicação direta disto é a alta dependência da pontuação em provas estáticas, lideradas pelo vice-campeão Fórmula Tesla UFMG, vide Figuras 19 e 20. Novamente as penalidades não são contabilizadas.

Em busca de mais informações sobre o *powertrain* em Formula SAE/*Formula Student*, a continuidade do Estado da Arte focada na aplicação, segue para a apresentação de dados mais técnicos sobre projetos *in-wheel* através de mais dois documentos relevantes

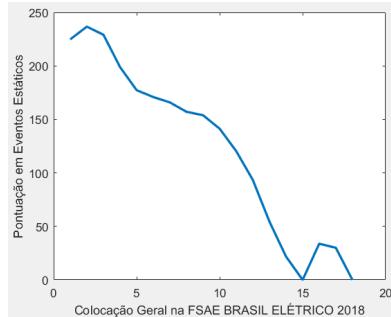


Figura 19 – FSAE BRASIL ELÉTRICO 2018 - Resultados dos Eventos Estáticos em Relação à Colocação Final

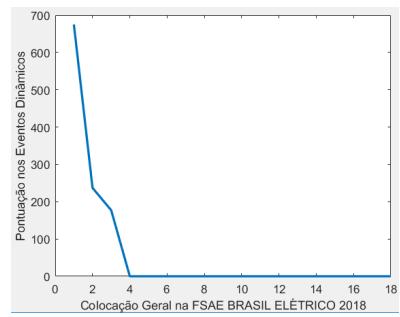


Figura 20 – FSAE BRASIL ELÉTRICO 2018 - Resultados dos Eventos Dinâmicos em Relação à Colocação Final

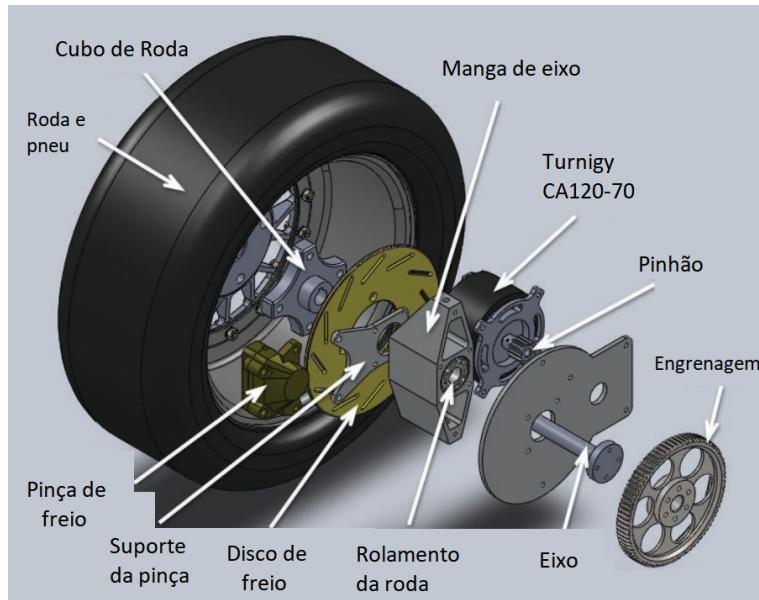
de P&D.

2.4.3 P&D Específico para Aplicação In-Wheel em Formula SAE/Formula Student

Foram levantados dois trabalhos especificamente de aplicação de sistema *in-wheel* em Formula SAE/Formula Student. O primeiro trabalho foi desenvolvido na *University of Western Australia* por Hooper (2011). Com o intuito de apresentar um *powertrain in-wheel* para Fórmula SAE de aro 13, o estudo inclui uma análise de requisitos, uma breve revisão da teoria de máquina elétricas, controle, topologias, até o projeto preliminar de máquina elétrica de fluxo axial *double-rotor*, e simulações em elementos finitos. De acordo com o autor, os requisitos da aplicação foram de 108Nm de pico e 1060rpm. Hooper também pontua que uma topologia sem redução é uma solução muito mais elegante, eficiente e desejada, porém que possui requisitos muito elevados de torque. O motor de 10,4kg do projeto, forneceu somente insuficientes 36Nm e a solução foi abandonada por consideração de inviabilidade. Posteriormente, motor comercial foi selecionado e o sistema da Figura 21 foi entregue. A redução é de 6,6:1, e a saída possui 132Nm de pico em 1060 rpm. A massa de *powertrain* é de 5,44kg por roda. A massa inclui motor, redutor, manga de eixo e rolamento de roda, uma vez que estes sistemas são comumente acoplados ou unidos.

O próximo trabalho foi feito na *Norwegian University of Science and Technology* por Aune (2016). Neste caso, é uma otimização de um veículo de altíssimo desempenho, utilizando motorização AMK DD5-14 em todas as rodas. Esta solução comercial é comparada com outras, como das fabricantes YASA e Emrax. O autor apresenta com detalhes o desenvolvimento de sistemas altamente otimizados de redução, manga de eixo e refrigeração da máquina elétrica, incluindo impressão 3D de metais para redução de massa. O *powertrain* final possui 1303Nm, 148hp, 5,334kg por roda, levando o veículo a realizar 0

Figura 21 – Projeto *in-wheel* para Fórmula SAE de aro 13, da *University of Western Australia*



a 100 km/h em 2,2 segundos, vide Figura 22. Novamente a massa indicada inclui motor, redutor e manga de eixo.

Figura 22 – Projeto *in-wheel* da equipe Revolve NTNU, *Norwegian University of Science and Technology*



Após apresentação dos sistemas descritos em formato de P&D, seguem Estudos de Casos de sucesso na competição, que nortearam o andamento deste trabalho.

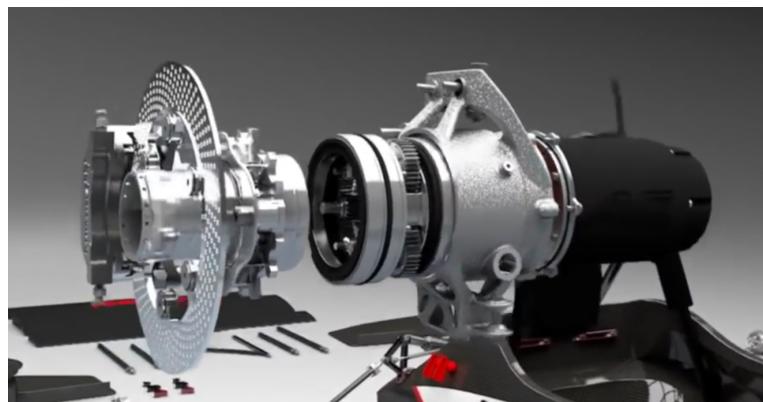
2.4.4 Estudo de Caso: AMZ Racing Team, Universität Zürich

A equipe Amz Racing da universidade de Zürich, lidera o ranking mundial da categoria elétrica ([MAZUR, 2019](#)). Também reconhecida por bater o recorde mundial de aceleração de veículo elétrico em 2016, fazendo 0 a 100km/h em 1,513 segundos ([GUIN-](#)

(NESS, 2016). Feito que foi realizado em menos de 30 metros. Seus motores e controladores são desenvolvidos pela empresa alemã AMK, com topologia da máquina elétrica radial e síncrona de ímã permanente.

O protótipo recordista, nomeado de Grimsel, possui 4 motores in-wheel de 37kW cada, totalizando 1700Nm finais, de acordo com a equipe (EDELSTEIN, 2016). Características muito elevadas para um veículo de 168kg.

Figura 23 – Empacotamento do Conjunto Roda do Protótipo Grimsel - AMZ Racing Team



2.4.5 Estudo de Caso: GreenTeam, Universität Stuttgart

A equipe GreenTeam da universidade de Stuttgart possui um relevante histórico na competição *Formula Student*, também utilizando tração AMK. A universidade apresentou seu primeiro veículo AWD (*all wheel drive*) com seu protótipo 2012/2013, vide Figura 24. Neste veículo foi utilizada tração dianteira *in-wheel*, com redução planetária de 7,4:1, enquanto que na traseira uma redução de estágio único, em chassi, de razão 6,5:1. De acordo com a equipe, seu então veículo de 200kg alcançou potência de 120kW e torque final de 1010Nm, reduzindo seu tempo de aceleração de 0 a 100 km/h para 2,3 segundos (GREENTEAM, 2013).

Desde a versão 2013/2014, a equipe só utiliza motorização AWD *in-wheel*, alcançando em seu protótipo 2016/2017: 172kg, 138kW, 1520Nm, e tempo de aceleração de 0 a 100km/h em menos de 2 segundos. É possível observar na Figura 25 que os inversores são empacotados juntos na traseira do veículo.

A GreenTeam é um ótimo exemplo histórico do desenvolvimento passo a passo de uma equipe, transitando por topologias de *powertrain* até alcançar uma versão otimizada.

2.4.6 Estudo de Caso: Penn Electric Racing, University of Pennsylvania

A equipe Penn Electric Racing, da *University of Pennsylvania*, apresenta uma topologia clássica de *powertrain*, utilizando tração única traseira com diferencial Drexler,

Figura 24 – *Powertrain* 2012/2013 da Equipe Greenteam - Universität Stuttgart

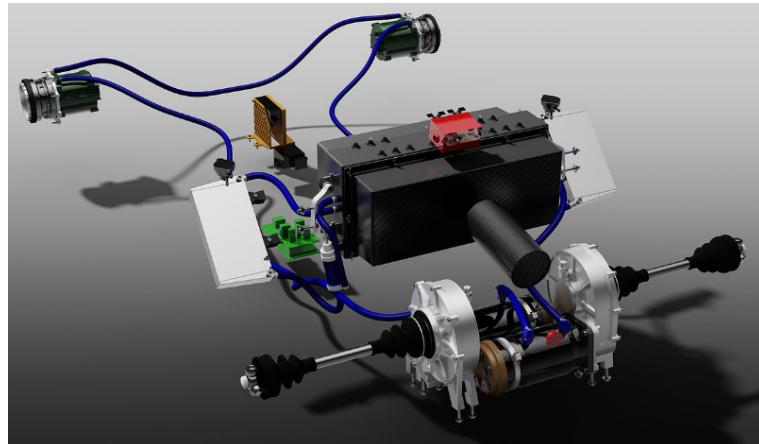
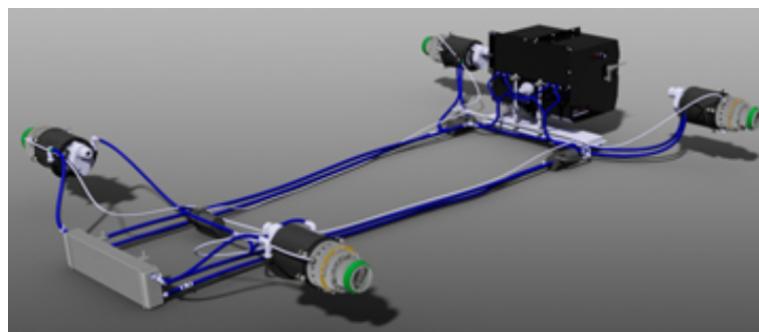
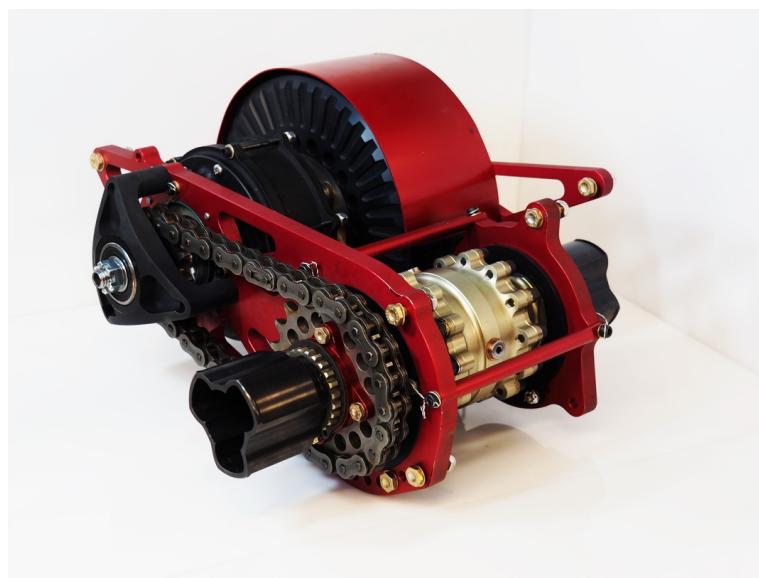


Figura 25 – *Powertrain* 2014/2015 da Equipe Greenteam - Universität Stuttgart



vide Figura 26.

Figura 26 – *Powertrain* da Equipe Penn Electric Racing - University of Pennsylvania



A motorização é feita através de motor Emrax 207 MV, fabricante que apresenta soluções em fluxo axial, ímas permanentes e bobina concentrada. A equipe afirma alcançar os 80kW limites da competição aos 5200RPM ([PENN, 2017](#)). O torque final obtido pela

topologia com planetária 3:1 e corrente 1.65:1 é de 733Nm. A topologia mais clássica apresentada neste caso certamente não fica muito atrás em desempenho: o veículo possui velocidade máxima de 165km/h, 0 a 100km/h em 2.5s e 2G de aceleração lateral.

A pesquisa realizada neste trabalho demonstrou que entre os protótipos para aplicação Fórmula SAE ou *Formula Student* que utilizam motorização de fluxo axial, a tendência é o empacotamento similar ao utilizado pela equipe Penn, com fixação no chassi e algum estágio de transmissão por corrente.

2.4.7 Estudos de Caso para Topologias de *Powertrain* Não Usuais

Algumas outras topologias foram encontradas em utilização em âmbito Fórmula SAE/*Formula Student*, como é o caso da Wisconsin Racing, da *University of Wisconsin-Madison*. A equipe realizou em 2017 um estudo comparativo ([KUCINSKI et al., 2017a](#)) entre três motorizações comerciais possíveis, a saber, NeuMotors 4430, Plettenberg Nova Series e AMK. De acordo com os autores, a solução AMK era a melhor opção, porém inviabilizada pelo limite de tensão da competição em que a equipe participaria. Em seguida, foi feita implementação *in-wheel* de solução Plettenberg Nova 15, que apresenta uma topologia brushless DC radial com SPMs (*surface permanent magnets*). A equipe considerou adequada a densidade de torque e potência da motorização, porém apontaram insuficiência em enfraquecimento de fluxo. Com uma maior relação diâmetro por comprimento que as soluções anteriores, novos desafios para o empacotamento do conjunto roda são encontrados, vide Figura 27. O sistema de freio foi instalado do lado externo da roda visando viabilidade geométrica.

Figura 27 – Vista Explodida do Conjunto Roda Wisconsin Racing - University of Wisconsin-Madison



Outra topologia interessante é da equipe brasileira Unicamp E-Racing, da Universidade Federal de Campinas. Bicampeã na competição realizada em Lincoln, e hexacampeã nacional, apresenta uma proposta de *powertrain* muito interessante: sem redução, o motor da fabricante YASA é utilizado em chassi, alcançando valores de 790Nm de torque e conectado diretamente ao diferencial ([CONTESINI, 2014](#)).

Figura 28 – Vista Explodida de Montagem do Motor YASA com Diferencial Acoplado - Unicamp E-Racing

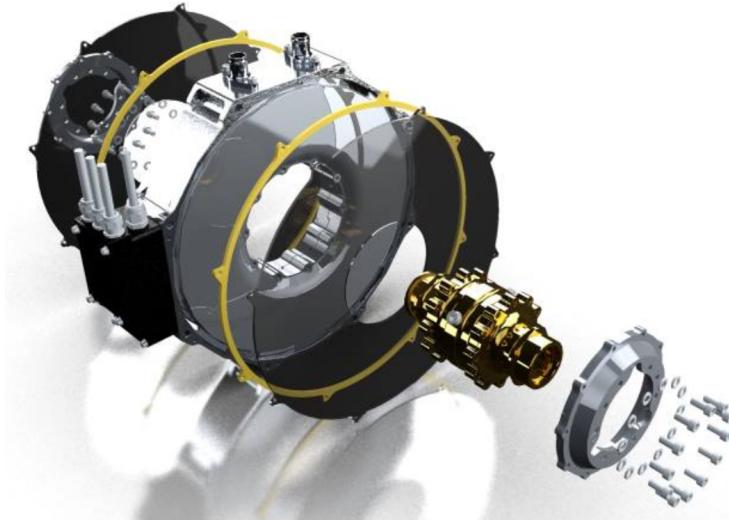


Tabela 3 – Parâmetros Macro de Máquinas Elétricas Comerciais Relevantes no Âmbito Fórmula Estudantil

	YASA 750	Emrax 228	Emrax 188	AMK (aprox.)
Topologia	Axial	Axial	Axial	Radial
Potência Nom (kW)	91,1 (600 Vdc)	100 (6500 rpm)	70 (7600 rpm)	15,7
Potência Máx (kW)	180 (600 Vdc)	55 (5000 rpm)	35 (5000 rpm)	34,5
Torque Nom (Nm)	400	125	50	10
Torque Máx (Nm)	790	240	100	22
Rotação Nom (rpm)	2175 (600 Vdc)	4200	3340	15000
Massa (kg)	37 kg	12,3	7 kg	4 kg
[diam x compr.] (mm)	368 x 98	228 x 86	188 x 74,4	100 x 150
kW/kg [máx;nom]	2,46 ; 4,86	8,13 ; 4,47	10 ; 5	8,63 ; 3,93
Nm/kg [máx;nom]	21,35 ; 10,81	19,51 ; 10,16	14,29 ; 7,14	5,5 ; 2,5

Finalizados os Estudos de Caso, se apresenta uma conclusão desta Seção com o compilado das tendências da aplicação, incluindo comparativo de motorizações.

2.4.8 Tendências da Aplicação Fórmula SAE/*Formula Student*

Uma massa de dados considerável a respeito de equipes de competição foi apresentada, e com a experiência do Fórmula Tesla UFMG agrega-se conhecimento de outra infinidade de projetos e soluções para a competição.

Esta Seção demonstrou que tipos diferentes de topologia de *powertrain* podem obter sucesso considerável, com destaque para utilização de motorização AMK à ímã permanente, fluxo radial, com redução planetária. A Tabela 3 apresenta soluções comerciais relevantes utilizadas nacional e internacionalmente.

Comparando as motorizações é possível observar que os picos de densidade de

potência e torque são encontrados em topologias de fluxo axial, o que ao mesmo tempo que gera interesse, levanta questionamentos a respeito da falta de modelos *in-wheel* em Fórmula SAE. Este fato possivelmente deve-se à insuficiência de torque com as limitações geométricas, argumentada por Hooper (2011), na Subseção 2.4.3.

O outro fator de expressiva relevância para a competição tende a ser a massa do veículo. Historicamente a redução de massa tem efeitos consideráveis em tempos de prova, com as equipes de ponta sempre abaixo de 200 kg totais sem piloto, vide Subseção 2.4.1. Juntamente com a redução do aro da roda e as motorizações de alto custo apresentadas, a utilização de baterias mais leves e monocoques em fibra de carbono é comum entre os de maior orçamento. Cabe pontuar um jargão comum dos estudantes das equipes: "quanto mais leve um carro é, mais leve ele fica", reiterando que embarcar pouca massa implica também em redução de todos os componentes de fixação e suporte que transmitem carga.

Finaliza-se portanto a análise do Estado da Arte e o trabalho segue com o levantamento de Requisitos de Projeto.

3 Requisitos de Projeto

O desenvolvimento de uma máquina elétrica para aplicação específica, como no caso deste trabalho, abrange desde as considerações iniciais de *Benchmarking* até às análises de fabricação. Antes de realizar o projeto eletromagnético e mecânico, é necessário fazer o levantamento dos requisitos de projeto.

A complexidade deste processo é considerável, uma vez que alguns parâmetros envolvem análise de uma série de outros sistemas do veículo, principalmente em dinâmica veicular.

Os passos para o levantamento de requisitos se seguem:

- *Benchmarking*, realizado na Seção 2.4;
- Regulamento SAE;
- Análise de nível de tensão de operação;
- Limitações geométricas externas e massa;
- Análise de solicitações de torque e potência em Enduro;
- Análise de solicitações de torque e potência em Aceleração;
- Seleção de inversor comercial para compatibilização

Este capítulo apresenta o desenvolvimento destes itens, essenciais para fundamentar o posterior projeto.

3.1 Regulamento SAE

O regulamento da competição insere limitações para o *powertrain* do veículo. As regras da versão 2019, que apresentam maior relevância para o desenvolvimento deste trabalho, são trazidas na Tabela 4. Elas exercem limitação direta sobre a tensão de operação e indireta sobre a potências dos motores.

Uma vez consideradas as limitações inseridas pelo regulamento da competição, prossegue-se para uma discussão a respeito da tensão elétrica de operação.

Tabela 4 – Regras da competição Fórmula SAE com maior relevância para o projeto

EV 1.3.1	A potência máxima drenada do acumulador não pode exceder 80kW
EV 1.3.2	A máxima tensão permitida que pode haver entre dois pontos não pode exceder 600 V
EV 1.4.4	Uma violação é definida como o uso de mais que a potência máxima especificada ou exceder a máxima tensão ou: a) continuamente por 100ms ou mais; b) depois que a média móvel é aplicada na janela de 500ms
EV 2.1.1	Somente motores elétricos são permitidos. Qualquer tipo de motor elétrico é permitido. O número de motores não é limitado.
EV 2.1.2	A parte rotativa do motor precisa estar contida dentro de uma carcaça estrutural.
EV 2.1.3	A carcaça do motor [...] a) Espessura mínima de 3mm para alumínio de liga 6061-T6. Caso seja usado liga de alumínio de menor grade é necessário que o material seja mais espesso para prover uma resistência equivalente. b) Espessura mínima 2mm para aço.
EV 2.1.4	Se a carcaça do motor gira em torno do estator, ou a carcaça é perfurada, um escudo de proteção deve ser incluído ao redor do motor. Esse escudo precisa ter 1mm de espessura mínima e ser feito com alumínio de liga 6061-T6 ou aço.
EV 6.2.2	Motores <i>in-wheel</i> [...] são permitidos somente se um interlock é adicionado de forma que o <i>Shutdown Circuit</i> , EV 7.1, é ativado e os AIRs são abertos caso a montagem da roda seja danificada ou ejetada do veículo. A ativação do <i>Shutdown Circuit</i> precisa ocorrer antes da falha do cabeamento do sistema trátilo.
EV 6.5.3	Componentes do sistema trátilo e contêiner precisam ser protegidos de umidade na forma de chuva ou poças. É desejado um <i>rating</i> IP65.

Tabela 5 – Prós e contras no aumento da tensão de alimentação do *powertrain*

Prós	Contras
Redução de perdas em condutores	Aumento de interferência eletromagnética
Redução de perda CC nos controladores	Aumento de perda por chaveamento nos controladores
Redução da massa de condutores	Segurança
Redução de massa e de componentes no acumulador, tais como fusíveis	

3.2 Análise de Nível de Tensão

O tensão de operação de um veículo é uma das escolhas de projeto de maior impacto em seu desempenho. Em âmbito industrial, esta decisão de engenharia se demonstra algo complexo, sendo necessário fazer considerações sobre a viabilidade de gerar altas tensões. Como no âmbito Fórmula SAE/*Formula Student* a potência é limitada, resta a decisão por elevada corrente e reduzida tensão, ou vice-versa. A tendência é de elevar os níveis de tensão, obviamente respeitando o limite superior do regulamento, vide Seção 3.1. Prós e contras são demonstrados na Tabela 5.

Tabela 6 – Massas de sistemas *in-wheel* apresentados em trabalhos para aplicação *Formula Student*

Massa por roda	NTNU	Wisconsin	UWA Motorsports
Motor	3,680 kg	2,495 kg	3,180 kg
Redutor	1,354 kg	~1,000 kg	1,200 kg
Manga de eixo	0,300 kg	0,680 kg	1,060 kg
Total	5,334 kg	4,175 kg	5,440 kg

Apesar de apresentar maior perigo na operação e manutenção do veículo, o aumento de tensão gera interesse devido à redução de componentes, tais como fusíveis, e da massa dos mesmos. Além disso, a experiência que o Fórmula Tesla UFMG angariou em seu desenvolvimento com sistema de 72VDC, indica que operar com altas correntes, além de diminuição da eficiência, gera sérios problemas no empacotamento dos sistemas trátivos, ocasionando sobredimensionamento das conexões de potência e banco de baterias, e descompactação gerada pelo alto raio de curva dos cabos de potência.

A partir destas observações, é estabelecido como requisito de projeto que a máquina elétrica opere de forma compatível com a maior tensão de alimentação possível, levando em conta os limites regulamentados pela SAE.

3.3 Limitações Geométricas e Massa

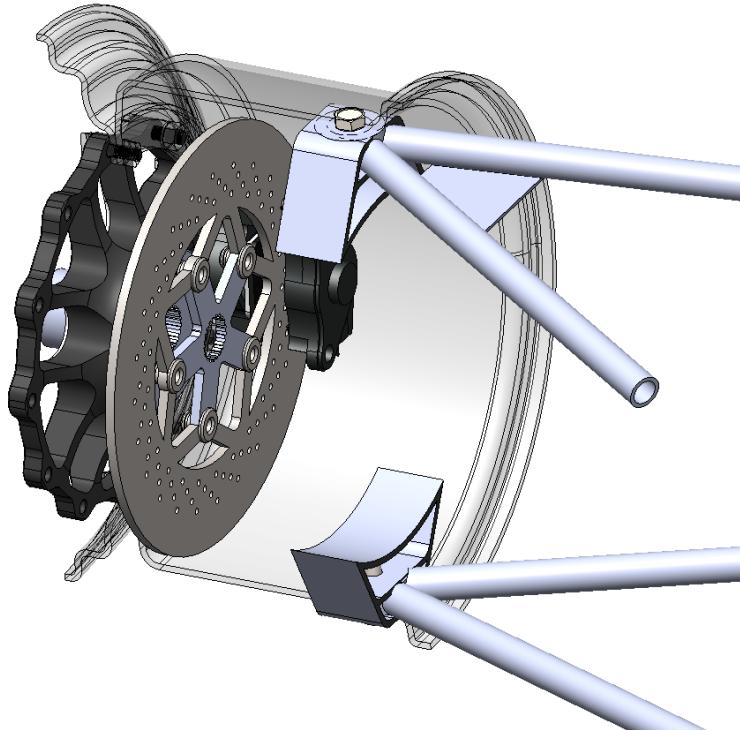
Definir a faixa de massa final aceitável é complexo. A avaliação inclui geometria, seleção de parâmetros da suspensão e análise de resultados sobre a dinâmica vertical e lateral: complexidade inviável para o escopo deste trabalho. A decisão tomada é limitar-se à busca de não extrapolar muito os valores em aplicação *in-wheel* encontrados nos trabalhos de (AUNE, 2016), (KUCINSKI et al., 2017b) e (HOOPER, 2011), vide Tabela 6. Pela experiência da equipe Fórmula Tesla UFMG, é possível afirmar que devido aos métodos de fabricação avançados destes casos demonstrados, alcançar um sistema com o dobro desta massa, ou seja, por volta de 10 kg, já seria um grande feito.

Um dos pontos mais relevantes observado através do processo de *Benchmarking* são as dimensões das rodas utilizadas. Historicamente, as equipes de Fórmula SAE/*Formula Student* tendem à redução das dimensões das rodas, comumente iniciando seus protótipos em aro 13, transitando amplamente para o aro 10, e em alguns casos extremos desenvolvendo sistemas de aro 8, vide Subseção 2.4.1. Esta tendência possui justificativas teóricas provenientes principalmente da necessidade de redução de massa (uma vez que parte considerável da massa do veículo está no conjunto-roda) e consequente redução de efeitos inerciais: tanto a inércia rotacional do conjunto-roda, quanto o momento de inércia de guinada do veículo como um todo.

Pela observação desta tendência, estabeleceu-se como requisito de projeto, viabi-

lizar a instalação do sistema em rodas aro 10, de forma que ele não apresente uma futura limitação no desenvolvimento da equipe da UFMG. A Figura 29 demonstra o projeto inicial do sistema em aro 10", sem a presença da motorização e redutor, com a manga substituída só pelos seus pontos de conexão com os leques.

Figura 29 – Projeto inicial de componentes do conjunto-roda em aro 10" sem a presença da motorização e redutor



A roda selecionada foi a Keiser CL-10, específica para aplicação em fórmula estudantil. O diâmetro interno da roda é de 241,30mm e o espaço axial interno é de 142,5mm.

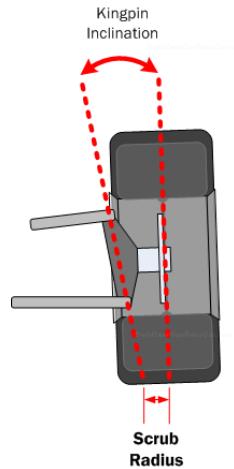
Complicações são impostas à utilização do espaço interno da roda. O empacotamento depende da topologia da máquina elétrica, presença ou não de sistema de redução e de uma série de considerações adicionais. O grande número de variáveis faz com que nenhuma consideração seja completamente confiável até que a correta modelagem 3D do sistema seja finalizada com todos os componentes.

Iniciando a avaliação pelas dimensões radiais, é necessário pontuar que caso seja utilizada redução planetária, o diâmetro disponível é menor devido à presença dos pontos de conexão da manga com os leques. O Fórmula Tesla UFMG fornece a dimensão mínima necessária para este componente como sendo 45,35mm. Isso implica em uma redução do diâmetro disponível para 150,60mm.

Quanto as dimensões axiais, encontra-se maior complexidade de análise. Uma das limitações presentes é a necessidade de não causar grandes alterações axiais na posição dos pontos da suspensão, mantendo eles próximos à roda, para viabilizar um mínimo de *scrub radius*, com KPI (*kingpin inclination*) factível, vide Figura 30. O aumento do *scrub radius*

tem efeitos negativos, como tornar a direção pesada e fazer com que o carro tenda para seu lado de maior *grip* em frenagem. Aumentar o KPI para redução deste efeito também é uma solução limitada, mas é inviavelmente complexo definir valores exatos desse limite. Esta solicitação provinda de efeitos de dinâmica veicular, afeta principalmente topologias com redução, que são axialmente maiores.

Figura 30 – KPI e efeito sobre o *scrub radius*



Caso se utilize uma topologia motora axial sem redutor, apresenta-se ainda outra limitação axial da montagem: a dimensão da pinça de freio. Ocupando por volta de metade do espaço axial interno presente, não foram encontradas soluções comerciais com dimensões menores que sejam adequadas ao veículo Fórmula SAE. A equipe que utilizou motor *in-wheel* com alta relação diâmetro por comprimento, alocou a pinça de freio do lado externo da roda, vide Subseção 2.4.7.

Resumindo:

- Topologia axial sem redução. Diâmetro útil de 241,30mm. Axialmente é necessário resolver as limitações inseridas pela pinça de freio e pontos de conexão manga-leques.
- Topologia axial ou radial com redução. A montagem é realizada na sequência alma -> freios -> redução -> motor. A máquina fica inserida entre os pontos de conexão da manga com os leques: diâmetro disponível de 150,6mm. Axialmente não existem limitações teórica além do encontro do sistema com o veículo.

3.4 Análise de Solicitações da Prova de Enduro

No âmbito Fórmula SAE/zFormula Student, o desenvolvimento de uma máquina elétrica é algo incomum, não havendo casos de sucesso nacionalmente e poucos casos relevantes internacionalmente. O processo de *Benchmarking* e as análises apresentadas até

o momento, são insuficientes para o levantamento de parâmetros como torque e potência da máquina elétrica objeto deste trabalho.

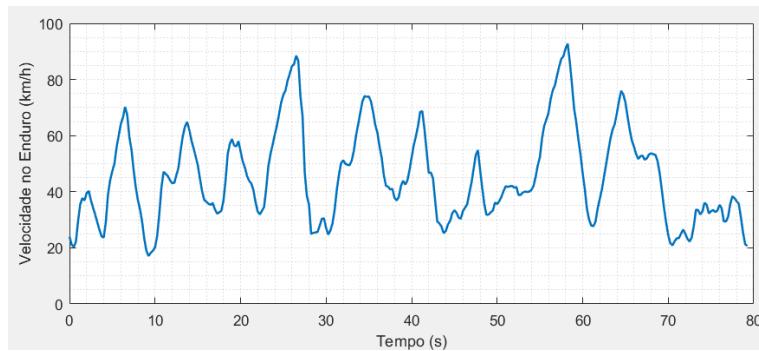
O próximo passo foi avaliar as provas dinâmicas realizadas pelo veículo, começando pela prova de Enduro. Esta é responsável pela maior pontuação na competição, vide Figura 16. Trata-se de 22 voltas em um percurso de baixa velocidade média (na ordem de 45km/h) para testar a resistência, dirigibilidade e eficiência do veículo.

Um esquemático do percurso, feito a partir de imagem de satélite, é apresentado na Figura 31. Medições realizadas de velocidade no tempo são apresentadas na Figura 32.

Figura 31 – Esquemático exemplo de percurso de Enduro para FSAE BRASIL a partir de imagem de satélite. Localidade: Esporte Clube Piracicabano de Automobilismo, Piracicaba, SP



Figura 32 – Ciclo de condução do Enduro FSAE BRASIL



Pelo ciclo de condução já é possível observar que as solicitações de torque são mais relevantes do que de potência, uma vez que a maior necessidade é de realizar retomadas em baixas velocidades. Considerando as características do protótipo NK-218 da equipe Fórmula Tesla UFMG, são obtidas as solicitações de torque e potência no tempo, já multiplicadas por fator de 1,2 na busca de melhor desempenho do que o medido. As curvas finais totais são apresentadas nas Figuras 33 e 34. Estas curvas representam a soma dos torques e potências transmitidos ao solo e presentes nas rodas.

Em relação ao torque: as soluções de 400Nm nominal são adequadas para a aplicação e observa-se uma solicitação de *boost* de 1000Nm totais.

Figura 33 – Solicitação de torque final total em uma volta de Enduro

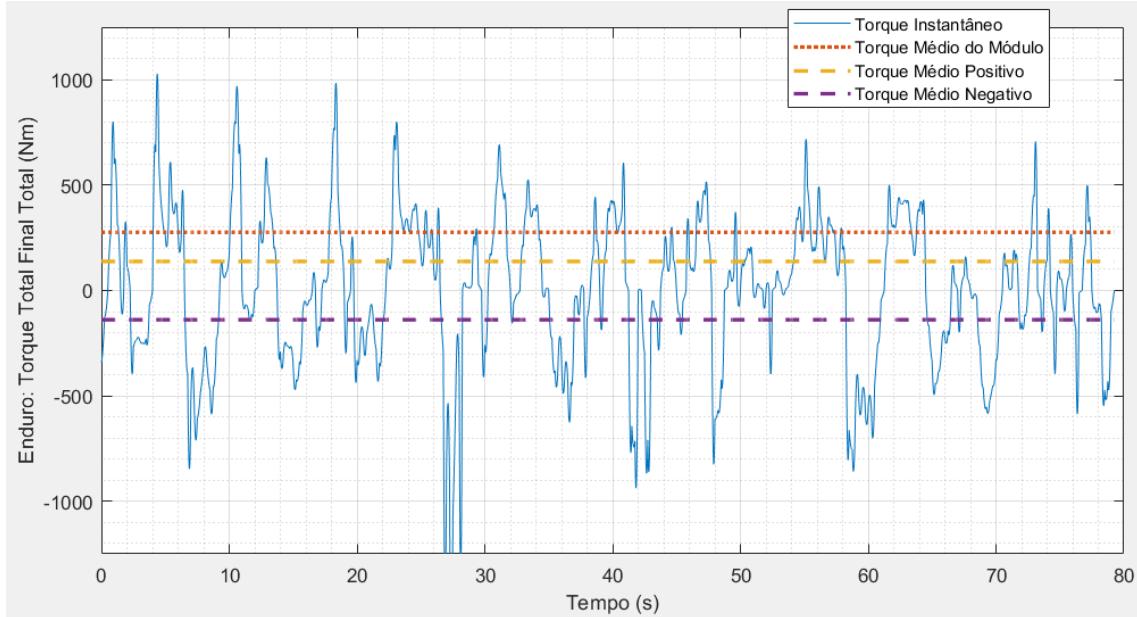
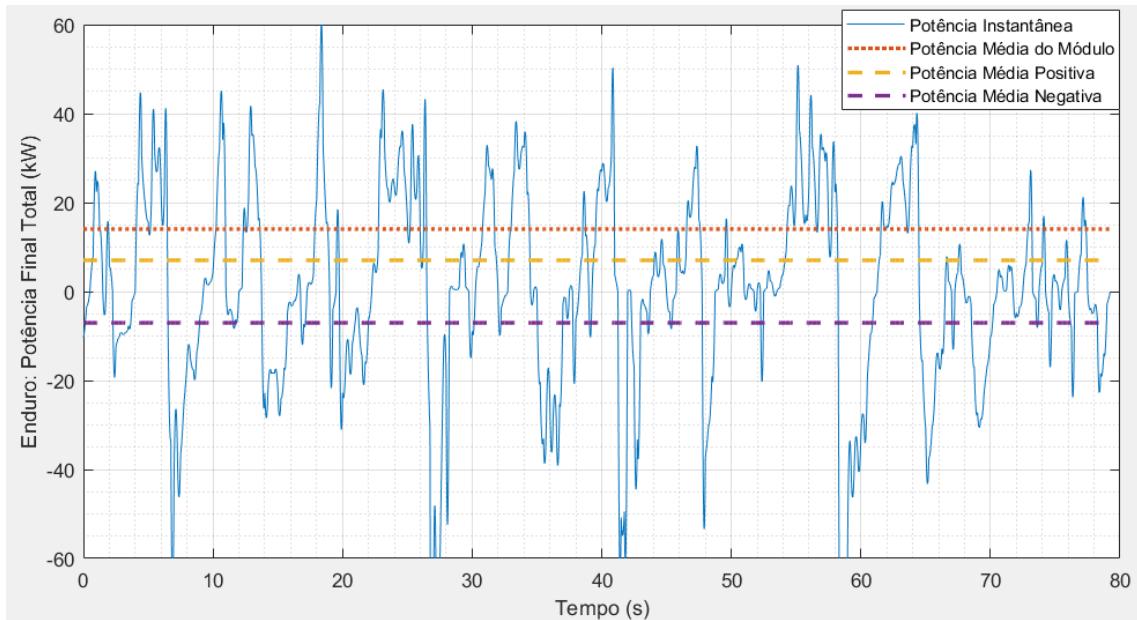


Figura 34 – Solicitação de potência final total em uma volta de Enduro



Quanto à potência: considerando que a motorização atingirá constantemente a faixa de sobrecarga, um valor total final de 30kW nominais é adequado. O limite do regulamento da competição (80kW de saída das baterias) só é alcançado em um ligeiro pico, caso a eficiência do *powertrain* seja de $60/80 = 75\%$, ou menos.

Para que seja garantida uma eficiência final de no mínimo 75%, calculou-se necessário que o motor apresente mais de 79% de eficiência. As considerações feitas são de que reduutor, cabos e inversor representam 98,3%, 99% e 97,5%, respectivamente.

3.5 Análise de Solicitações da Prova de Aceleração

Os veículos elétricos são destaque em eventos de aceleração devido à possibilidade de operação em torque máximo desde rotação zero. Na Subseção 2.4.4, foi citado o caso da equipe AMZ, responsável por 0 a 100 km/h em 1,513 segundos.

A evento de aceleração da competição Fórmula SAE/*Formula Student* é uma prova simples de aceleração em 75 metros. Diferentemente do Enduro, trata-se de um evento relativamente pouco complexo em dinâmica veicular, o que possibilita uma avaliação mais aprofundada das variáveis de desempenho.

Para as equipes que participam do evento de aceleração, a pontuação final é entre 4,5 e 100 pontos, estes conferidos à equipe que realizar o menor tempo na competição em questão. Valores intermediários são definidos pela Relação 3.1, ignoradas possíveis penalidades.

$$a_{sc} = 191 \times \left(\frac{1,5 \times t_{best}}{t_{team}} - 1 \right) + 4,5 \quad (3.1)$$

onde a_{sc} é a pontuação, $t_{best,acc}$ é o melhor tempo entre as equipes do evento (em s) e $t_{team,acc}$ é o melhor tempo medido para a equipe que recebe a pontuação (em s)

A pontuação na competição é calculada considerando o recorde de aceleração da competição brasileira, a saber $t_{best} = 3,764$, feito realizado pela Unicamp em 2017.

Para avaliar o desempenho do veículo e variáveis como torque, potência, velocidade e forças de resistências ao movimento, desenvolveu-se um modelo de desempenho longitudinal, apresentado a seguir.

3.5.1 Modelo de Desempenho Longitudinal

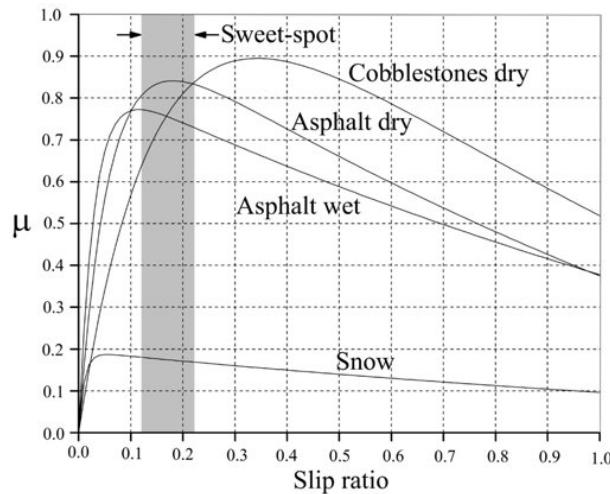
A formulação e comentários a respeito do modelo de desempenho longitudinal seguem no anexo A.

A confiabilidade do modelo depende de uma série de variáveis e de considerações. Entre elas se destaca o coeficiente de atrito pneu-solo (μ), que juntamente com a normal sobre o pneu define o limite trativo (μN). Obter um valor para este coeficiente é um dos maiores desafios para uma equipe de competição. Apesar de sua estimativa ser relevante, trata-se de um processo extremamente complexo, uma vez que depende de uma série de fatores como pressão do pneu, temperatura, estado do solo (detritos, umidade) e até da própria força normal sobre o pneu.

Para realizar um levantamento de uma faixa de coeficientes de atrito μ que seja válida, análises diversas foram feitas, iniciando-se pela literatura, que aponta relações gerais para aplicações comuns, como a da Figura 35. A dependência de μ com o *slip ratio*

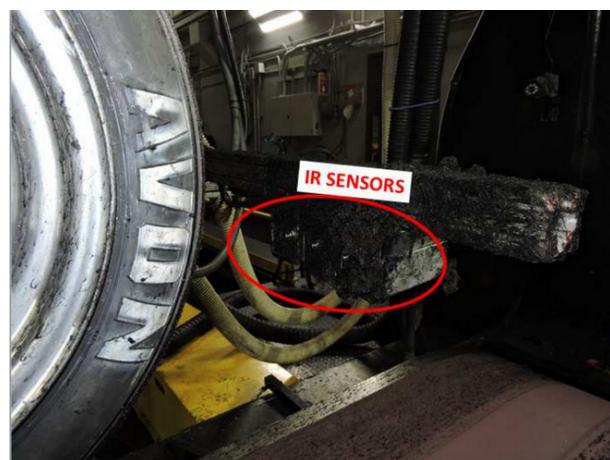
é ignorada no modelo, considerando aplicação de TCS. É necessário pontuar que os pneus específicos para competição, são de maior aderência do que os demonstrados em gráficos como este.

Figura 35 – Coeficientes de atrito pneu-solo em relação à *slip ratio*, considerando aplicação comum para diferentes tipos de solo (BERA; BHATTACHARYA; SAMANTHARAY, 2011)



Seguindo para outras análises, fez-se utilização do *Tire Test Consortium* (TTC), organização gerenciada por voluntários que reúne recursos para obter dados de força e momento dos pneus de alta qualidade específicos para aplicações em Formula SAE/*Formula Student*. Os resultados chegam em até $\mu = 4$, porém os testes são realizados em uma superfície similar a uma lixa, de alta aderência, que coloca em questionamento seus resultados quando em utilização na pista de asfalto, vide Figura 36.

Figura 36 – Testes TTC de pneus específicos para aplicações em Formula SAE/*Formula Student*, (TTC, 2015)



A partir do tempo de prova e a massa de protótipos Fórmula SAE/*Formula Student*, é possível obter que os valores médios de μ chegaram à 1,1 no Brasil e a 2 no recorde

Tabela 7 – Estimativa de Alterações de Massa em Relação ao Protótipo NK-218

Subsistemas Gerais		Topologia 2x WEG + in-wheel frontal	
Transição aro 10	-12 kg	Motores	+14 kg
Chassis	-2 kg	Inversores	+5,6 kg
Aerodinâmica	+7 kg	Mangas de eixo	-2,4 kg
Acumulador	-2 kg	Transmissão	+12,2 kg

Topologia 2x Emrax188 + in-wheel frontal		Topologia AWD in-wheel	
Motores	-12 kg	Motores	-12 kg
Inversores	+6,6 kg	Inversores	-3,8 kg
Mangas de eixo	-2,4 kg	Mangas de eixo	-4,8 kg
Transmissão	+5,7 kg	Transmissão	+12,8 kg

da AMZ. Em contato com outras equipes, foi observado que as considerações giram em torno de 1,3 e 1,6.

Uma vez obtida uma faixa para este parâmetro (avaliado de 0,8 a 2), o modelo de desempenho longitudinal é utilizado em 4 topologias diferentes de *powertrain*, como se segue.

1. Topologia 1. Motorização atual: tração WEG dupla, traseira e independente. Massa total sem piloto: 267 kg;
2. Topologia 2 e 3. Tração traseira dupla e motorização própria *in-wheel* na dianteira. Massa total sem piloto: 287,4 kg (WEG), 255,9 kg (Emrax188);
3. Topologia 4. Topologia de tração própria *in-wheel* AWD. Massa total sem piloto: 250,2 kg

Como espera-se que a motorização objeto deste trabalho seja aplicada no veículo em um horizonte de poucos anos, é necessário realizar uma projeção básica que estime as alterações de suas características. Com o auxílio da equipe Fórmula Tesla UFMG, as alterações de massa foram estimadas para o veículo, de acordo com a Tabela 7. Os motores *in-wheel* foram considerados com 7 kg cada, redutores com 6,1 kg cada ((BATISTA, 2019) com redução de 1 kg na transição para carcaça de alumínio), Emrax188 foi operado com Rinehart PM100DZ, e in-wheel foi operado com Sevcon HVLP20 (vide Tabela 10). Nos inversores foi somado 0,5kg de consideração para líquido refrigerante. Como os redutores desenvolvidos possuem manga de eixo e rolamentos de roda incluídos, a substituição dos sistemas atuais foi considerada nos termos "manga de eixo".

3.5.2 Análise de Motorização Atual

O protótipo NK-218, modelo 2018 da equipe Fórmula Tesla UFMG, possui topologia de powertrain demonstrada na Figura 37. A motorização é fornecida pela fabricante

Tabela 8 – Dados NK-218 e Considerações para Modelo Longitudinal

	Dados		Considerações
Massa Total Veículo	267 kg	Massa Piloto	70 kg
Altura do CG	0,294 m	Raio Dinâmico	96% do estático
Entre Eixos	1,55 m	Densidade do Ar	1,225 kg/m ³
Potência Máxima por Motor	18 kW	Eficiência Cabos	99 %
Torque Máximo por Motor	39,3 Nm	Eficiência Inversor	97,5 %
Coef. de Arrasto Aero.	1,05	Eficiência Motor	80 %
Área Frontal	0,76 m ²	Eficiência Transmissão	93,1 %
Pressão Pneu	10 psi		
Rotação Limite Motor	9000 rpm		
Distribuição de Massa	50/50		
Diâmetro Pneu	20,5"		

WEG, e aplicada em tração traseira dupla e independente, com diferencial eletrônico. Os parâmetros utilizados como base para os cálculos foram fornecidos pela equipe e seguem na Tabela 8.

Figura 37 – Powertrain de protótipo NK218 da equipe Fórmula Tesla UFMG. Motorização traseira independente com diferencial eletrônico



Nas Figuras 38, 39, 40 e 41 apresenta-se o resultado do comportamento do protótipo NK-218 modelado.

A relação de redução que o protótipo da equipe Fórmula Tesla UFMG utiliza, a saber, 9:1, é bem adequada ao projeto, fato demonstrado na Figura 38, e melhor esclarecido no trabalho de (TANURE, 2019). Nas figuras seguintes ela permanece sendo utilizada.

A massa afeta consideravelmente o tempo de prova, e esse efeito é ainda mais agudo com o crescimento de μ , de acordo com a Figura 39. Esse é um efeito complexo de ser explicado, mas de forma básica:

1. O aumento da massa possui efeitos negativos majoritariamente inerciais. Porém possui um efeito positivo que é aumentar o limite trativo μ_N , possibilitando maior

Figura 38 – Efeitos de Relação de Redução e Coeficiente de Atrito sobre o Protótipo NK218 em Prova de Aceleração

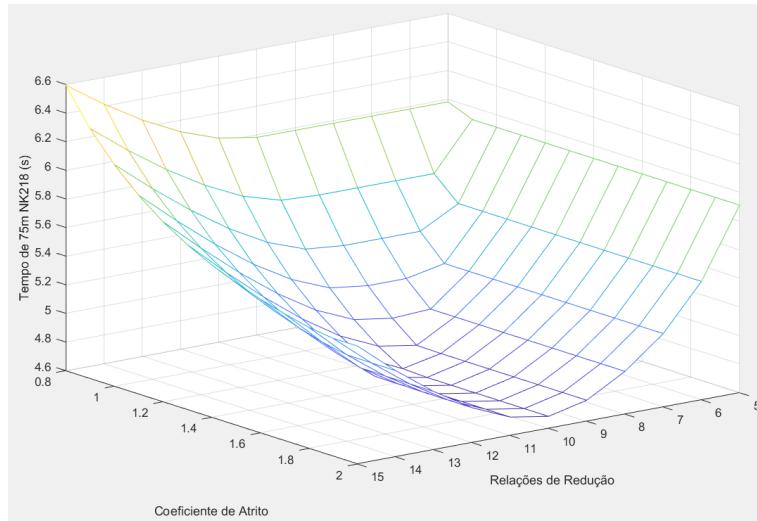
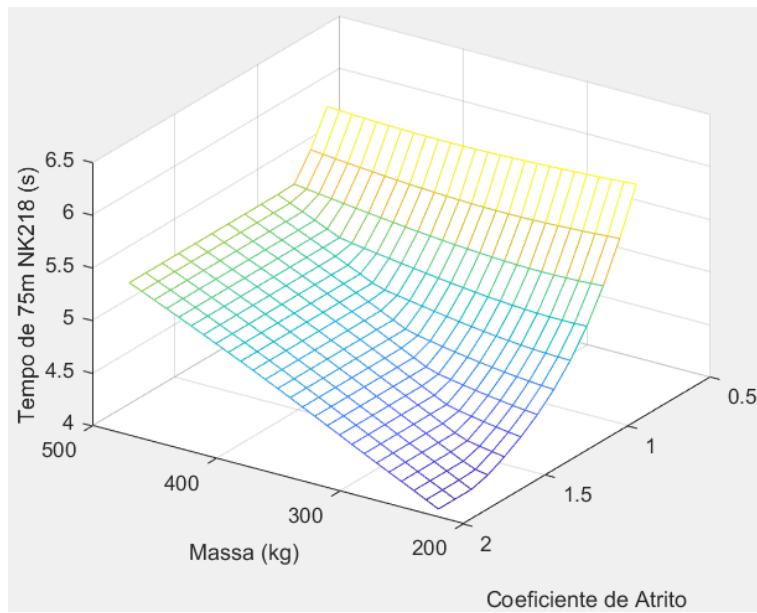


Figura 39 – Efeitos de Massa e Coeficiente de Atrito sobre o Protótipo NK218 em Prova de Aceleração

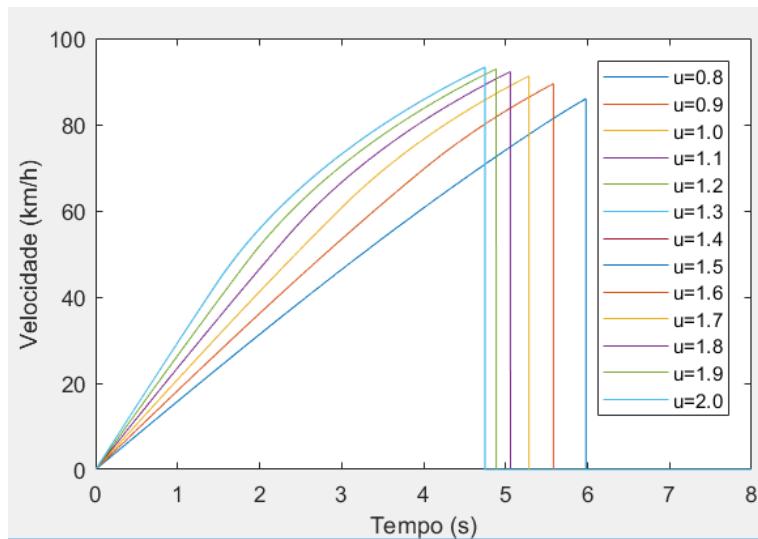


torque transmitido para o solo.

2. Baixos valores de μ representam baixos limites trativos μ_N
3. Uma operação com limite trativo μ_N reduzido, tende a fazer com que o desempenho do veículo seja definido por este limite trativo, e não por outros limites como o de rotação e potência
4. Uma vez que o μ_N define o desempenho do carro, o efeito positivo do aumento da massa se torna relevante: é possível transferir mais torque para o solo

Isso faz com que a variação de massa do veículo somente tenha efeitos relevantes sobre seu desempenho em aceleração caso se esteja em operação com μ elevado. Porém consequências ainda mais críticas do aumento de massa são vistas em outras provas da competição, como no Enduro e Autocross, onde o veículo precisa enfrentar leves aclives e realizar curvas rapidamente, fazendo com que seu desempenho dependa intensamente do momento de inércia de guinada e de demais efeitos inerciais.

Figura 40 – Efeitos do Coeficiente de Atrito sobre a Velocidade do Protótipo NK218 em Prova de Aceleração



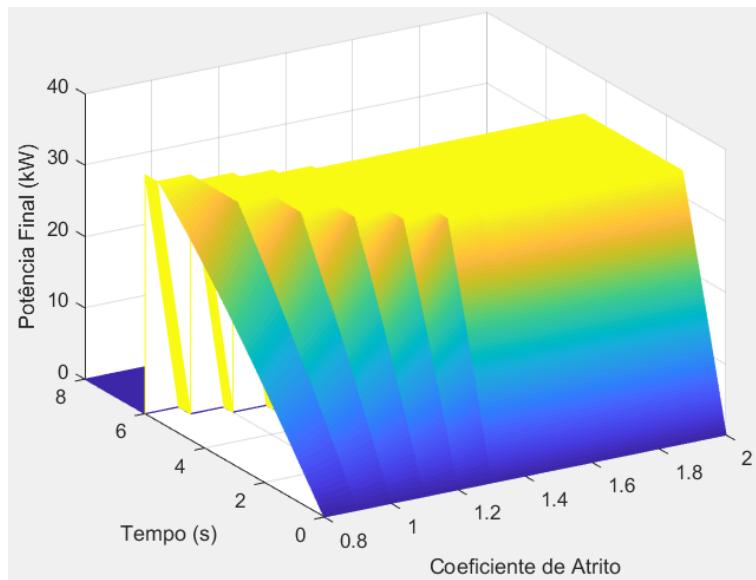
Na Figura 40 observa-se que o torque do motor limita o desempenho a partir de um μ de 1,2. Fato demonstrado pela sobreposição das curvas de maior μ . Em outras palavras: coeficientes maiores do que 1,2 aumentam a possibilidade de transferência de força para o solo, porém o veículo já não possui este torque disponível.

Por fim, na Figura 41 observa-se que a potência do sistema é consideravelmente limitada. O efeito de limitação de potência fica cada vez mais crítico com o aumento de μ observado pelo grande patamar superior gerado. O sistema trativo atual fornece somente 36 kW totais, que após eficiências do redutor planetário da fabricante APEX e do sistema pinhão-coroa, são considerados 33,5 kW finais.

Outra observação interessante em relação à Figura 41 são as alterações abruptas no resultado do modelo. Isso ocorre porque a transferência de carga não possui considerações inerciais e segue imediatamente cada alteração ocorrida na aceleração. Em caso de modelo físico mais preciso, as transições seriam suaves.

Operar sobre as diversas variáveis do modelo, demonstrou que o desempenho em aceleração depende principalmente de três características do veículo, a saber de forma geral, o coeficiente de atrito pneu-solo, a sua massa total e a potência disponível.

Figura 41 – Efeitos do Coeficiente de Atrito sobre a Potência Final Total do Protótipo NK218 em Prova de Aceleração



3.5.3 Topologia com Tração Traseira Dupla e Motorização Própria *In-Wheel* na Dianteira

Uma vez obtido um nível considerável de conhecimento sobre o protótipo NK-218 da equipe Fórmula Tesla UFMG, este trabalho utiliza-se do mesmo modelo longitudinal para encontrar parâmetros que otimizem a motorização do mesmo.

A opção mais robusta é operar com tração traseira comercial, e dianteira de desenvolvimento próprio, fazendo com que uma eventual falha do sistema desenvolvido não impeça a equipe de participar dos eventos dinâmicos.

As opções de motorização traseira avaliadas, incluem manter a tração WEG, e uma possível transição para utilização de Emrax188, vide Tabela 3. A motorização *in-wheel* AMK não foi considerada, uma vez que buscou-se manter esse conceito de robustez, restringindo-se a soluções comerciais de chassi, com a mesma topologia traseira do protótipo atual.

Os resultados esperados do modelo são basicamente o torque e potência da máquina adequados para cada caso. Mantendo a rotação máxima do *in-wheel* em 12000 rpm, os dados otimizados para cada topologia são apresentados na Tabela 9.

Para o caso da Topologia 2, pode-se observar nas Figuras 42 e 43 que a partir da faixa de 20 a 25Nm, os efeitos de aumento de torque no motor *in-wheel* são reduzidos, e com 25Nm a equipe chegaria a obter 69,5 pontos contra o tempo da Unicamp em 2017.

Para o caso da Topologia 3, seguem as Figuras 44 e 45. Os resultados foram completamente diferentes. A potência dos Emrax na traseira já é suficiente para o bom desempenho do veículo, e a presença de motorização na dianteira só auxilia caso o coefi-

Tabela 9 – Parâmetros otimizados para Topologias 2 e 3

Topologia 2		Topologia 3	
2x WEG + in-wheel dianteiro		2x Emrax188 + in-wheel dianteiro	
Redução dianteira	9:1	Redução dianteira	6:1
Redução traseira	7:1	Redução traseira	5:1
Torque pico	20 a 25 Nm	Torque pico caso $u = 2$	5 Nm
		Torque pico caso $u = 1.5$	15 Nm

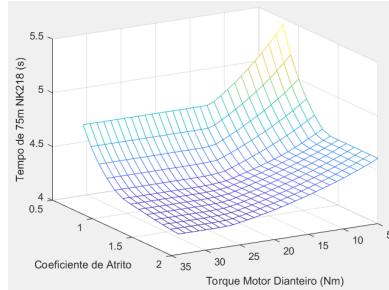


Figura 42 – Desempenho de topologia 2, em tempo de prova de aceleração

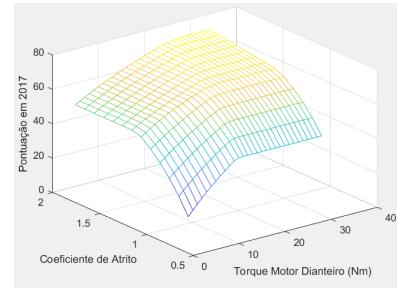


Figura 43 – Desempenho de topologia 2, em pontuação na prova de aceleração

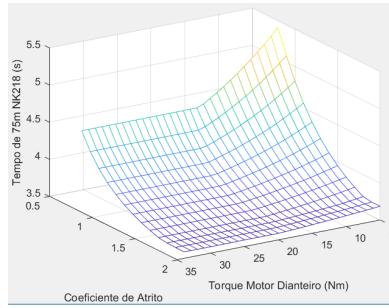


Figura 44 – Desempenho de topologia 3, em tempo de prova de aceleração

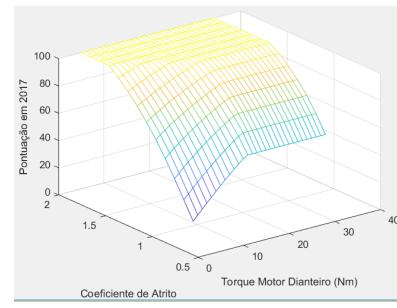


Figura 45 – Desempenho de topologia 3, em pontuação na prova de aceleração

ciente atrito pneu-solo esteja baixo. Com $\mu = 1,5$ a equipe venceria o tempo da Unicamp de 2017 com 15Nm de pico no motor *in-wheel*.

3.5.4 Topologia de Tração Própria *In-Wheel AWD*

A topologia final de *powertrain* desejada para a equipe é uma motorização *in-wheel AWD*, aos moldes dos melhores veículos do mundo na competição, vide Seção 2.4.

Para esta aplicação, um processo de otimização similar ao realizado na Subseção 3.5.3 foi utilizado. Considerando limitações de rotação em 12000 rpm tanto para traseira quanto para dianteira, e buscando realizar somente um projeto de motor e redutor para as quatro rodas, as relações de redução foram calculadas como iguais e otimizadas em 11:1. Os resultados se apresentam nas Figuras 46 e 47. É possível observar que dentro da

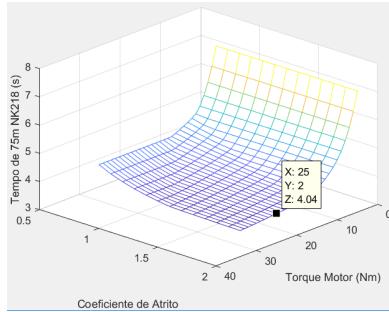


Figura 46 – Desempenho de topo- logia 4, em tempo de prova de aceleração

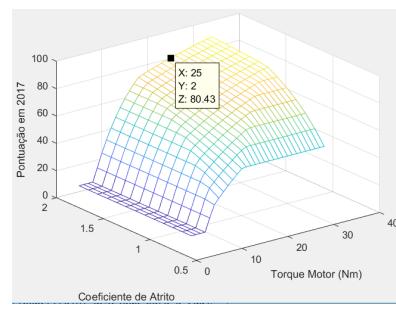


Figura 47 – Desempenho de topo- logia 4, em pontuação na prova de aceleração

faixa simulada, a Topologia 4 não venceria o tempo da Unicamp em 2017.

3.5.5 Discussão dos Requisitos de Torque

Depois de todos os dados e análises levantados na Seção 3.5, restou realizar por fim a seleção do requisito de torque para a máquina elétrica. Mais do que avaliar os gráficos, é necessário considerar a experiência da equipe e a relevância da pontuação de cada prova. Superdimensionar o motor para aumentar seu desempenho em aceleração tende a ser uma péssima escolha de projeto, uma vez que as provas de maior pontuação serão altamente prejudicadas com os efeitos de alta massa não suspensa e momento de inércia de guinada. Uma solução ideal seria uma máquina de características nominais e de sobrecarga que fossem adequadas ao Enduro, e que ao mesmo tempo possua um *boost* bem curto (até 5 segundos) suficiente para vencer as provas de aceleração.

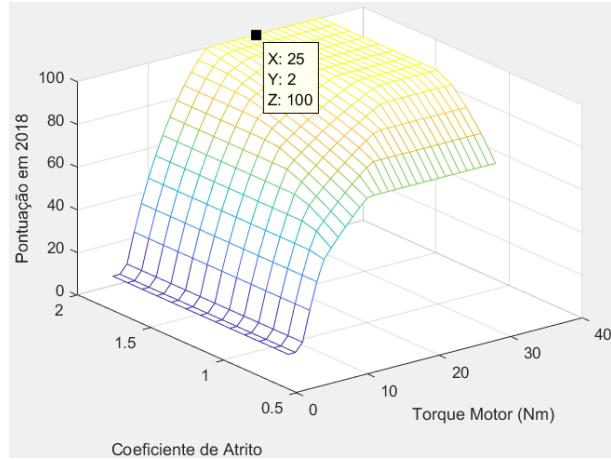
Vencer a prova de aceleração também inclui, obviamente, o desempenho das outras equipes. Por exemplo, o mesmo veículo simulado para Topologia 4, de pontuação demonstrada na Figura 47, se competisse em 2018, venceria a prova, uma vez que a Unicamp fez melhor tempo de 4,157 segundos, vide Figura 48. Uma diferença de 20 pontos obtidos, que não dependem da equipe da UFMG.

Em relação à eficiência, os 79% não limitam o fornecimento de pico no Enduro, mas reduziriam drasticamente operação em Aceleração e autonomia do veículo. Como a topologia de ímã permanente favorece a eficiência, um valor considerado viável é de pelo menos 85%, que é o pico alcançado por motorização WEG.

Seguindo a discussão, quanto à Topologia 3, com Emrax188 na traseira, não apresentou-se requisitos relevantes de torque. Desta forma, a máquina não será projetada com foco nesta topologia, uma vez que seria extremamente subdimensionada para utilização em qualquer outro sistema.

A Topologia 2 é relevante caso a equipe não possua orçamento para compra de

Figura 48 – Desempenho de topologia 4, em pontuação na prova de aceleração, caso competisse em 2018



soluções comerciais como o Emrax188. Foi observado que de 20 a 25Nm os resultados são adequados, sendo que a equipe não obteria nenhum destaque na prova de aceleração, mas pontuaria de forma relevante.

Como o motor deseja ser projetado focando a Topologia 4, busca-se o *boost* de 25Nm. Caso um maior boost possa ser facilmente obtido, é desejável. No caso de 30Nm e $\mu = 2$, o veículo faria 84,9 pontos na prova de aceleração de 2017, e novamente venceria a de 2018.

Por fim, em relação às características de *boost*, os 25Nm por roda, com redução de 11:1 de 0,983 de eficiência (BATISTA, 2019), representariam um *boost* de 1081Nm totais finais, também adequadas ao pico de torque em Enduro, vide Figura 33.

Em relação aos valores nominais, a análise de Enduro e *Benchmarking* indicaram 400Nm finais, que com as características do redutor representam 9,25Nm nominais no motor.

Por fim, evitando complicações mecânicas, a rotação limite foi estabelecida em 12000 rpm. Este valor foi selecionado a partir de experiência em projetos de sistemas de alta rotação. Também optou-se por alocar o ponto nominal da máquina nesta mesma rotação, evitando complicações elétricas de enfraquecimento de campo. É esperado que neste ponto a tensão do barramento DC seja próxima de 600V, relativa ao limite da competição Fórmula SAE, vide subseção 3.1.

3.6 Seleção de Inversor Comercial para Compatibilização

Como não faz parte do escopo deste projeto o desenvolvimento de um controlador para a máquina, a decisão mais conservadora é que a mesma seja projetada possibilitando operação com inversor comercial, mesmo que ela opere idealmente com controlador de

Tabela 10 – Comparativo de inversores comerciais de fabricantes utilizadas em âmbito Fórmula SAE/Formula Student

	Bamocar D3	Sevcon Gen4Size8	Sevcon Gen5Size7	Sevcon HVLP 20	Rinehart PM100DZ
Vdc máximo	700Vdc	400Vdc	450Vdc	700Vdc	800Vdc
Iinv nominal	200A	200A	100A	35A	150A
Iinv pico	400A	400A	200A	53A (60s)	200A (10s)
Freq PWM	8 ou 16kHz	-	-	8 ou 16kHz	-
Potência Pico	-	100kW	-	-	100kVA
Massa	8,5kg	10kg	6,8kg	2,3kg	7,5kg
Dimensões (mm)	355x230x135	358x322x107	394x285x90	255x223x88	314x200x87
Refrigeração	líquido	líquido	líquido	líquido	líquido

desenvolvimento próprio.

Foram levantadas algumas opções, com fabricantes utilizadas em âmbito Fórmula SAE/Formula Student, que seguem na Tabela 10. Todos os inversores apresentados possuem proteção IP67.

O inversor selecionado foi o Sevcon HVLP20, sendo o mais adequado para a aplicação: possui valores de tensão e corrente compatíveis, combinados com peso e dimensões reduzidas. Contato foi feito com fabricante e revendedores, onde foi informado que o equipamento suporta geração de frequências elétricas de saída em até 1kHz, o que é desejável. Porém levantou-se suspeitas quanto a sua utilização, uma vez que não foram encontradas outras equipes que façam sua utilização. Estima-se que sua não presença no Fórmula SAE/Formula Student deva-se à massiva utilização de soluções AMK (cuja solução é vendida em conjunto com controlador) em topologias AWD.

Por fim, considerando operação com o HVLP20, foram definidas duas variáveis da máquina objeto deste trabalho:

- Frequência elétrica f_{el} : 1kHz
- Corrente nominal de linha $I_{linha,nom}$: 35A_{rms}. Possibilita sobrecarga de 1,5.

Sumarizando as decisões tomadas na fase de requisitos de projeto da máquina, segue a Tabela 11.

Tabela 11 – Requisitos de projeto para a máquina elétrica

Tensão barramento	próx. de 600 Vdc
Potência Nominal	7,5 kW
Potência Pico	20 kW
Torque Nominal	10 Nm
Torque Pico	20 Nm
Massa com Redutor e Manga	10 kg
Diâmetro máx. sem redutor	241,3 mm
Comprimento máx. sem redutor	-
Diâmetro máx. com redutor	150,6 mm
Comprimento máx. com redutor	-
Eficiência nominal	85 %

4 Projeto

Este capítulo é responsável pelo projeto em si da máquina elétrica, uma vez tendo em posse os requisitos necessários. Inserem-se neste, as demonstrações e considerações eletromagnéticas e mecânicas iterativas necessárias para o adequado projeto da máquina.

O capítulo se subdivide em:

- Análise e discussão de topologia;
- Análise de enrolamento;
- Definição dos ímãs permanentes;
- Simulação FEMM;
- Modelo elétrico e diagrama fasorial;
- Tensão elétrica;
- Indutância;
- Densidade de corrente e fator de preenchimento de slot;
- Núcleo ferromagnético;
- Fator de potência;
- Perdas;
- Potência e eficiência;
- Análise mecânica de eixo;
- Balanceamento e forças sobre os rolamentos

4.1 Topologia

A primeira proposta para o desenvolvimento da máquina foi em topologia síncrona de ímã permanente, fluxo axial, double-sided, com estator central e enrolamento toroidal.

Historicamente as primeiras máquinas elétricas possuíam uma topologia de fluxo axial, através do trabalho de Michael Faraday em 1831. Porém foram suprimidas pelas máquinas radiais a partir do trabalho de T. Davenport em 1837. Este fato se motiva por alguns fatores trazidos em ([GIERAS; WANG; KAMPER, 2008](#)):

- Alta força magnética axial entre estator e rotor
- Dificuldades de fabricação, como fabricação de slots em núcleos laminados
- Alto custo envolvido na fabricação de núcleos laminados
- Dificuldades de montagem da máquina e mantimento do gap uniforme

O desenvolvimento mundial em tecnologia de ímãs permanentes, principalmente os de terra-rara, com o anúncio do NdFeB em 1983, reavivou as aplicações de motores PM, juntamente com as topologias de fluxo axial (AFPM), que têm sido utilizadas em muitas aplicações como alternativa às máquinas PM radiais, como traz (MAHMOUDI; RAHIM; HEW, 2011). Como a tendência é de que o mercado de terras-raras cresça (HART, 2013), os motores axiais apresentam grande promessa para uma grande gama de aplicações, com destaque para geração eólica. O desenvolvimento da tecnologia na área têm atravessado as dificuldades intrínsecas do modelo, apresentando soluções para as cargas mecânicas axiais, fabricação e montagem, fazendo destas máquinas sistemas de alta confiabilidade e desempenho.

As AFPMs possuem característica compacta em forma de disco, que lhes garante também o nome de *disc-type machines* ou máquinas tipo disco, formato compatível para acoplamento *in-wheel*. Seu diâmetro de rotor pode ser utilizado para armazenar energia inercial, e a possibilidade de inserção de um grande número de pólos a adequa à aplicações de baixa velocidade (poucos milhares de RPM) como os veículos, vide (GIERAS; WANG; KAMPER, 2008).

Aumento de torque de saída e baixa velocidade de operação são características ideais para topologias *in-wheel*, sem utilização de redutor planetário. A inexistência de um componente adicional para elevação do torque de saída da máquina aumenta a eficiência do sistema, reduz custos e a complexidade de todos os processos de projeto, manufatura, montagem e testes. Por outro lado as limitações dimensionais descritas na subseção 3.3, direcionaram o projeto para utilização de redução planetária.

Um extenso trabalho de dimensionamento e modelagem 3D foi realizado para esta topologia, vide Figura 49 e 50. Foram avaliadas diferentes soluções com utilização de *halbach-array* e modelado sistema de refrigeração à líquido.

Infelizmente os parâmetros desejados para a máquina não foram alcançados nem com processo matemático de otimização, obtendo 55Nm para a versão sem redutor em aro 10. A inviabilidade de soluções como esta, se encontra de acordo com outros desenvolvimentos realizados, podendo-se citar o trabalho de (HOOPER, 2011), apresentado na Subseção 2.4.3. O último sistema com motorização própria de fluxo axial avaliado é demonstrado na Figura 51, inviabilizado pelo choque entre as necessidades de aumento de diâmetro e de movimentação necessária dos leques da suspensão.

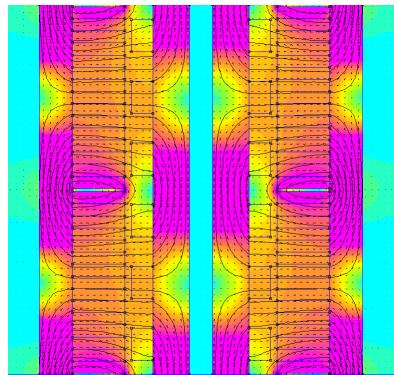


Figura 49 – FEMM axial

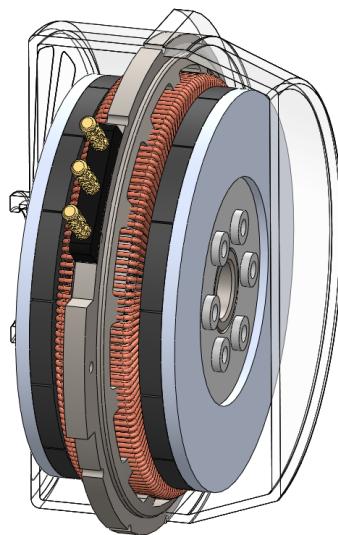
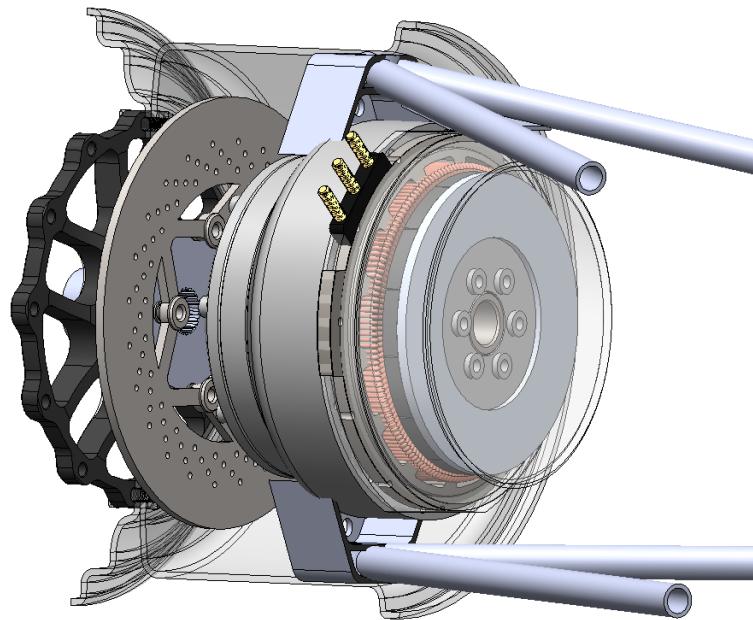


Figura 50 – Modelagem 3D de topologia axial

Figura 51 – Última análise 3D do sistema axial com inclusão de esboço de sistema redutor planetário



4.1.1 A Topologia Escolhida

Após abandono de topologia axial, o projeto da máquina elétrica foi prosseguido em topologia síncrona de ímã permanente, fluxo radial, com enrolamento concentrado e *single-layer*, 10 pólos e 12 slots, com ímãs montados na superfície do rotor (SPM). A topologia é conhecida como FSPMSM (*fractional slot permanent magnet synchronous machines with non-overlapping winding*). A justificativa desta seleção se segue.

A opção por motores síncronos de ímã permanente deve-se à fatores como eficiência, densidade de torque e densidade de potência.

A opção de fluxo radial foi obtida após insucesso da topologia axial tanto em modelo sem redutor planetário, quanto em modelo com redutor planetário, vide Seção 4.1. A saber, sem redutor por questões de espaço disponível, e com redutor por interferência na liberdade de movimento dos leques da suspensão.

O enrolamento concentrado foi escolhido devido à reduzida cabeça de bobina, reduzindo também o comprimento final, as perdas Joule, e aumentando a eficiência. Esta solução possui outras boas características (PETROV et al., 2014), dentre elas a manufatura de baixo custo, a tolerância a falhas, baixo *cogging torque*, grande faixa de potência constante e possibilidade de alcançar alto fator de preenchimento de slot.

A combinação de pólos e slots foi escolhida com base no trabalho de Cros e Via-rouge (2002), pelo maior fator de enrolamento, a saber 0,966. Existem outra combinações que apresentam esse mesmo fator, porém estas possuem mais pólos e eventualmente mais slots, resultando somente no aumento da complexidade de fabricação.

A opção *single-layer* segue o trabalho realizado por Jamil et al. (2015), que indicou em máquina 10 pólos 12 slots uma redução do *ripple* de torque em relação à opção *double-layer*, sem afetar de forma relevante o torque médio. O enrolamento *single-layer* aumenta ainda mais a tolerância a falhas do sistema, uma vez que cada slot só possui condutores de uma fase.

A escolha de utilizar ímãs na superfície do rotor (*surface-mounted permanent magnets*, ou SPM) em detrimento de soluções com ímãs enterrados, visa a simplicidade de fabricação, e consequente redução dos custos. Buscou-se também operação com ímãs retangulares, que são mais baratos e de mais rápida entrega.

A topologia apresenta respaldo no processo de *Benchmarking* realizado na Seção 2.4, assemelhando-se à solução da fabricante AMK, utilizada por parte considerável das equipes de maior sucesso mundial na competição.

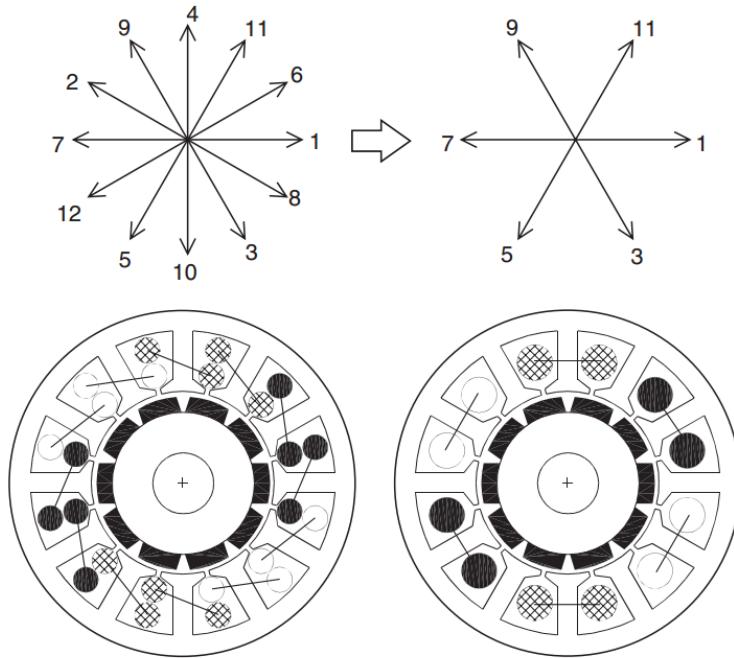
4.2 Análise de Enrolamento

Para escolha do enrolamento da máquina, segue-se a metodologia de estrela de slots, de acordo com o artigo de Bianchi e Prè (2006). O método calcula inicialmente um enrolamento *double-layer* e posteriormente avalia matematicamente quais versões são possíveis de serem transformadas em *single-layer*.

Um dos exemplos apresentados no artigo é para a máquina de 10 pólos e 12 slots, de acordo com o demonstrado na Figura 52. A numeração apresentada é referente ao slot, de forma que por exemplo, o slot 1 possui A+ (fase A em certo sentido), e o slot 7 possui

a fase A- (fase A em sentido contrário).

Figura 52 – Enrolamentos double-layer e single-layer para máquina de 10 pólos e 12 slots



A primeira observação importante do resultado do método, é que para o funcionamento da máquina é necessário que as fases sejam alternantes, ou seja, de alguma das formas seguintes (cada uma com um sentido de rotação):

- A A B B C C A A B B C C
- A A C C B B A A C C B B

A próxima observação é que é necessário que os slots que estão à 180° mecânicos estejam sempre enrolados em sentidos contrários, como por exemplo:

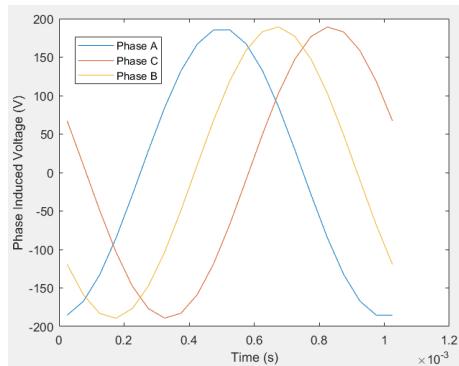
- A- A+ B- B+ C- C+ A- A+ B- B+ C- C+
- A- A+ B+ B- C- C+ A+ A- B- B+ C+ C-

Dentre estas, a primeira opção gera o problema da defasagem de 45° entre as fases, de acordo com a Figura 53, indicando que é necessário a inversão de uma das fases: no caso, da fase B.

Desta forma, a observação final é de que as bobinas adjacentes devem estar enroladas em sentidos contrários para que resultados como da Figura 53 não ocorram.

Considerando estes passos, a forma final do enrolamento foi escolhida arbitrariamente em ordem anti-horária como:

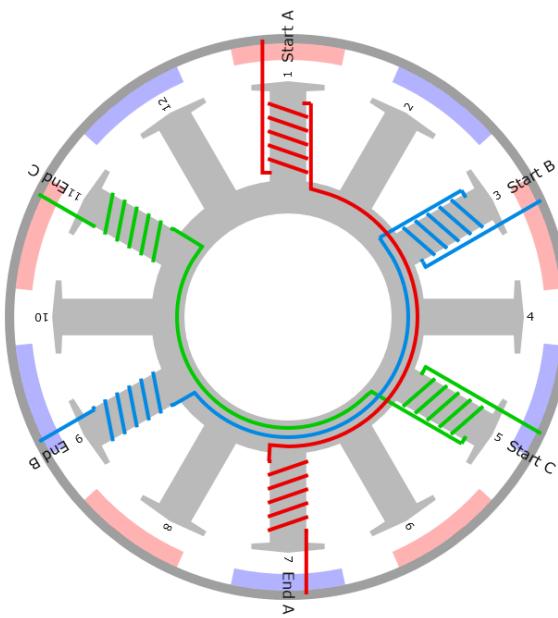
Figura 53 – Resultado exemplo de enrolamento inadequado, com necessidade de inversão da fase B



A- A+ C+ C- B- B+ A+ A- C- C+ B+ B-

O esquemático de bobinamento se apresenta na Figura 54, com ressalva de que o estator desenvolvido é externo ao rotor.

Figura 54 – Esquemático de bobinamento para máquina objeto deste trabalho, com ressalva de que o estator desenvolvido é externo ao rotor (NIESSEN, 2013)



4.3 Definição dos Ímãs Permanentes

A definição do formato e do tipo dos ímas permanentes também exerce relevante influência sobre os resultados da máquina elétrica.

A escolha do grade foi feito com base no catálogo fornecido no site da empresa japonesa Hitachi Metals ([HITACHI, 2019](#)) em relação aos ímas de NdFeB da Neomax®, seguindo os seguintes critérios:

Tabela 12 – Opções para seleção final de ímas permanentes NdFeB da fabricante Neomax®. Valores para 180°C

Grade	H_c (kA/m)	B_r (T)
S45F	350	1,07
43F	275	1,05
S45SH	320	1,11
43SH	325	1,07
37SH	355	1,00

- Fornecimento de curva de operação em 180°C, utilizada com frequência no projeto para consideração de pior caso;
- Exclusão de opção cabeça-de-série, buscando evitar utilização de materiais com nível reduzido de testes;
- Tendência para maior grade.

Os grades que apresentaram curvas para 180°C foram: S45F, S41F, S38F, 43F, 42F, 37F, 38PF, S45SH, S41EH, S38EH, 43SH, 41SH, 39EH, 36EH, 37SH, 34EH.

As séries de ímas de NdFeB da Neomax® seguem na Figura 55. Desta forma excluem-se os cabeças de série: S49F, 46F, S52, 48BH e 44. O que não resultou em efeito algum, uma vez que após o primeiro passo nenhum destes grades estava em consideração.

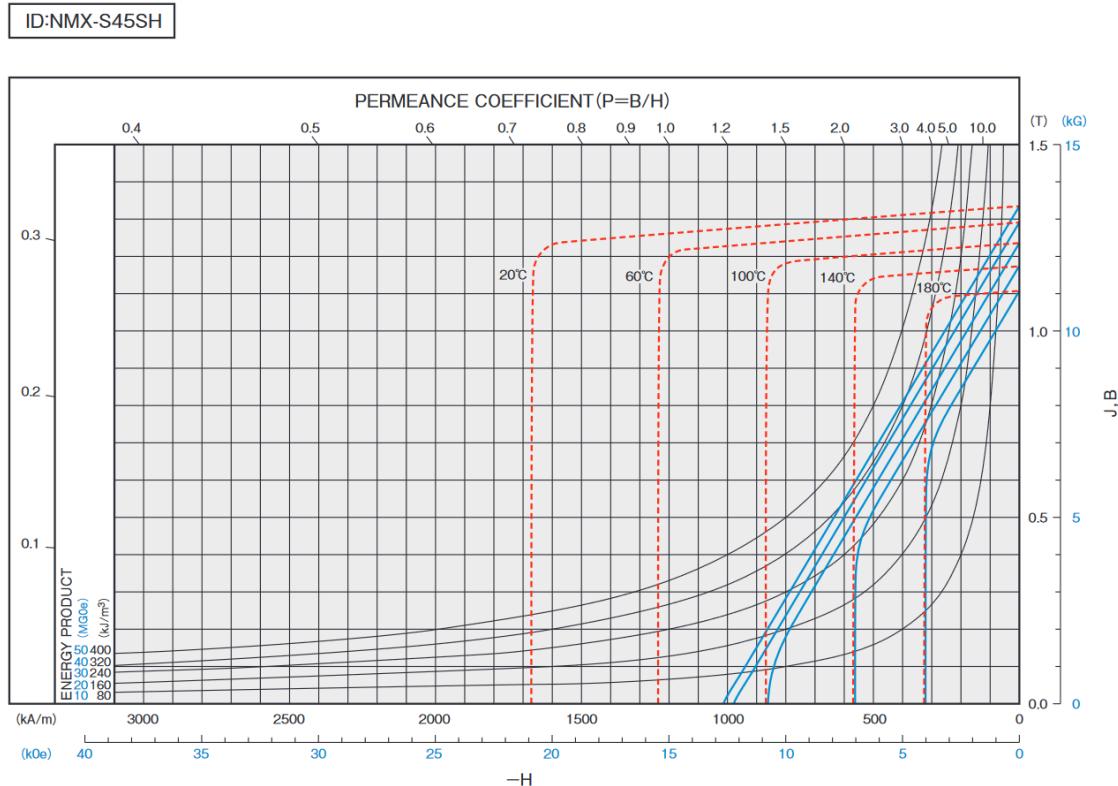
Figura 55 – Ímas de NdFeB da Neomax®, com destaque em vermelhos os que apresentam curva em 180°C e em preto os cabeça-de-subsérie

F Series				
NMX-S49F	NMX-S45F	NMX-S41F	NMX-S38F	
NMX-46F	NMX-43F	NMX-42F	NMX-37F	
NMX-42PF	NMX-38PF			
Standard Series				
NMX-S52	NMX-S50BH	NMX-S49CH	NMX-S45SH	NMX-S41EH
NMX-S38EH				
NMX-48BH	NMX-46CH	NMX-44CH	NMX-41CH	NMX-43SH
NMX-41SH	NMX-39EH	NMX-36EH		
NMX-44	NMX-42BH	NMX-40CH	NMX-37SH	NMX-34EH

Selecionando os maiores grades de cada subsérie que sobraram, os valores de H_c e B_r são apresentados na Tabela 12, optando-se por fim pelo maior valor de densidade de fluxo remanescente: S45SH. Sua curva de desmagnetização se apresenta na Figura 56.

Outra opção de projeto foi enterrar levemente o ímã no eixo, por volta de 1mm, para facilitar precisão geométrica e fixação.

Figura 56 – Curva de desmagnetização do NdFeB Neomax®S45SH



4.4 Simulação FEMM

As simulações em elementos finitos, essenciais no projeto eletromagnético desta máquina elétrica, foram realizadas no software livre *Finite Element Method Magnetics* (FEMM), bi-dimensional, que pode ser comandado por algoritmo externo. Desta forma, a máquina pode ser simulada com alterações de quaisquer parâmetros, sejam dimensionais ou características dos materiais, por exemplo.

A programação do algoritmo externo em formato orientado à objeto foi vital para organização do *script* e melhor compreensão e processo de *debug*. A máquina com definição do *mesh* segue na Figura 57.

Os resultados de retorno da simulação que são utilizados se seguem:

- Integral do vetor A (vetor potencial magnético) no slot: utilizado para cálculo de fluxo magnético e posteriormente tensão induzida por slot, vide Subseção 4.6.2;
- Torque;
- Área do slot: utilizada para obtenção do fator de preenchimento;
- Energia magnética do sistema: utilizada para considerações de indutância;
- Densidade de fluxo no gap

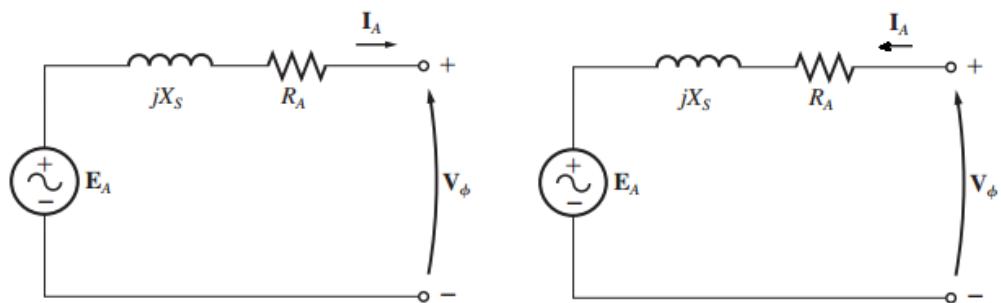
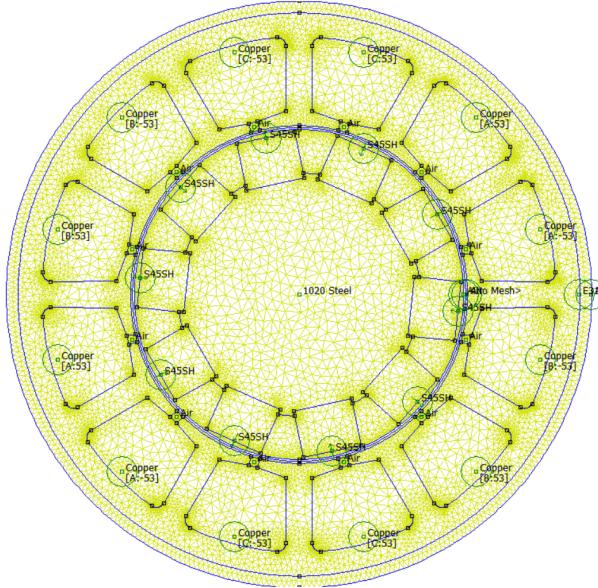
Figura 57 – Modelo em FEMM com definição do *mesh*

Figura 58 – Circuito elétrico equivalente de operação como gerador

Figura 59 – Circuito elétrico equivalente em operação motora

- Plot 2D de densidades de fluxo e linhas de fluxo na máquina: utilizados para análise de saturação magnética, caminhos magnéticos e *debug*

4.5 Circuito Elétrico Equivalente e Diagrama Fasorial

O circuito elétrico equivalente, juntamente com o diagrama fasorial, são ferramentas úteis para avaliação e compreensão das características de máquinas elétricas. Em aplicação automotiva, a máquina pode funcionar como motor ou como gerador (frenagem regenerativa). Desta forma, ambas operações devem ser avaliadas.

O circuito elétrico equivalente de uma máquina síncrona segue nas Figuras 58 e 59, para operação como gerador e como motor, respectivamente. A nomenclatura segue a utilizada pelo livro Electric Machinery Fundamentals de Stephen J. Chapman (**CHAPMAN, 2011**).

A formulação matemática que descreve esses circuitos segue nas equações 4.1 e 4.2, para gerador e motor, respectivamente.

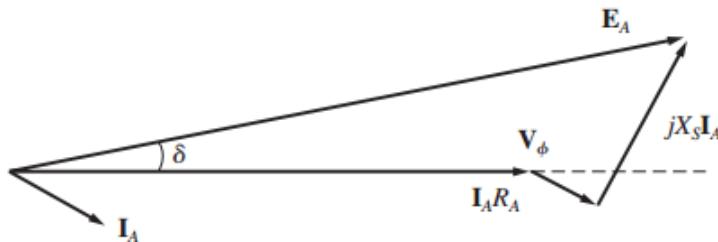
$$\vec{V}_\phi = \vec{E}_a - (jX_s \vec{I}_a + R_a \vec{I}_a) \quad (4.1)$$

onde V_ϕ é a tensão terminal da fase (em V), E_a é a tensão induzida (em V), X_s é a reatância síncrona (em Ω), I_a é a corrente de estator (em A) e R_a é a resistência da fase A (em Ω)

$$\vec{V}_\phi = \vec{E}_a + (jX_s \vec{I}_a + R_a \vec{I}_a) \quad (4.2)$$

O diagrama fasorial é uma forma gráfica e geométrica de descrever as mesmas relações. A Figura 60 traz o diagrama simplificado de operação como gerador, incluindo consideração de resistência de estator. Devido ao reduzido valor relativo de R_a , seu termo é geralmente considerado nulo.

Figura 60 – Diagrama fasorial exemplo para máquina elétrica operando como gerador, incluindo consideração de resistência de estator (CHAPMAN, 2011)



4.6 Tensões: Método Analítico e Elementos Finitos

A tensão da máquina elétrica está entre as variáveis de menor estabilidade entre simulações, sendo afetada por praticamente todas as demais variáveis da máquina. A tensão trifásica traz informações relevantes, a saber:

- Juntamente com a ligação delta ou estrela, possibilita considerações de tensão do barramento DC;
- Demonstra equilíbrio das fases;
- Possibilita, com ângulo e fase, a geração do diagrama fasorial relativo ao ponto de operação simulado;
- Traz informações elétricas relevantes para análises de torque e perdas, como a presença de harmônicos.

Nesta Seção são apresentadas formulação analítica e obtenção via FEMM.

4.6.1 Formulação Analítica para Tensão

Uma boa prática de engenharia é associar a simulação em elementos finitos à formulação matemática, para que se obtenha maior confiabilidade dos resultados obtidos. Para a tensão induzida temos, provindo da Lei de Faraday, que para um condutor imerso em um fluxo magnético:

$$e_{cond} = (\vec{v} \times \vec{B}) \cdot l_{cond} \quad (4.3)$$

onde e_{cond} é a tensão induzida (em V), v é a velocidade do condutor em relação ao fluxo (em m/s), B é a densidade de fluxo magnético (em T) e l_{cond} é o comprimento do condutor (em m)

A mesma equação utilizada com as variáveis da máquina elétrica, é aplicada no gap como segue:

$$e_{cond,pk} = ((n_{nom} \times \frac{\pi}{30}) \times r_{centro,gap}) \times B_{g,pk} \times l_{st} \quad (4.4)$$

onde $e_{cond,pk}$ é o pico de tensão induzida no condutor (em V), n_{nom} é a rotação nominal (em rpm), $r_{centro,gap}$ é o raio de centro do gap (em m), $B_{g,pk}$ é o pico de densidade de fluxo no gap (em T), e l_{st} é o comprimento do estator (em m)

Para a tensão induzida em uma fase:

$$E_{a,rms} = e_{cond,pk} \times N_{slot} \times \frac{Q}{m} \times k_w \quad (4.5)$$

onde $E_{a,rms}$ é a tensão RMS induzida na fase A (em V), N_{slot} é o número de condutores por slot, Q é o número de slots, m é o número de fases e k_w é o fator de enrolamento

Através do valor de E_a , utiliza-se a Relação 4.2 para obter $V\varphi = V_a$. Para máquina utilizada em conjunto com inversor, temos a tensão do barramento dada pelas Equações 4.6 e 4.7, para conexão delta ou estrela, respectivamente.

$$V_{dc} = V_{a,rms} \times \frac{\sqrt{2} \times 2}{\sqrt{3} \times m_a} \quad (4.6)$$

onde V_{dc} é a tensão do barramento DC (em V) e m_a é o índice de modulação do inversor

$$V_{dc} = \sqrt{3} \times V_{a,rms} \times \frac{\sqrt{2} \times 2}{\sqrt{3} \times m_a} \quad (4.7)$$

É importante reiterar a relevância do cálculo de V_{dc} , uma vez que o projeto precisa estar adequadamente compatibilizado com os limites do regulamento SAE, vide Seção 3.1.

O inversor pode fornecer uma tensão que depende de seu índice de modulação m_a . Este índice varia entre 0 e $4/\pi$, onde valores maiores que 1 só são obtidos com sobremodulação, gerando indesejadas injeções de harmônicos.

4.6.2 Tensão Simulada via FEMM

O software FEMM não possui suporte para inserção direta de tensão elétrica na máquina, de forma que a entrada de dados é feita em corrente elétrica. O cálculo da tensão resultante da simulação é feito utilizando o vetor A (vetor potencial magnético), como citado na Seção 4.4, e segue nas Equações 4.8 e 4.9, sendo esta última válida somente para o bobinamento single-layer.

$$V_{sim,slot} = \frac{\Delta \left(\int \vec{A}_s \right)}{s_a \Delta t} \quad (4.8)$$

onde $V_{sim,slot}$ é a tensão simulada no slot (em V), $\int \vec{A}_s$ é a integral do vetor potencial magnético na área do slot (em Wb), s_a é a área do slot (em m^2) e Δt é o passo temporal da simulação (em s)

$$V_{sim,fase,A} = \sum V_{sim,slot,A+} - \sum V_{sim,slot,A-} \quad (4.9)$$

onde $V_{sim,fase,A}$ é a tensão simulada para a fase A (em V), $V_{sim,slot,A+}$ é a tensão simulada nos slots bobinados com A+ (em V) e $V_{sim,slot,A-}$ é a tensão simulada nos slots bobinados com A- (em V)

Caso a simulação seja feita somente com o fluxo magnético gerado pelo rotor, o resultado será a tensão induzida E_a , vide Figura 59. Caso a simulação seja feita com os fluxos magnéticos gerados por rotor e estator, o resultado é a tensão terminal V_ϕ (também denominada V_a).

4.7 Indutância

A indutância síncrona é um parâmetro relevante da máquina elétrica, uma vez que define a capacidade de sobrecarga e as características de enfraquecimento de campo (PETROV et al., 2014).

A reação de armadura, em conjunto com o enlace de fluxo, especifica o nível de tensão para certa condição de operação. Baixa reação de armadura tende a ser favorável para alcançar o máximo torque em rotação nominal, porém sua redução também atua sobre o enlace de fluxo, gerando a necessidade de maior volume dos ímas.

Parte essencial das considerações em relação à indutância síncrona é seu limite superior definido pela potência desejada na máquina elétrica, vide Relações ?? e ??.

$$P = \frac{3 \times V_a \times E_a \times \operatorname{sen}(\delta)}{X_s} \quad (4.10)$$

onde P é a potência (em W) e δ é o ângulo de carga entre V_a e E_a

$$L_{s,\max} = \frac{3 \times V_a \times E_a}{2\pi \times f_{el} \times P} \quad (4.11)$$

onde $L_{s,\max}$ é a máxima indutância síncrona (em H) e f_{el} é a frequência elétrica (em Hz)

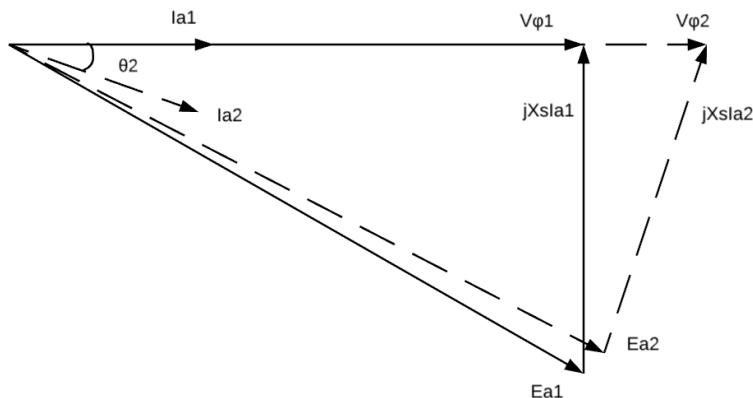
Neste trabalho foram analisados uma série de outros modelos, incluindo modelos analíticos e de parâmetros concentrados. Quanto aos modelos analíticos, não foi obtido sucesso no caso desta topologia, uma vez que não foram encontradas relações simples que convergissem em resultados entre si. Quanto à utilização de parâmetros concentrados, o empasse foi a complexidade.

Por fim, são apresentados os dois métodos de maior relevância utilizados para obtenção da indutância da máquina, a saber, através de análise fasorial e da energia magnética.

4.7.1 Obtenção de Indutância Através de Análise Fasorial

O diagrama fasorial da máquina elétrica é apresentado na Seção 4.5, sendo de grande utilidade para compreensão das relações entre as grandezas. O diagrama da Figura 61 apresenta uma versão simplificada, com R_a considerada nula.

Figura 61 – Diagrama fasorial de operação motora. Linha cheia $f_p=1$, linha pontilhada $f_p < 1$ indutivo



Para obtenção da indutância é necessário saber a amplitude do vetor $jX_s I_a$. Através do FEMM seu resultado não é obtido diretamente, de forma que a solução encontrada foi simular alinhando o vetor \vec{I}_a com o vetor \vec{E}_a e calcular $X_s I_a$ pelo triângulo retângulo formado, vide Relação 4.12.

$$X_s I_a = \sqrt{V_a^2 - E_a^2} \quad (4.12)$$

Porém este cálculo apresenta complicações. As tensões medidas possuem componentes harmônicas (principalmente V_a), que gerariam um diagrama fasorial para cada componente. Estes efeitos não foram analisados devido à sua complexidade, e o cálculo da indutância síncrona foi realizado com as componentes fundamentais, vide Equação 4.13.

$$L_s = \frac{\sqrt{V_{a,fund,rms}^2 - E_{a,fund,rms}^2}}{2\pi f_{el} \times I_{a,rms}} \quad (4.13)$$

onde L_s é a indutância síncrona (em H), $V_{a,fund,rms}$ é o rms da componente fundamental da tensão terminal (em V), $E_{a,fund,rms}$ é o rms da componente fundamental da tensão induzida (em V) e $I_{a,rms}$ é a corrente rms de fase (A)

4.7.2 Obtenção de Indutância Através de Energia Magnética

Obter a indutância da máquina através da energia magnética segue a relação da equação 4.14.

$$W_L = \frac{1}{2}Li^2 \quad (4.14)$$

onde W_L é a energia armazenada no campo magnético (em J), L é a indutância (em H) e i é a corrente (em A).

A grandeza energia magnética é um resultado fornecido pelo FEMM. Se considerarmos a indutância constante, ela pode ser obtida somente com a simulação do fluxo de estator. Caso deseje-se ser levada em conta a saturação do núcleo magnético gerada pela presença do fluxo de rotor, segue-se o seguinte procedimento:

1. Simulação FEMM somente com fluxo de rotor ativado, para obtenção da energia magnética relativa aos ímas;
2. Simulação FEMM com ambos fluxos (rotor e estator) ativados, para obtenção da energia magnética do sistema completo;
3. Cálculo da diferença das duas energias previamente simuladas e utilização deste resultado para obtenção da indutância.

Apesar da simplicidade do processo, encontrar o método exato foi dispendioso, uma vez que a literatura clássica e os artigos relacionados não apresentam a metodologia de forma minuciosamente definida.

4.8 Densidade de Corrente e Fator de Preenchimento de Slot

A densidade de corrente J , geralmente referida em A/mm^2 e o fator de preenchimento de slot, são variáveis que se relacionam e que afetam consideravelmente o desempenho de uma máquina elétrica. Ambas estão ligadas à geração de um fluxo magnético de estator, cuja amplitude será proporcional ao torque. Maior densidade de torque e potência estão intimamente ligadas à capacidade de gerar mais fluxo magnético em um menor espaço.

A densidade de corrente depende de uma série de fatores, incluindo dimensões, refrigeração, temperatura externa, entre outras. Em um mesmo documento, um autor pode indicar um enorme range de variação para este parâmetro. Para fins de exemplificação, foram encontrados desde 2A/mm^2 até $40,74\text{A/mm}^2$ (caso de micromotores). Este trabalho decidiu por refrigeração à líquido feita em torno do estator, conhecida como *water cooling jacket* ou *water stator jacket*. De acordo com [Yang et al. \(2016\)](#), a densidade de corrente em motores com refrigeração à líquido varia entre 10 e 30 A/mm^2 . Maior segurança foi depositada nos dados de [Ponomarev et al. \(2013\)](#), uma vez que ele separa diferentes formas de refrigeração à líquido, indicando 6 a 14 A/mm^2 para a utilizada neste trabalho.

O fator de preenchimento de slot possui dois tipos, nomeados neste trabalho por $f_{f,cu}$ e $f_{f,cond}$, sendo o primeiro calculado pelo diâmetro de cobre e o segundo pelo diâmetro do condutor com isolante esmaltado. Encontrar uma boa consideração é novamente um processo complexo. Em um sistema teórico, pelo cálculo analítico de círculos preenchendo um espaço retangular, o maior valor de $f_{f,cond}$ possível é de 0,9069 ([TOREZZAN et al., 2009](#)).

No artigo de [Raabe \(2014\)](#), os valores encontrados foram de $f_{f,cu} = 0,4709$ a $0,4929$ e $f_{f,cond} = 0,5484$ a $0,6018$, com formato de slot definido pela IEC 100/2.80, utilizando condutor 20awg. [Tommaso et al. \(2017\)](#) indicou $f_{f,cu} = 0,406$ a $0,525$ e $f_{f,cond} = 0,49$ a $0,641$ para condutores circulares.

O próximo passo foi realizar um teste com peça impressa 3D, com a finalidade de realizar medições de fator de preenchimento e cabeça de bobina, vide Figuras 62 e 63. O teste foi feito com espiras 20awg (diâmetro cobre = 0,812mm, diâmetro isolamento = 0,89mm) e com papel de revista, simulando a função do papel isolante.

O teste buscou obter o maior fator possível, portanto o processo de bobinamento foi completamente manual e lento, com cada espira sendo costurada e esticada com precisão. Foram inseridas 256 espiras 20awg em um slot de área calculada em $191,49\text{mm}^2$ (partindo do FEMM). Os fatores do teste são $f_{f,cu} = 0,6923$ e $f_{f,cond} = 0,8317$. A Tabela 13 traz um compilado dos resultados.

Caso o fator de preenchimento considerado através das medições não seja alcançado, não são esperadas alterações no desempenho da máquina elétrica, realizando-se



Figura 62 – Impressão 3D para teste de fator de preenchimento e cabeça de bobina



Figura 63 – Impressão 3D pós retirada da bobina

Tabela 13 – Reultados de análise de fator de preenchimento de slot

	$f_{f,cu}$	$f_{f,cond}$
Teórico sem papel isolante	-	0,9069
Artigo 1	0,4929	0,6018
Artigo 2	0,525	0,641
Medido	0,6923	0,8317

somente aumento proporcional no valor de J nos condutores. Desta forma, é importante fazer consideração de J que se aproxime mais do limite inferior de 6 A/mm^2 do que do limite superior de 14 A/mm^2 , liberando uma faixa de segurança para variação destes parâmetros.

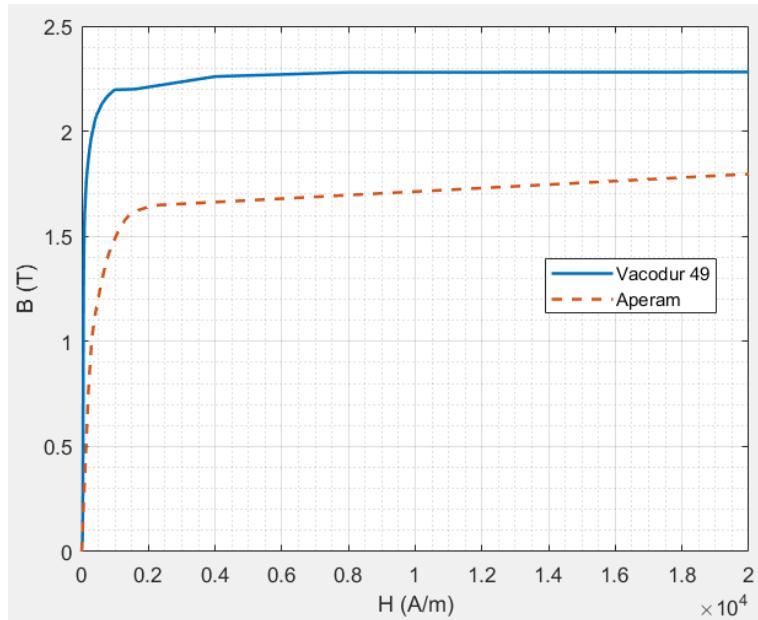
4.9 Núcleo Ferromagnético

A escolha do material do núcleo ferromagnético é vital para o desempenho da máquina elétrica. A seleção de um material comumente utilizado, como ferrite ou aços elétricos gerais não resultará em valores de densidade de torque e potência competitivos, como os observados na Seção 2.4.

Este trabalho considera a utilização de dois materiais para o núcleo ferromagnético, a saber o aço-silício E350 da Aperam, e o FeCo Vacodur 49. As curvas BH dos mesmos seguem na Figura 64.

A diferença de desempenho entre as duas opções é altamente relevante, fazendo com que o projeto seja realizado para operação com o Vacodur 49. Considerações com o aço Aperam, produto nacional, podem ser realizadas para o caso de existirem limitações orçamentárias ou complicações alfandegárias.

Figura 64 – Curvas BH dos aços Aperam E350 e Vacodur 49



4.10 Fator de Potência

Uma das questões amplamente discutidas no processo de projeto da máquina elétrica objeto deste trabalho foi o fator de potência. O fato da máquina ser de ímas permanentes permite operação com fator de potência unitário, evitando circulação de potência reativa, e por isso tende a ser a primeira opção a ser tomada.

Mantendo o diagrama fasorial em mente, observa-se que para uma dada rotação e corrente, as amplitudes de E_a e $jX_s I_a$ são fixas, e resta operar sobre o fator de potência. Esta operação é demonstrada graficamente na Figura 61. Os efeitos de tensão mínima do barramento DC (com sobremodulação) e torque de saída são apresentados na Figura 65, gerada por análise trigonométrica do diagrama fasorial. Os limites de torque adicionados pelo Sevcon HVLP20 também são apresentados tanto para $600V_{dc}$, quanto para a tensão obtida na simulação em questão.

A observação das características apresentadas na Figura 65 é de grande auxílio para o desenvolvimento do projeto. Neste caso existem limitações superiores e inferiores de fator de potência.

O limite inferior do fator de potência é dado pela tensão V_{dc} do regulamento SAE (mantidas amplitudes de E_a e $jX_s I_a$), a saber $600V_{dc}$.

O limite superior existe quando a amplitude de E_a é reduzida em relação à amplitude $jX_s I_a$. Uma visualização fasorial disto é apresentada na Figura 66, demonstrando um caso de impossibilidade de $f_p = 1$.

Por fim um valor de torque ótimo pode ser encontrado com a seleção do fator de potência, satisfazendo os limites observados.

Figura 65 – Exemplo de efeitos do fator de potência sobre o torque e tensão V_{dc} , com $m_a = 4/\pi$, rotação e corrente fixas. Limites do Sevcon HVLP20 apresentados

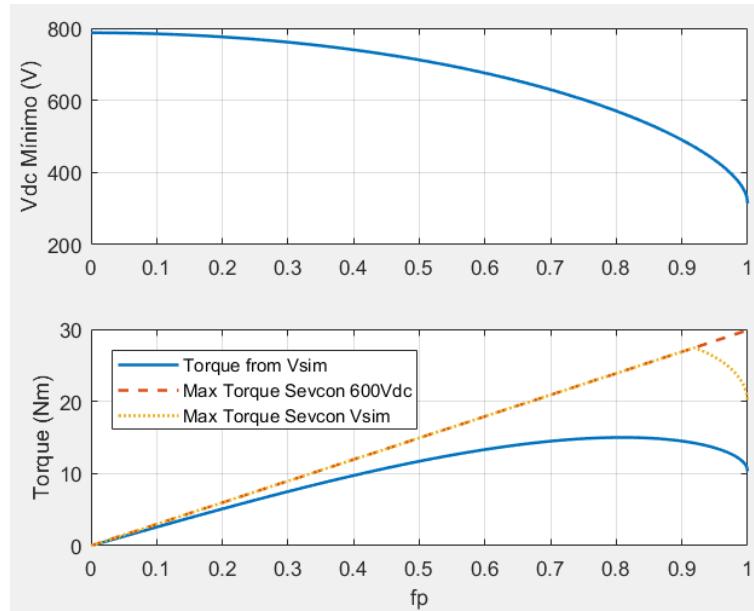
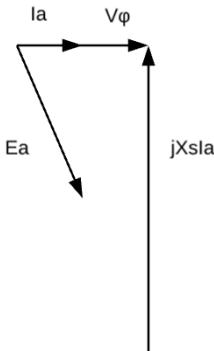


Figura 66 – Reduzido valor de E_a em relação à $jX_s I_a$, gerando impossibilidade de $fp = 1$



4.11 Perdas

As perdas da máquina elétrica são compostas por vários componentes, de acordo com a Relação 4.15.

$$\Delta P = \Delta P_a + \Delta P_e + \Delta P_{Fe} + \Delta P_{rot} + \Delta P_{pm} + \Delta P_{harm} \quad (4.15)$$

onde ΔP são as perdas totais (em W), ΔP_a são as perdas Joule no enrolamento (em W), ΔP_e são as perdas por correntes parasitas no enrolamento (em W), ΔP_{Fe} são as perdas no núcleo de estator (em W), ΔP_{rot} são as perdas mecânicas rotacionais (em W), ΔP_{pm} são as perdas nos ímãs permanentes e ΔP_{harm} são as perdas devido aos harmônicos de ordem superior provenientes por exemplo do chaveamento dos inversores (em W)

Cada termo de perda será avaliado em sequência, considerando somente o primeiro harmônico, por questões de complexidade e reduzida informação sobre o chaveamento do

inversor. Esta consideração faz com que $\Delta P_{\text{harm}} = 0$ e a eficiência da máquina tenda a ser superestimada.

4.11.1 Perdas Joule no Enrolamento

Para avaliar as perdas devido ao efeito Joule no enrolamento, inicialmente devem ser levadas em conta as perdas DC e posteriormente deve ser avaliado se em operação AC o efeito pelicular é relevante.

O efeito pelicular, ou do inglês *skin effect*, refere-se à tendência da corrente elétrica percorrer a seção externa do condutor em operação AC. O efeito se torna mais intenso com o aumento da frequência, e pode ser avaliado com uma profundidade pelicular equivalente, de acordo com a definição da Fórmula 4.16.

$$\delta_{\text{skin}} = \sqrt{\frac{2\rho_{cu}}{(2\pi f_{el})(\mu_0\mu_{r,cu})}} \quad (4.16)$$

onde δ_{skin} é a profundidade do efeito skin (em m), ρ_{cu} é a resistividade do cobre (em Ωm) e $\mu_{r,cu}$ é a permeabilidade relativa do cobre

Para que o efeito skin seja relevante, δ_{skin} necessita ser menor do que o raio do condutor. Foi realizada a escolha de projeto de não utilizar condutores com raio maior do que δ_{skin} , fazendo com que sua resistência seja dada pelo seu valor DC.

A perda Joule DC considerando máquina equilibrada é dada pela Equação 4.17.

$$\Delta P_a = 3 \times R_a \times I_{a,rms}^2 \quad (4.17)$$

A resistência R_a é dada pela Equação 4.18.

$$R_a = R_{esp} \times \frac{N_{slot}}{2} \times \frac{Q}{m} \quad (4.18)$$

onde R_{esp} é resistência da espira (em Ω)

4.11.2 Perdas por Corrente Parasita no Enrolamento

As perdas por corrente parasita, no inglês *eddy currents*, presentes no enrolamento ocorrem devido à Lei de Faraday: uma vez que o fluxo magnético varia no espaço, são induzidas tensões parasitas na espira que geram correntes elétricas. Estas são nomeadas como parasitas uma vez que não são intencionais do projeto, não gerando torque e adicionando perdas ao sistema.

As perdas por corrente parasita para a componente fundamental são dadas pela Equação 4.19. Para resultados mais precisos é necessário avaliar as demais componentes harmônicas, utilizando a mesma formulação.

$$\Delta P_e = \frac{\pi^2}{4} \times \frac{\sigma_{cu}}{\rho_{cu}} \times f_{el}^2 \times d_{cond}^2 \times m_{cu} \times B_{g,pk}^2 \quad (4.19)$$

onde σ_{cu} é a condutividade elétrica do condutor (em S/m), ρ_{cu} é a densidade do condutor (em kg/m³), d_{cond} é diâmetro do condutor (em m) e m_{cu} é a massa de cobre (em kg)

4.11.3 Perdas no Núcleo de Estator

As perdas no núcleo de estator são compostas por duas componentes, a saber, perdas por histere e perdas por correntes parasitas. As componentes fundamentais são descritas nas Equações 4.20 e 4.21.

A geração de correntes parasitas ocorre da mesma forma explanada na Subseção 4.11.2. Já as perdas por histerese ocorrem devido ao efeito de "memória" magnética do material, e à movimentação dos domínios magnéticos.

$$\Delta P_{cp,Fe} = \frac{\pi^2}{6} \times \frac{\sigma_{Fe}}{\rho_{Fe}} \times f_e^2 \times d_{Fe}^2 \times m_{Fe} \times B_{st,pk}^2 \quad (4.20)$$

onde σ_{Fe} é a condutividade elétrica das chapas de estator (em S/m), ρ_{Fe} é a densidade das chapas de estator (em kg/m³), d_{Fe} é a espessura das chapas de estator (em m), m_{Fe} é a massa do núcleo de estator (em kg), $B_{st,pk}$ é o pico da densidade de fluxo no estator (em T)

$$\Delta P_{h,Fe} = \epsilon \times \frac{f_{el}}{100} \times m_{Fe} \times B_{st,pk}^2 \quad (4.21)$$

onde ϵ é igual 1,2 até 2,0 para laminação anisotrópica com 4% de Si, igual 3,8 para laminação isotrópica com 2% de Si ou igual à 4,4 até 4,8 em caso de laminação isotrópica sem silício (em m⁴/(H kg))

Estas formulações matemáticas para perdas no núcleo geralmente não se adequam corretamente às medições realizadas. Idealmente, estes valores são obtidos através de ensaios no material ferromagnético do núcleo de estator, e a formulação matemática é corrigida por um fator.

4.11.4 Perdas Rotacionais

As perdas rotacionais na máquina elétrica são dadas por três termos, apresentados na Fórmula 4.22.

$$\Delta P_{rot} = \Delta P_{fr} + \Delta P_{wind} + \Delta P_{vent} \quad (4.22)$$

onde ΔP_{fr} são as perdas por atrito nos rolamentos (em W), ΔP_{wind} são as perdas relativas à resistência do fluido em que o rotor está imerso (em W), ΔP_{vent} são as perdas devido a inserção de ventoinha no eixo (em W)

Como este projeto não utiliza ventoinha no eixo, ΔP_{vent} é nulo. Os demais termos são avaliados nas Equações 4.23 e 4.24.

$$\Delta P_{fr} = 0,06 \times k_{fb} \times m_{rot} \times \frac{n}{60} \quad (4.23)$$

onde k_{fb} varia de 1 a 3 (em m^2/s^2), m_{rot} é a massa do rotor (em kg) e n é a rotação (em rpm).

$$\Delta P_{wind} = 0,5 \times c_f \times \rho_{ar} \times (2\pi \frac{n}{60})^3 \times r_{rotor}^5 \quad (4.24)$$

onde c_f é o coeficiente de arrasto do fluido onde o rotor está imerso, ρ_{ar} é a densidade do fluido (em kg/m^3) e r_{rotor} é o raio do rotor (em m)

Para obter o coeficiente de arrasto do fluido em que o rotor está imerso, no caso deste projeto o ar, segue-se a Equação 4.25.

$$c_f = \frac{3,87}{\sqrt{\frac{2\pi n \times \rho_{ar} \times r_{rotor}^2}{60 \times \mu_{dv,ar}}}} \quad (4.25)$$

onde $\mu_{dv,ar}$ é a viscosidade dinâmica do ar (em Pa s).

Neste projeto foram feitas considerações de que o ar dentro da máquina se encontra à 1 atm e 40°C. Desta forma o valor de ρ_{ar} é $1,1455 \text{ kg/m}^3$ e $\mu_{dv,ar}$ é $1,702 \times 10^{-5} \text{ Pa s}$.

Uma forma mais precisa de se obter o valor de ΔP_{fr} é através do manual do rolamento.

4.11.5 Perdas nos ímãs Permanentes

As perdas mais relevantes nos ímãs permanentes estão presentes devido à variação da relutância gerada pela presença de slots. Elas são dadas de acordo com a Relação 4.26. Não são calculadas as perdas devido à harmônicos espaciais, devido à alta complexidade.

$$\Delta P_{pm} = \frac{\pi^3}{2} \times \sigma_{pm} \times k_r \times (B_{msl} \times n)^2 \times (d_{rotor} - h_{pm})^3 \times l_{pm} \times h_{pm} \times f_{pm,a} \quad (4.26)$$

onde σ_{pm} é a condutividade elétrica dos ímãs permanentes (em S/m), B_{msl} é a densidade de fluxo magnético devido a abertura do slot (em T), d_{rotor} é o diâmetro do rotor (em m), h_{pm} é a dimensão radial do ímã (em m), l_{st} é a dimensão axial dos ímãs (em m) e $f_{pm,a}$ é um fator relativo à área superficial dos ímãs.

Para obtenção do resultado, falta portanto o cálculo do fator k_r , B_{msl} e $f_{pm,a}$. O primeiro é simples, vide Relação 4.27.

$$k_r = 1 + \left(\frac{1}{\pi} \times \frac{2\pi}{Q} \times \frac{1}{l_{pm}} \right) \quad (4.27)$$

Já o valor de B_{msl} possui uma definição mais complexa, que dentre outras coisas depende do fator de Carter k_c . A formulação completa segue nas Relações 4.28, 4.29, 4.30, 4.31, 4.32.

$$u = \frac{s_o}{2g} + \sqrt{1 + \left(\frac{s_o}{2g} \right)^2} \quad (4.28)$$

onde s_o é a abertura do slot (em m) e g é o gap de ar entre rotor e estator (em m).

$$\beta = \frac{1 + u^2 - 2u}{2(1 + u^2)} \quad (4.29)$$

$$\gamma = \frac{4}{\pi} \left[\frac{s_o}{2g} \arctan \left(\frac{s_o}{2g} \right) - \ln \sqrt{\left(1 + \left(\frac{s_o}{2g} \right)^2 \right)} \right] \quad (4.30)$$

$$k_c = \frac{\frac{2\pi}{Q}}{\frac{2\pi}{Q} - (\gamma \times g)} \quad (4.31)$$

onde k_c é o coeficiente de Carter

$$B_{msl} = 2 \times \beta \times \frac{1}{k_c} \times \frac{2}{\pi} \times B_{g,pk,fund} \quad (4.32)$$

onde $B_{g,pk,fund}$ é o pico da componente fundamental da densidade de fluxo (em T)

Por fim, o fator $f_{pm,a}$ segue sua formulação pela Equação 4.33, que se adequa somente à ímãs de superfície. Observa-se que $f_{pm,a} = 1$ caso os ímãs de seção circular ocupem toda a superfície rotórica externa.

$$f_{pm,a} = \frac{\theta_Q \times r_{rotor}}{\tau_p} \quad (4.33)$$

onde θ_Q é o ângulo ocupado pela superfície externa de um ímã permanente (em rad) e τ_p é o *slot pitch* (em m)

4.12 Potência e Eficiência

A potência de saída é obtida três vezes no algoritmo de projeto:

- $P_{out,an}$: Potência obtida através da tensão analítica (em W)
- $P_{out,v}$: Potência obtida através da tensão simulada (em W)

- $P_{out,\tau}$: Potência obtida através do torque simulado (em W)

Utilizando V_a através do equacionamento apresentado nas Seções 4.5 e 4.6, é possível definir $P_{out,an}$ de acordo com a Relação 4.34.

$$P_{out,an} = 3 \times I_{a,rms} \times V_{a,rms,an} \times \eta \times fp \quad (4.34)$$

onde $V_{a,rms,an}$ é a tensão terminal de fase obtida analiticamente (em V), η é a eficiência da máquina e fp é o fator de potência

As demais são obtidas através das Relações 4.35 e 4.36.

$$P_{out,v} = 3 \times I_{a,rms} \times V_{a,rms,sim} \times \eta \times fp \quad (4.35)$$

onde $V_{a,rms,sim}$ é a tensão terminal de fase obtida via elementos finitos (em V)

$$P_{out,\tau} = \tau_{sim} \times w \quad (4.36)$$

onde τ_{sim} é o torque obtido via elementos finitos (em Nm) e w é a rotação em (rad/s)

Com o auxílio dos cálculos de perdas da máquina definido na Seção 4.11, a eficiência pode ser definida de acordo com a relação 4.37.

$$\eta = \frac{P_{out,\tau}}{P_{out,\tau} + \Delta P} \quad (4.37)$$

É interessante observar que a eficiência η só pode ser obtida através de $P_{out,\tau}$, uma vez que ela é utilizada como parâmetro de entrada para cálculo das outras duas.

4.13 Análise Mecânica de Eixo

Para que a máquina apresente uma alta densidade de torque e potência, é necessário que seja feito esforço em relação à redução de massa do sistema. Para isso apresenta-se nesta seção a metodologia de cálculo de diâmetro mínimo do eixo.

Para as considerações do eixo, destaca-se alguns passos relevantes:

- Deflexão do eixo
- Inclinação dos mancais
- Tensões mecânicas no eixo
- Análise de fadiga

A formulação encontrada nesta seção refere-se à apresentada por (BUDYNAS; NISBETT, 2015).

4.13.1 Deflexão do Eixo

A deflexão do eixo é a primeira forma de avaliar o diâmetro mínimo viável. Este limite deve ser observado uma vez que em máquinas elétricas os efeitos eletromagnéticos são altamente dependentes da dimensão de gap entre rotor e estator, ou seja, quanto menor o gap mais torque e tensão são gerados.

Na aplicação, este gap é comumente por volta de 1mm, o que reitera a necessidade de evitar o contato mecânico entre rotor e estator. O equacionamento matemático utilizado para estes cálculos se baseia na simplificação do sistema por uma viga biapoiada. A relação que descreve a deflexão segue na Equação 4.38, cujo eixo x é axial e y é radial.

$$y_{sh}(x_{sh}) = W \times x_{sh} \times \frac{(2 \times L_{sh} \times x_{sh}^2) - x_{sh}^3 - L_{sh}^3}{24 \times E \times I_{zz}} \quad (4.38)$$

onde y_{sh} é a deflexão (em m), W é o peso distribuído (N/m), x_{sh} é o eixo x (em m), L_{sh} é a distância entre centros de mancais (em m), E é o módulo de Young (em Pa), I_{zz} é o momento de inércia de área ZZ relacionado à deflexão (em kg m^2).

O peso distribuído é dado na Relação 4.40.

$$W = \frac{m_{rotor} \times g}{L_{sh}} \quad (4.39)$$

onde g é a aceleração da gravidade (em m/s^2)

O momento de inércia de área ZZ é dado pela Relação ???. O diâmetro considerado de eixo é o mínimo para pior caso.

$$I_{zz} = \frac{\pi \times d_{eixo,min}^4}{64} \quad (4.40)$$

onde $d_{eixo,min}$ é o mínimo diâmetro do eixo (em m)

Avaliar a deflexão do eixo pode ser realizado diretamente através do seu valor máximo, de acordo com a Equação 4.41.

$$y_{sh,max} = \frac{5 \times W \times L_{sh}^4}{384 \times E \times I_{zz}} \quad (4.41)$$

onde $y_{sh,max}$ é a deflexão máxima (em m)

Desta forma é possível isolar o diâmetro de eixo, obtendo seu valor mínimo através da consideração de deflexão máxima, de acordo com a Equação 4.42. O fator de projeto selecionado foi de 1,5.

$$d_{min,def} = \left(\frac{5 \times W \times L_{sh}^4}{384 \times E \times \frac{\pi}{64} \times y_{sh,max}} \right)^{\frac{1}{4}} \times d_{fac} \quad (4.42)$$

onde $d_{min,def}$ é o menor diâmetro obtido por requisito de deflexão de mancal (em m) e d_{fac} é um fator de projeto selecionado.

4.13.2 Inclinação dos Mancais

Outra solicitação mecânica do sistema é em relação à inclinação dos mancais: os rolamentos possuem suportabilidade limitada à esta grandeza. A relação que descreve a inclinação do eixo segue na Equação 4.43, como a derivada da 4.38.

$$y'_{sh}(x_{sh}) = W \times \frac{(6 \times L_{sh} \times x_{sh}^2) - (4 \times x_{sh}^3) - L_{sh}^3}{24 \times E \times I_{zz}} \quad (4.43)$$

onde y'_{sh} é a inclinação do eixo (em rad)

A inclinação nos mancais é obtida avaliando a Equação 4.43 em $x_{sh} = 0$, como demonstrado na Equação 4.44.

$$y'_{sh}(0) = W \times \frac{-L_{sh}^3}{24 \times E \times I_{zz}} \quad (4.44)$$

Da mesma forma de que na subseção 4.13.1, isola-se o diâmetro de eixo, obtendo seu valor mínimo através da consideração de inclinação máxima, de acordo com a Equação 4.45.

$$d_{min,inc} = \left(\frac{W \times L_{sh}^3}{24 \times E \times \frac{\pi}{64} \times y'_{sh,max}} \right)^{\frac{1}{4}} \times d_{fac} \quad (4.45)$$

onde $d_{min,inc}$ é o menor diâmetro obtido por requisito de inclinação de mancal (em m)

4.13.3 Tensões Mecânicas no Eixo

Para análise e otimização de massa do eixo, é fundamental obter as tensões mecânicas presentes.

O critério utilizado para falha foi o da máxima energia de distorção, conhecido como critério de Von Misses. Os passos para avaliação do critério se seguem.

1. Levantamento de esforços de tensão e flexão
2. Cálculo e análise dos fatores de concentração de tensão
3. Obtenção das tensões
4. Aplicação de Von Misses

As considerações feitas para avaliação dos esforços se seguem:

- Momento de flexão alternado: $M_a = W \times L_{sh}^2 / 8$;
- Momento de flexão médio: $M_m = 0$;
- Momento torçor alternado: $T_a = T_{out}/2$;
- Momento torçor médio: $T_m = T_{out}/2$;

sendo T_{out} o torque de saída (em N).

Quanto aos fatores de concentração, é necessário que eles entrem como multiplicadores da tensão mecânica. Foram escolhidos os de pior caso, de forma que $K_t = 3$ e $K_{ts} = 3$ (BUDYNAS; NISBETT, 2015, p. 1036), para flexão e torção, respectivamente. E a formulação (BUDYNAS; NISBETT, 2015, p. 304) prossegue nas Equações 4.46 e 4.47:

$$\sqrt{a} = (0,246) - (3,08 \times 10^{-3} \times S_{ut,kpsi}) + (1,51 \times 10^{-5} \times S_{ut,kpsi}^2) - (2,67 \times 10^{-8} \times S_{ut,kpsi}^3) \quad (4.46)$$

$$\sqrt{a_s} = (0,190) - (2,51 \times 10^{-3} \times S_{ut,kpsi}) + (1,35 \times 10^{-5} \times S_{ut,kpsi}^2) - (2,67 \times 10^{-8} \times S_{ut,kpsi}^3) \quad (4.47)$$

onde $S_{ut,kpsi}$ é o limite de resistência à tração (em kpsi)

A transição de \sqrt{a} e $\sqrt{a_s}$ de polegadas para metros é realizada de acordo com a Equação 4.48:

$$\sqrt{a_m} = \sqrt{\sqrt{a}^2 \times 0,0254} \quad (4.48)$$

Por fim, os fatores de concentração de tensão considerando fadiga K_f e K_{fs} , para flexão e torção, respectivamente, seguem a formulação presente na Equação 4.49:

$$K_f = 1 + \left(\frac{K_t - 1}{1 + \frac{\sqrt{a_m}}{\sqrt{f_r}}} \right) \quad (4.49)$$

sendo f_r o raio do filete utilizado na transição de diâmetros (em m)

Em seguida a formulação matemática para obtenção das tensões (BUDYNAS; NISBETT, 2015, p. 150) é apresentada nas Equações 4.50, 4.51, 4.52 e 4.53:

$$\sigma_{xx,a} = \frac{K_f \times M_a \times r_{sh}}{I_{zz}} \quad (4.50)$$

onde $\sigma_{xx,a}$ é a tensão de flexão alternada (em Pa) e r_{sh} é o maior raio do eixo (em m)

$$\sigma_{xx,m} = \frac{K_f \times M_m \times r_{sh}}{I_{zz}} \quad (4.51)$$

onde $\sigma_{xx,m}$ é a tensão de flexão média (em Pa)

$$\tau_{xx,a} = \frac{K_{fs} \times T_a \times r_{sh}}{I_{xx}} \quad (4.52)$$

onde $\tau_{xx,a}$ é a tensão de torção alternada (em Pa)

$$\tau_{xx,m} = \frac{K_{fs} \times T_m \times r_{sh}}{I_{xx}} \quad (4.53)$$

onde $\tau_{xx,m}$ é a tensão de flexão média (em Pa)

E as tensões de Von Misses são expressas pelas Relações 4.54 e 4.55.

$$\sigma'_{xx,a} = \sqrt{\sigma_{xx,a}^2 + (3 \times \tau_a^2)} \quad (4.54)$$

onde $\sigma'_{xx,a}$ é a tensão alternada de Von Misses (em Pa)

$$\sigma'_{xx,m} = \sqrt{\sigma_{xx,m}^2 + (3 \times \tau_m^2)} \quad (4.55)$$

onde $\sigma'_{xx,m}$ é a tensão média de Von Misses (em Pa)

4.13.4 Análise de Fadiga do Eixo

Para realizar a análise de fadiga seis fatores devem ser definidos (BUDYNAS; NISBETT, 2015, p. 295), de acordo com a Relação 4.56.

$$S_e = K_a \times K_b \times K_c \times K_d \times K_e \times K_f \times S'_e \quad (4.56)$$

onde S_e é a resistência resultante à fadiga (em Pa), S'_e é a resistência original à fadiga (em Pa), K_a é relacionado à condição da superfície, K_b depende das dimensões, K_c da carga, K_d da temperatura, K_e da confiabilidade e K_f é um fator adicional.

A formulação utilizada para obtenção dos coeficientes é apresentada a seguir:

- $K_a = 2,7 \times S_{ut,kpsi}^{-0,265}$; (formulação para eixo usinado)
- $K_b = (d_{sh,bearing}/7,62)^{-0,107}$; (formulação para diâmetros entre 2,79 e 51mm)
- $K_c = 1$; (flexão)
- $K_d = 1$; (temperatura irrelevante para alterações no aço)

- $K_e = 0.753$; (confiabilidade de 99,9%)
- $K_f = 1$; (escolha de projeto)

Por fim, para obtenção do diâmetro mínimo a partir da análise de fadiga, foi utilizado o critério DE-ASME Elíptico ([BUDYNAS; NISBETT, 2015](#), p. 361), como demonstrado na Equação 4.57.

$$d_{min,fadiga} = \left\{ \frac{16 \times d_{fac}}{\pi} \left[4 \left(\frac{K_f M_a}{S_e} \right)^2 + 3 \left(\frac{K_f s T_a}{S_e} \right)^2 + 4 \left(\frac{K_f M_m}{S_y} \right)^2 + 3 \left(\frac{K_f s T_m}{S_y} \right)^2 \right]^{1/2} \right\}^{1/3} \quad (4.57)$$

4.14 Balanceamento e Força nos Rolamentos

Previamente ao cálculo de perdas rotacionais da máquina, é necessário especificar os rolamentos, que por sua vez dependem das características de balanceamento do rotor.

O procedimento de fabricação do rotor é proposta a seguir:

1. Fabricação do eixo
2. Inserção e adesão dos ímas permanentes ao eixo
3. Fabricação de molde cilíndrico de material plástico
4. Utilização do molde plástica em redor ao eixo para impregnação do mesmo com resina
5. Retirada do molde plástico
6. Retífica do eixo
7. Fabricação de luva cilíndrica retificada de aço
8. Inserção da luva de aço ao redor do rotor retificado
9. Balanceamento dinâmico do sistema
10. Retirada da luva de aço

A luva de aço é adicionada somente para confinar o fluxo magnético, de forma que ele não atrapalhe o processo de balanceamento dinâmico. Ao fim deste procedimento é esperado obter um sistema rotórico平衡ado, vide ([BALANCING, 2009](#)) que segue a ISO 1940/1. O grade de balanceamento selecionado foi o G16, utilizado comumente para

eixos de tração com requisitos especiais. Para G16, 12000 rpm é aceito até $e_{per} = 0,015 \text{ kg-mm/m}_{rotor}$. A força devido ao desbalanceamento é obtida pela Equação 4.58, que se apresenta dividida por dois devido à presença de dois rolamentos.

$$F_{r,desb} = \frac{(e_{per} \times m_{rotor}) \times v_{desb}^2}{r_{desb}} \times \frac{1}{2} \quad (4.58)$$

onde $F_{r,desb}$ é força radial no rolamento devido ao desbalanceamento de massa do rotor (em N), e_{per} é o desbalanceamento (em kg mm/m_{rotor}), v_{desb} é a velocidade da suposta massa desbalanceada (em m/s) e r_{desb} é o suposto raio de desbalanceamento (em m).

Que desenvolvida considerando massa desbalanceada concentrada à 1mm de distância da linha de centro, se apresenta em 4.59.

$$F_{r,desb} = \frac{(e_{per} \times m_{rotor}) \times (0,001 \times w_{mec})^2}{0,001} \times \frac{1}{2} \quad (4.59)$$

onde w_{mec} é a velocidade mecânica do eixo (em rad/s)

Uma vez avaliado o desbalanceamento, a seleção de rolamentos é altamente facilitada pela qualidade da documentação da SKF. O catálogo referente aos rolamentos de esfera (SKF, 2018) apresenta informações extensas auxiliadas ainda por ferramentas online para seleção de rolamentos (SKF, 2019).

Para especificação, é necessário principalmente as forças radial e axial no rolamento e a rotação. A rotação é um procedimento simples, considerando valor máximo. Quanto às forças, considera-se axialmente nulas e radialmente vide Relação 4.60.

$$F_{r,bear} = (g \times \frac{m_{rotor}}{2}) + F_{r,desb} \quad (4.60)$$

onde $F_{r,bear}$ é a força radial no rolamento (em N)

5 Resultados e Discussão

Este capítulo apresenta os resultados do projeto da máquina elétrica para aplicação *in-wheel* em veículo Fórmula SAE. Junto aos resultados são trazidas análises pertinentes para a compreensão do comportamento da máquina e de suas variáveis.

O capítulo se subdivide em:

- Lista de variáveis e parâmetros;
- Densidade de fluxo magnético no gap e influência da temperatura dos ímãs;
- Análise de tensões: valores, curvas, fft;
- Torque: curva no tempo e curva de Torque x I_{linha} ;
- Perdas e eficiência: comparação de componentes de perdas, perdas x rpm, influência do awg, influência da corrente elétrica, eficiência com várias correntes;
- Indutância e saturação;
- Desmagnetização dos ímas;
- Análise mecânica de eixo

Como o projeto é extremamente multivariável, são definidos 4 pontos de operação que tragam informações suficientes sobre o desempenho da máquina elétrica. A definição destes quatro pontos é trazida na Tabela 14. Os fatores de potência foram selecionados de forma à obter torque otimizado.

5.1 Lista de Variáveis e Parâmetros

A Tabela 15 apresenta um compilado das variáveis e parâmetros da máquina elétrica resultado deste trabalho.

Tabela 14 – Pontos de operação analisados

	I_{linha}	I_a	f_p
Leve	26,5 Arms	15,30 Arms	0,95
Nominal	35 Arms	20,21 Arms	0,9
Sobrecarga	53 Arms	30,60 Arms	0,85
Boost	100 Arms	57,74 Arms	0,64

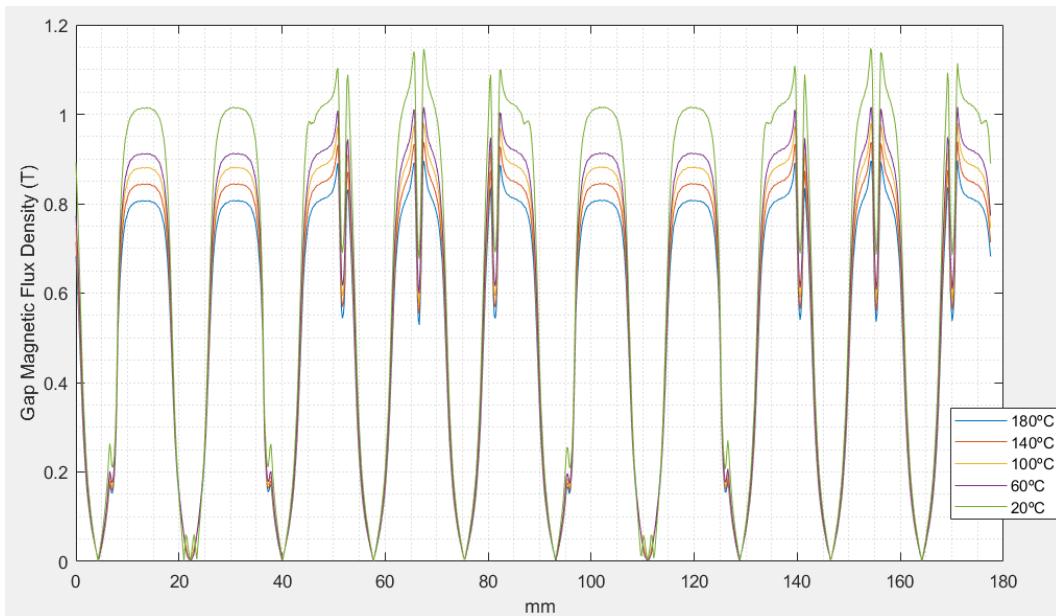
Tabela 15 – Variáveis da máquina resultado

Gerais		Dimensões (mm)		Saída		Massa	
Conexão	Delta	$d_{st,out}$	95	P_{out}	17,77 kW	m_{sh}	1,057 kg
Q	12	$d_{st,in}$	57	T_{out}	14,14 Nm	m_{pm}	0,503 kg
P	5	g	1	η_{nom}	0,89	m_{core}	1,638 kg
n_{nom}	12k rpm	d_{rot}	55	$f_{p,nom}$	0,9	m_{cu}	1,512 kg
J	7,85	l_{st}	85	$I_{a,nom}$	20,21 Arms	m_{frame}	0,700 kg
$f_{f,cu}$	0,7	pm_{dep}	8	$I_{l,nom}$	35 Arms	m_{add}	0,096 kg
awg	26	pm_{wid}	10	V_{dc}	600 V	m_{tot}	5,506 kg
Cond. par.	20	sl_o	1,21				
N_{slot}	53	sl_{yoke}	4				
		t_{wid}	4,5				
		$sl_{f,r}$	1,5				
		sh_{dep1}	2,5				
		sh_{dep2}	1,5				

5.2 Densidade de Fluxo Magnético no Gap

A densidade de fluxo magnético no gap é uma variável de interesse no projeto de uma máquina elétrica para cálculos analíticos e demais análises. Possui efeito direto sobre a tensão e o torque, e varia com a temperatura dos íamas. Para a máquina resultado sua curva sem carga e com variação de temperatura se apresenta na Figura 67.

Figura 67 – Densidade de fluxo magnético no gap, sem carga e com variação de temperatura dos ímas



É esperado que a densidade de fluxo magnético no gap seja da ordem de 1T, e apresente harmônicos devido aos slots, como foi observado. A temperatura apresentou efeitos intensos sobre os resultados, de forma que torques e tensões também serão afetados. Os valores médios são apresentados na Tabela 16.

Tabela 16 – Densidade de fluxo magnético médio no gap, com variação de temperatura dos ímas

Temperatura dos ímas (°C)	20	60	100	140	180
$B_{\text{gap,medio}}$ (T)	0,6353	0,5693	0,5498	0,5267	0,5034

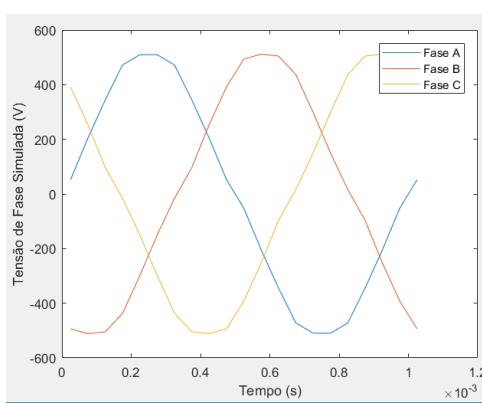


Figura 68 – Tensão induzida E_a no nominal trifásica

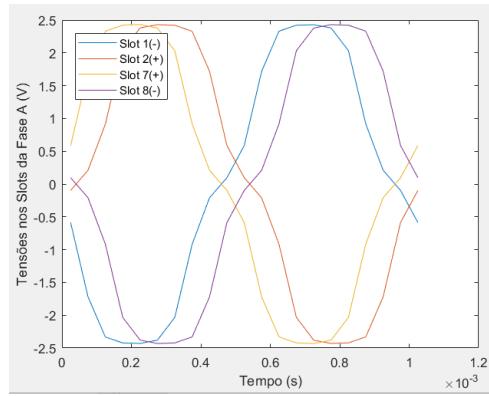


Figura 69 – Tensões induzidas nominais por slot da fase A: $E_{a,\text{slot}}$

É importante pontuar que com a inserção do fluxo de estator a curva de densidade de fluxo magnético no gap apresenta distorção adicional.

5.3 Análise de Tensões

A análise das tensões na máquina elétrica são essenciais para a compreensão de seu desempenho e sua adequação ao sistema do veículo. Como na simulação FEMM o parâmetro de entrada é em corrente, as tensões são obtidas indiretamente por Lei de Faraday aplicada na integral do vetor potencial magnético no slot, vide Equação 4.8. Para obtenção dos resultados apresentados neste trabalho, as correntes foram inseridas senoidalmente.

As formas de onda relevantes são referentes à $E_{a,\text{slot}}$, E_a , $V_{a,\text{slot}}$, V_a , V_{linha} e V_{dc} .

5.3.1 Resultados de Tensão Induzida em Rotação Nominal

Iniciando-se pela tensão induzida, ou tensão interna, seguem os resultados nominais nas Figuras 68 e 69. Eles só variam com a temperatura dos ímas (que gera efeitos sobre B_{gap}) e com a rotação da máquina.

O valor de pico de 512V justifica a escolha pela utilização de conexão em delta, uma vez que se aproxima da tensão máxima do barramento DC. É possível observar também que a tensão E_a tem baixo nível de componentes harmônicas, como esperado.

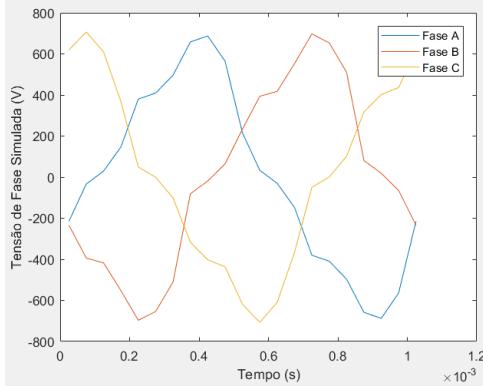


Figura 70 – Tensão V_a , com $I_{\text{linha}} = 26,5\text{A}_{\text{rms}}$ e $fp = 0,95$

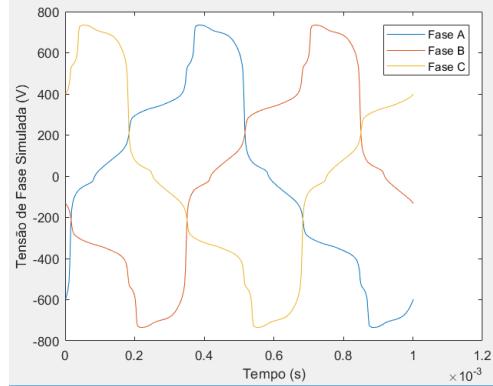


Figura 71 – Tensão V_a , com $I_{\text{linha}} = 35\text{A}_{\text{rms}}$ e $fp = 0,9$

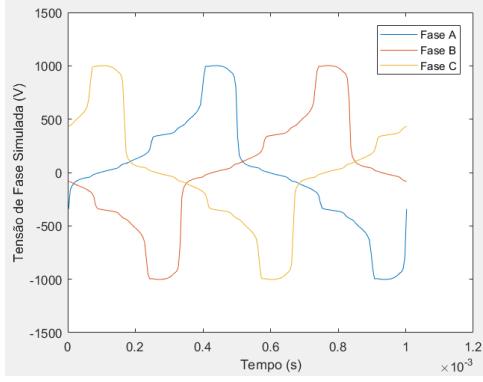


Figura 72 – Tensão V_a , com $I_{\text{linha}} = 53\text{A}_{\text{rms}}$ e $fp = 0,85$

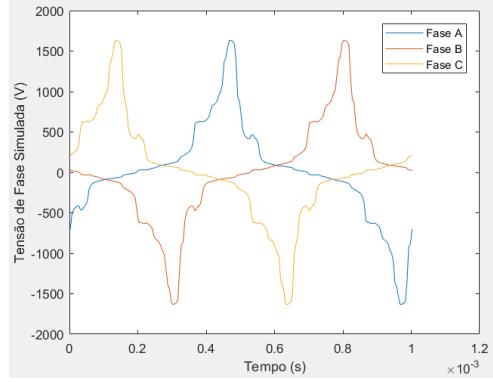


Figura 73 – Tensão V_a , com $I_{\text{linha}} = 100\text{A}_{\text{rms}}$ e $fp = 0,64$

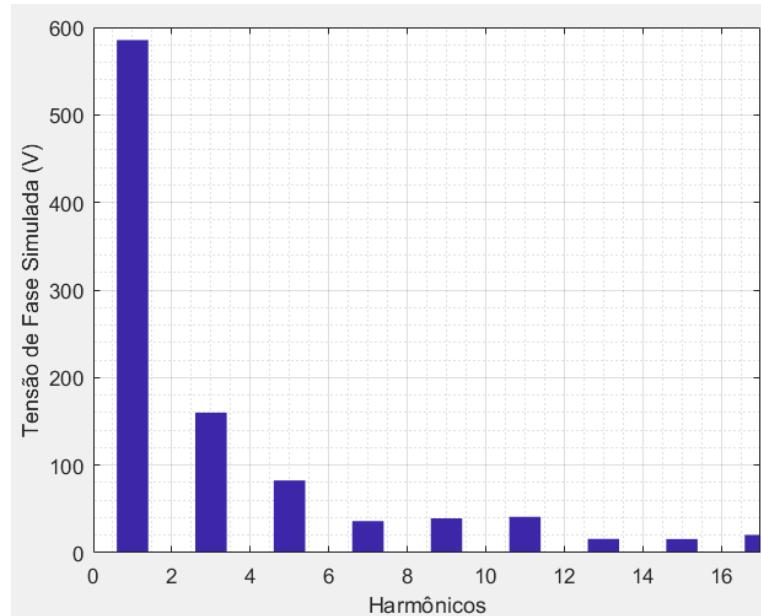
5.3.2 Resultados de Tensão Terminal em Rotação Nominal

A tensão terminal V_a depende da corrente inserida na máquina elétrica, vide Figuras 70, 71, 72 e 73. Os pontos de operação são os definidos na Tabela 14.

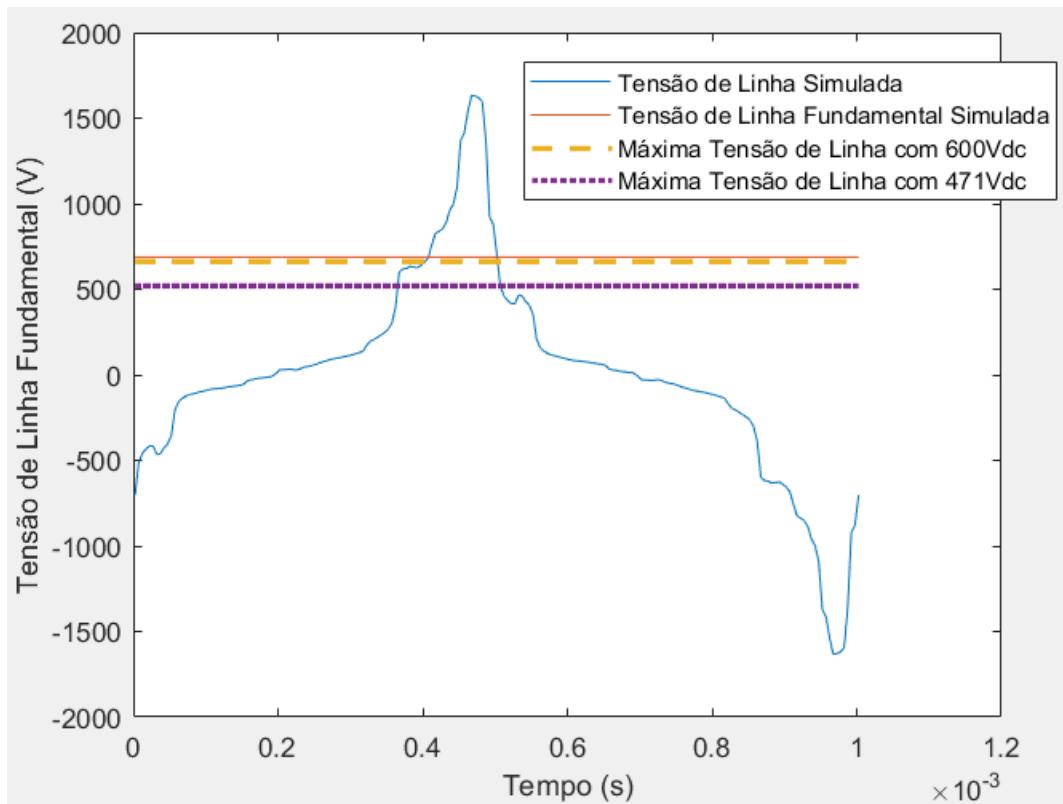
Primeiramente observa-se que quanto maior a corrente injetada, mais harmônicos são presentes na tensão terminal. Isto ocorre porque o núcleo magnético da máquina entra em saturação e a indutância reduz. A composição harmônica em corrente nominal é apresentada na Figura 74.

Outra pontuação que deve ser realizada, é que as tensões resultantes do FEMM excedem a máxima do barramento DC, mesmo em caso de sobremodulação. Em sobremodulação $m_a = 4/\pi$ e $V_{\text{linha},\text{pk}} = 1,103V_{\text{dc}}$, ou seja, no máximo 661,8V, vide Figura 75. Uma vez feita esta observação, duas opções são presentes:

1. Projetar a máquina para que mesmo em operações de sobrecarga e boost, os picos de tensão simulados se adequem às limitações impostas por V_{dc}
2. Projetar a máquina para que em operações de sobrecarga e boost, os valores funda-

Figura 74 – Harmônicos da tensão V_a em rotação e corrente nominal

mentais das tensões simuladas se adequem às limitações impostas por V_{dc}

Figura 75 – Tensão V_a em rotação nominal, com $I_{linha} = 100A_{rms}$ e $fp = 0,64$ comparada às limitações do barramento

A segunda opção foi tomada como decisão de projeto. O efeito desta solução é a tendência de que os torques de sobrecarga e *boost* só possam ser alcançados em baixas

rotações. Pontuando de outra forma: existe um *derating* de potência de sobrecarga e boost em rotações mais próximas da nominal. Mesmo com este *derating*, a opção foi considerada adequada na intenção de evitar qualquer tipo de sobredimensionamento e excesso de massa final.

Especificamente para o caso de sobrecarga, a presença do *derating* é questionável, uma vez que a tensão fundamental observada na linha é de 636,6V: abaixo dos 661,8V máximos.

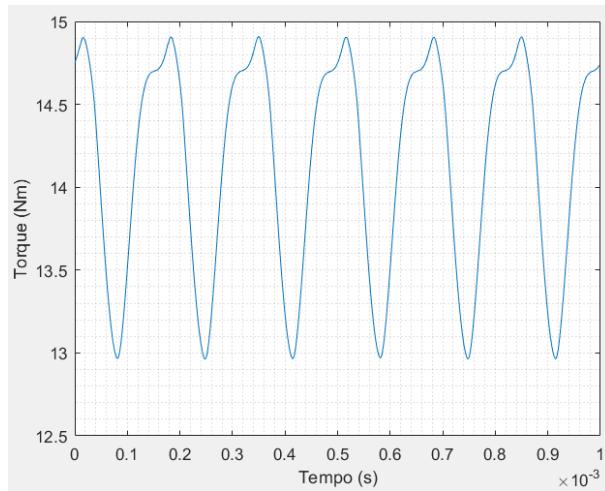
Para o caso de *boost*, a presença do *derating* é fatídica, uma vez que nem mesmo a fundamental da tensão de linha é menor do que os 661,8V máximos.

5.4 Análise de Torque

O torque de saída está entre as variáveis de maior interesse do projeto da máquina elétrica objeto deste trabalho. Porém seu resultado depende de uma série de variáveis, tais como a temperatura dos ímãs (que gera efeitos sobre B_{gap}), a corrente injetada e o fator de potência.

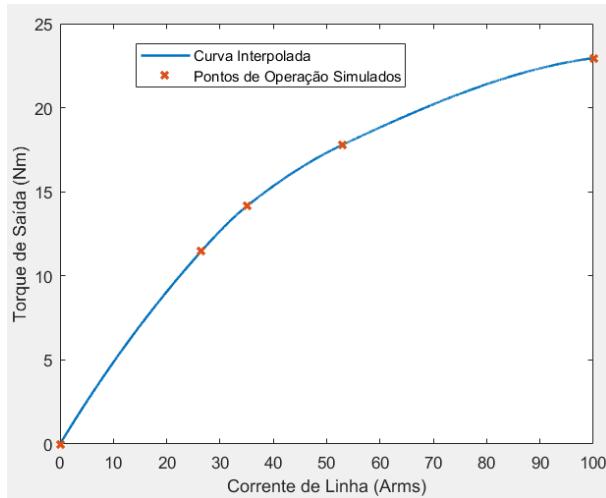
A curva de torque no tempo em operação nominal, é trazida na Figura 76, e seu valor médio em relação à corrente e interpolado pelos pontos de operação é apresentado na Figura 77.

Figura 76 – Curva de torque em operação nominal



O *ripple* de torque costuma ser uma preocupação dos projetistas de máquinas elétricas, e idealmente deve ser de fato reduzido para evitar vibrações. Porém não se trata do foco do projeto, uma vez que em operação automotiva, o *ripple* de torque não está entre as variáveis esperadas como mais relevantes: vibrações e variações de torque de amplitudes muito maiores já são características inerentes do veículo. Idealmente, é interessante realizar um estudo dos efeitos da vibração gerada, porém o *ripple* observado foi por hora considerado adequado.

Figura 77 – Torque em relação à corrente de linha, interpolado através dos pontos de operação



Quanta à relação entre torque e corrente é importante pontuar que em sobrecarga e *boost* as considerações que podem gerar *derating* apresentadas na Seção 5.3 devem ser observadas. Por outro lado, as simulações apresentadas nesta Seção são com ímãs à 180°C. Para prova de aceleração, a consideração de 60°C é mais realista, e o FEMM indicou até 26,25Nm em operação *boost*. Segue-se com consideração de 25Nm.

Por fim, o torque estimado para a máquina é superior aos requisitos do projeto, de forma que uma boa adequação ao sistema é esperada, apesar das características harmônicas na medição da tensão terminal da máquina via FEMM. É necessário seguir o desenvolvimento com a utilização de outro software, que insira tensão elétrica como variável de entrada e observar os resultados sobre o torque.

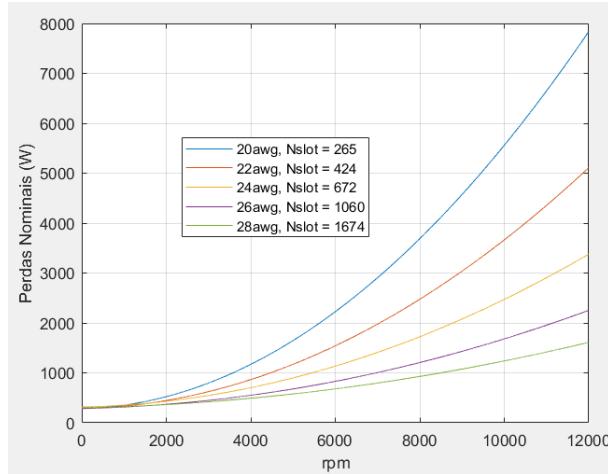
Uma vez feitas as considerações de torque, a máquina apresenta um sobredimensionamento em potência quando comparada aos requisitos de projeto, devido à decisão de rotação nominal em 12000rpm. A potência de pico multiplicada por 4, também excede os limites do regulamento, algo que não apresenta complicações, devido à efeitos de transferência de carga. Explicando de uma forma mais precisa: a potência ideal de fornecimento para cada máquina, depende do instante de operação do veículo e raramente será dividida igualmente entre as rodas. É considerado adequado a utilização da mesma máquina elétrica para as 4 rodas, uma vez que possibilita desempenho tanto em aceleração quanto em frenagem regenerativa.

5.5 Perdas e Eficiência

A escolha do diâmetro dos condutores da máquina depende inicialmente de viabilizar sua conformação em reduzido espaço e posteriormente seus efeitos sobre perdas. O número de espiras também foi avaliado, para que não excedesse os limites de viabili-

dade de fabricação em tempo hábil, vide Figura 78. Os valores apresentados, consideram manutenção das dimensões da máquina final e formulação apresentada na Seção 4.11.

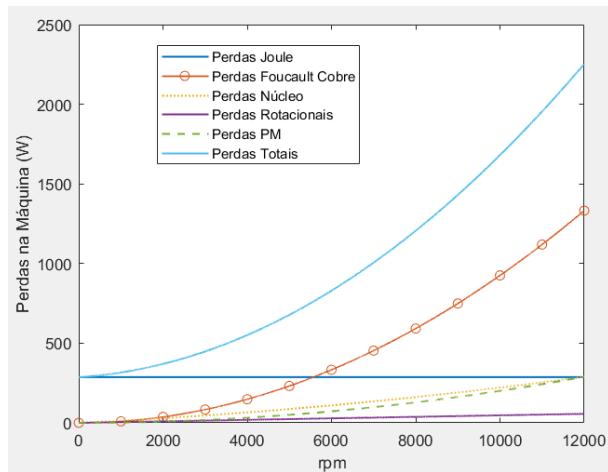
Figura 78 – Análise de perdas pela rotação com corrente nominal, com variação de awg e informação de espiras por slot. Considerados condutores à 180°C



Foi escolhida operação com condutor de cobre esmaltado classe H (180°C) de 26 awg, devido ao excesso de espiras na opção de 28 awg.

As perdas da máquina são compostas por uma série de componentes, de acordo com a Equação 4.15. Cada componente, e sua dependência da rotação é apresentada na Figura 79 com inserção de corrente nominal.

Figura 79 – Perdas com corrente nominal e condutores à 180°C



As perdas e a eficiência são altamente dependentes da amplitude da corrente elétrica, e essa dependência é demonstrada nas Figuras 80 e 81.

É possível observar que em *boost*, a eficiência é altamente reduzida, o que é natural. Um projeto que focasse em alta eficiência em estado de *boost*, com certeza apresentaria um alto índice de sobredimensionamento.

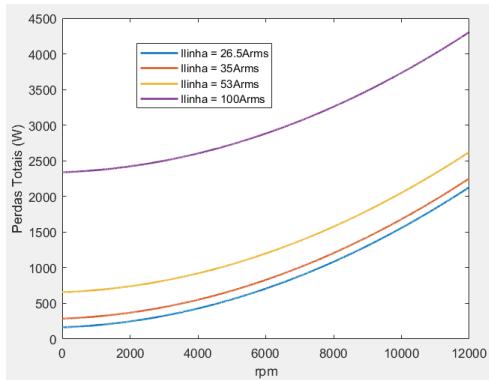


Figura 80 – Perdas totais com variação de corrente e cobre à 180°C

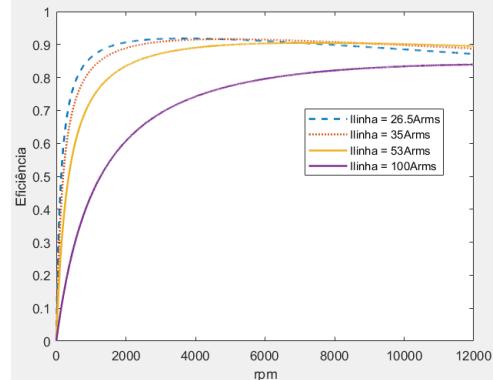


Figura 81 – Eficiência com variação de corrente e cobre à 180°C

Por fim, a obtenção das perdas da máquina elétrica não é um processo preciso, onde até mesmo na literatura é costumeiro indicar fatores de correção nas fórmulas para que se adequem às medições. É esperado que o nível de perdas seja maior do que o obtido através dos métodos analíticos, uma vez que estes muitas vezes consideraram somente as componentes fundamentais, não incluindo *ripple* de corrente de entrada e harmônicos em tensão provenientes do chaveamento do controlador.

5.6 Resultado de Indutância e Saturação

A indutância da máquina elétrica, como trazido na Seção 4.7 é um dos parâmetros mais relevantes para avaliação do desempenho de uma máquina elétrica. No desenvolvimento, houve incerteza em relação à formulação e aos resultados do método por energia magnética. Desta forma, apresentam-se os resultados do método por diagrama fasorial, vide Figura 82.

É possível observar que a redução da indutância com o aumento da corrente deve-se à saturação do núcleo ferromagnético, evento também visualizado nos resultados de tensão demonstrados na Seção 5.3. A saturação para 100A_{linha} pode ser observada na Figura 83, excedendo o ‘joelho da curva’ do Vacodur 49, que se aloca por volta dos 2,1T.

A operação em saturação, principalmente para efeitos de sobrecarga e *boost*, é esperada, uma vez que busca-se redução relevante de dimensões e massa. A redução da indutância gera preocupações quanto ao aumento do *ripple* de corrente de entrada, o que pode ativar proteções de sobrecorrente do controlador. Infelizmente, não houve acesso aos dados da proteção do Sevcon HVLP20.

Figura 82 – Indutância síncrona com variação de corrente

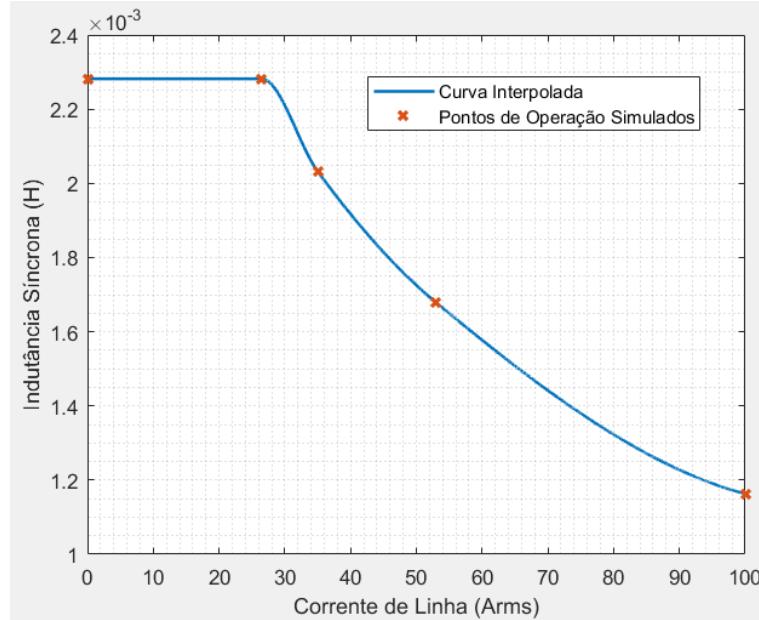
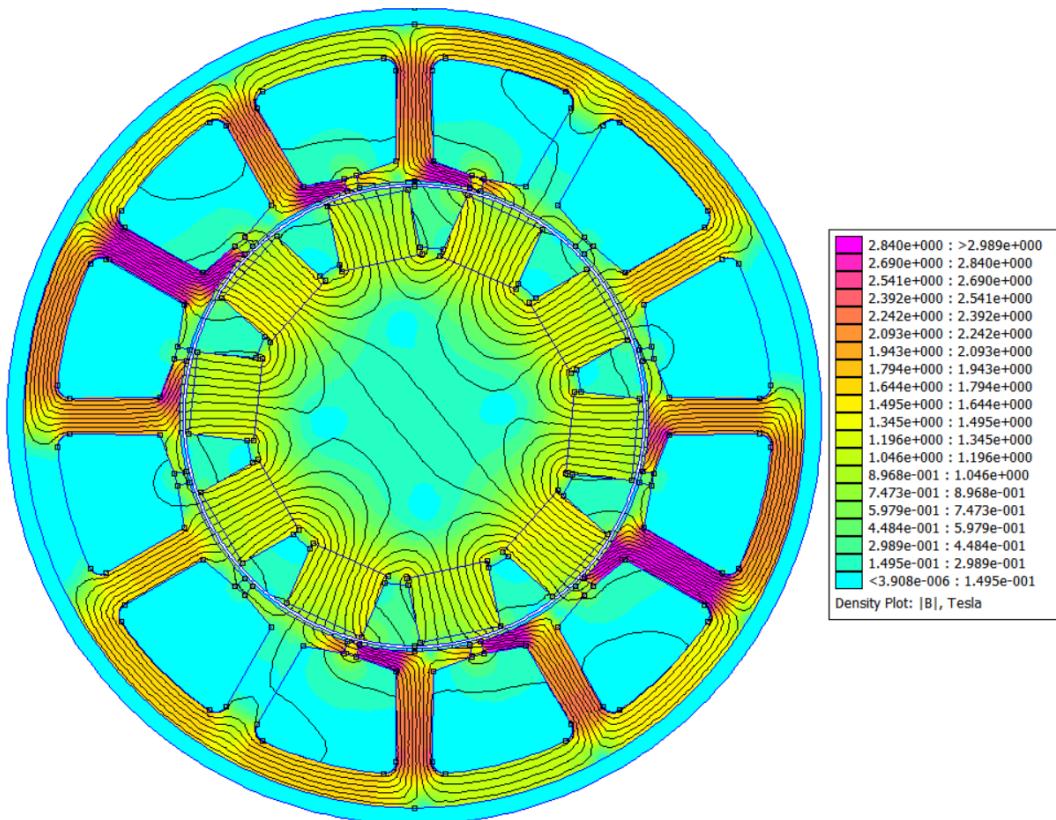


Figura 83 – Densidade de fluxo magnético na máquina com 100A_{linha}



5.7 Desmagnetização dos ímãs

De acordo com a curva de desmagnetização do ímã de NdFeB Neomax S45SH, apresentada na Figura 56, os resultados do FEMM são utilizados para avaliar se a operação dos ímãs não excedem os valores permitidos.

Inicialmente é feita uma interpolação dos dados obtidos da Neomax, resultando na Figura 84. Em seguida, os valores de densidade de fluxo magnético no ímã foram relacionados com a corrente I_{linha} , e o resultado é apresentado na Figura 85. Cruzando os dados gráficos, é possível observar os limites de operação segura da máquina elétrica, considerando temperatura e corrente elétrica, e evitando a desmagnetização dos ímãs.

Figura 84 – Dados Neomax para desmagnetização dos ímãs. Área à direita da curva representa operação proibida

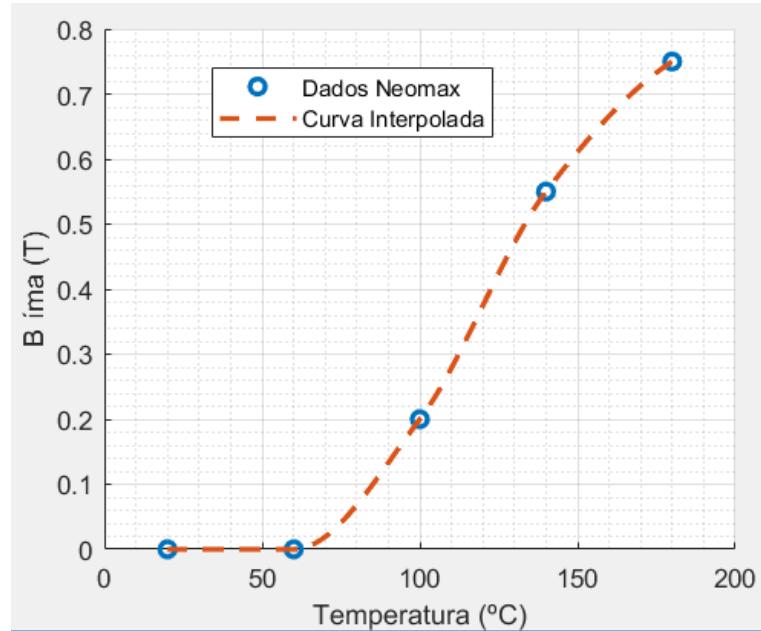
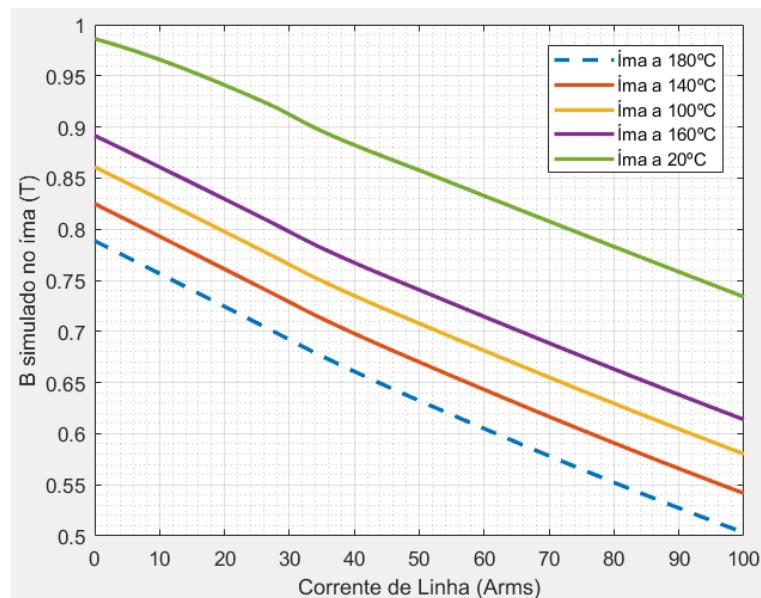


Figura 85 – Análise de desmagnetização dos ímãs



Uma análise direta dos gráficos demonstra, por exemplo, que a temperatura máxima para o *boost* de 100Arms é por volta de 140°C, algo que não tende a apresentar limitações, uma vez que o *boost* está presente com o foco em utilização para a prova de

Tabela 17 – Diâmetro mínimo de eixo calculado através de diferentes métodos

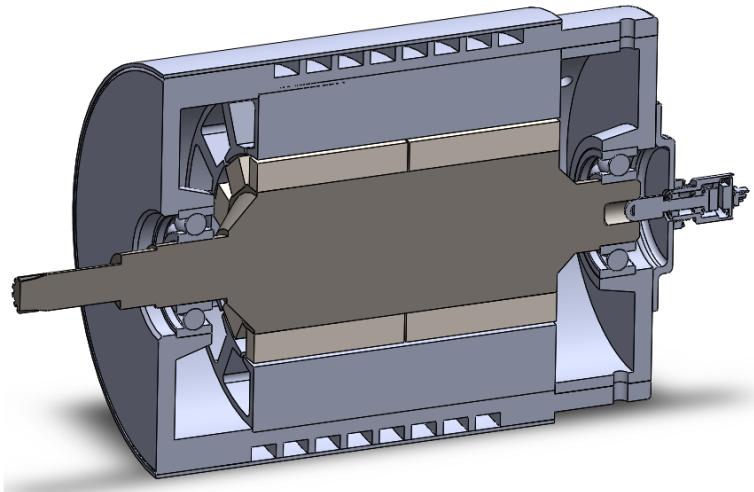
Método	sh_d
Deflexão máxima entre mancais	6,5 mm
Inclinação máxima de mancal	8,3 mm
Fadiga de ponto crítico	11,3 mm

aceleração, tempo insuficiente para aumento de temperatura dos ímãs. Quanto à prova de Enduro, a incerteza em relação à temperatura dos ímãs é um fator preocupante.

5.8 Análise Mecânica de Eixo

A análise do eixo é realizada em duas partes diferentes. Inicialmente feita entre os mancais, com cálculos de deflexão e inclinação, e seguindo para análise de tensões de Von Misses e fadiga no ponto considerado mais crítico do sistema mecânico. A consideração feita é de torque médio nulo e torque alternado de 24Nm (48Nm pico a pico). O motor em corte é apresentado na Figura 86.

Figura 86 – Modelo 3D da máquina elétrica em corte



Os resultados do rotor entre os mancais são apresentados na Figuras 87 e 88. Dentro dos ranges permitidos, nenhuma anormalidade foi observada.

O ponto crítico de análise mecânica foi considerado na saída do motor e conexão com redutor. Após realização de análise inicial com aço 1045 foi encontrado diâmetro mínimo que interferia no projeto do redutor. Desta forma, seguiu-se para utilização de aço 4340, com consideração de $S_{ut} = 1200\text{MPa}$. Com rebaixos com raio de 1,1mm, os fatores de concentração foram calculados, e um diâmetro mínimo de 11,3mm foi obtido.

A Tabela 17 apresenta o diâmetro mínimo de eixo calculado através dos 3 diferentes métodos utilizados.

Figura 87 – Deflexão do eixo entre mancais. Limites de 0,1mm

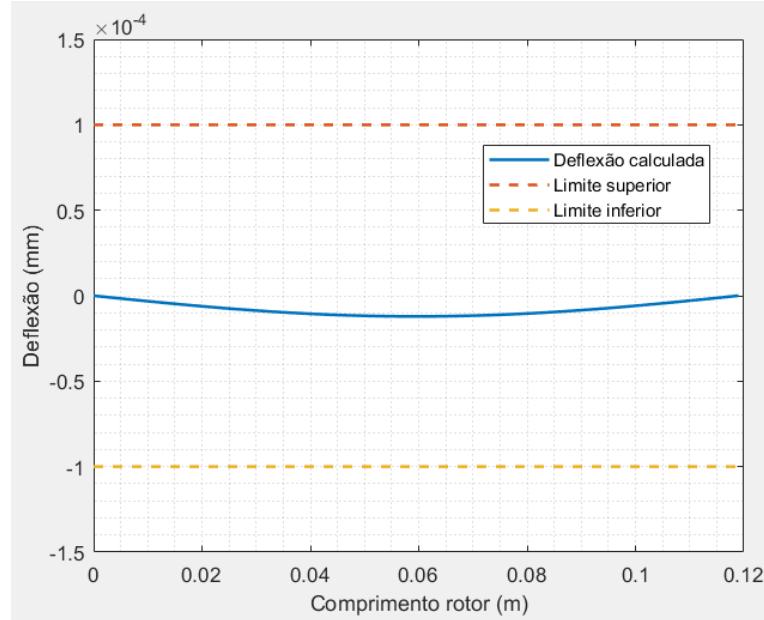
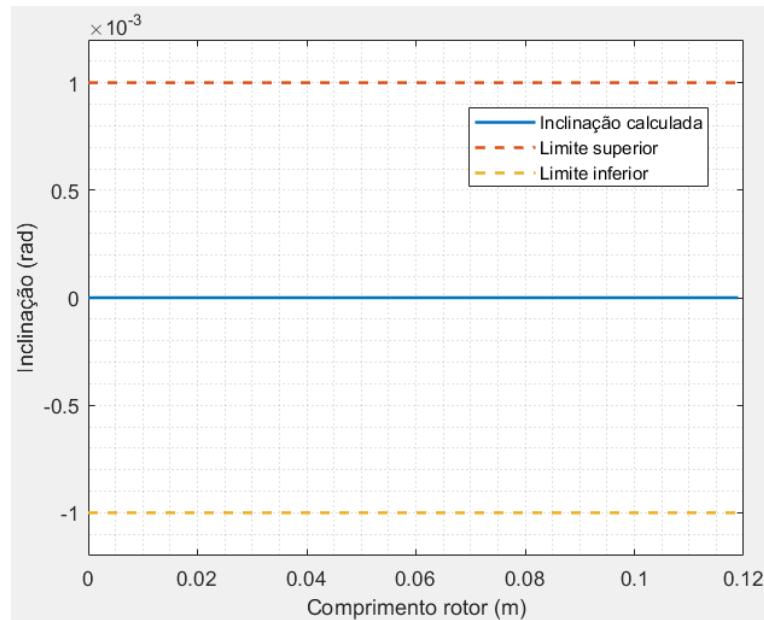


Figura 88 – Inclinação do eixo entre mancais. Limites de 0,001rad



O ponto crítico e a necessidade de aço de alta resistência mecânica apontam para a necessidade de fazer o ensaio de dureza no aço, assegurando-se do valor de S_{ut} . Além do material a ser utilizado, é questionado se o método de conexão do eixo com a engrenagem solar resultará em uma transmissão robusta de torque, considerando a intensa variação desta entrada. A proposta é que esta conexão seja feita através de pressão.

6 Conclusão e Desenvolvimento Futuro

O procedimento de projeto de uma máquina elétrica é multivariável, multiobjetivo e altamente iterativo. Os cálculos de parâmetros foram avaliados com base na equipe Fórmula Tesla UFMG, processos de *Benchmarking* e projeções de redução de massa futura. Caso a equipe angarie orçamento para reduzir a sua massa, como com a utilização de monocoque, os motores também podem ser reduzidos e de menor massa.

Na opinião do autor, as maiores contribuições de engenharia realizadas neste trabalho consistem no levantamento de informações e dados que caracterizem a aplicação e no posterior desenvolvimento da metodologia de projeto. Uma vez que estes processos essenciais são entregues, os resultados da máquina elétrica podem ser facilmente variados através de suas dimensões e análises complementares.

O nível alto de incertezas em relação ao projeto, apresenta a necessidade (já inicialmente esperada) de montagem de um protótipo e realimentação das variáveis. Reduzir o torque e potência da máquina para obter menor massa é uma possibilidade de prosseguimento que deve ser avaliada pelo Fórmula Tesla UFMG a partir de uma análise mais aprofundada em dinâmica veicular, incluindo decisão e projeto de parâmetros de suspensão adequados para este novo sistema.

Mesmo antes de uma melhora no projeto deste sistema *in-wheel*, a estimativa é de que com a substituição do sistema atual apresente considerável melhora das características do veículo de 2018. Com utilização de inversor comercial Sevcon HVLP20, o veículo apresenta 2,48 vezes mais potência de pico, 1,17 mais torque de pico nas rodas, e redução de -7,8 kg no *powertrain* (redutor de 6,1kg). Caso seja desenvolvido inversor próprio com 100Arms de linha, é possível alcançar 3,49 vezes mais potência de pico e 1,64 vezes mais torque de pico nas rodas do que o protótipo NK-218.

A Tabela 18 apresenta o sistema proposto comparado com *powertrain* das duas equipes nacionais de maior destaque. A massa apresentada considera somente inversores e motores.

Seguem as sugestões de desenvolvimento futuro.

6.1 Sugestões de Desenvolvimento Futuro

1. Análise da máquina em outro software de elementos finitos, que permita inserção de tensão elétrica como entrada, e observação dos resultados da limitação do barramento DC;

Tabela 18 – Comparativo final entre *powertrain* desenvolvido e soluções de destaque nacional. Massa apresentada considera motores e inversores

	Tipo 1	Tipo 2	NK-218	FEI Elétrico	Unicamp
Inversor	HVLP20	100Arms linha	WEG	Rinehart	Gen4Size8
Pot. nom.	70,8 kW	-	12 kW	40 kW	70 kW
Torque nom.	622 Nm	-	235,8 Nm	(80 x N) Nm	400 Nm
Pot. pico	89,5 kW	125 kW	36 kW	80 kW	100 kW
Torque pico	783 Nm	1100 Nm	707 Nm	(150 x N) Nm	750 Nm
Massa	39,2 kg	-	55 kg	16,8 kg	35 kg

2. Desenvolvimento de controlador: o HVLP20 foi o único inversor comercial considerado viável para um sistema AWD por questões de dimensões e massa. Um controlador próprio poderia exceder os limites de 53Arms de linha, sendo inferida a possibilidade de gerar consideravelmente mais torque com 100Arms de linha;
3. Comparativo de torque obtido entre Vacodur 49 e outra máquina otimizada para operar com aço Aperam;
4. Análise de efeitos de alteração de gap: necessária para considerar possíveis alterações geradas por imprecisão de fabricação;
5. Perdas: inclusão de considerações de efeitos de harmônicos provenientes da máquina e chaveamento dos controladores. Análise de como a segmentação dos ímãs pode reduzir as perdas nos mesmos;
6. Análise de *ripple* de corrente de alimentação: essencial para evitar que as proteções de sobrecorrente do controlador sejam ativadas;
7. Otimização mecânica: o sistema final não se apresentou adequado em relação aos requisitos de massa, demonstrando necessidade de utilização de materiais mais leves e otimização geométrica e mecânica em elementos finitos;
8. Análise térmica para estimativa de temperatura dos ímas e condutores, incluindo ensaios;
9. Análise de vibração devido a *ripple* de torque;
10. Utilização de *softwares* específicos para análise de dinâmica veicular, tais como o *Optimum Dynamics*;
11. Teste de adesivo de rotor: obtenção de resistência mecânica de adesivo de fixação dos ímãs, em operação a 180°C, visando reduzir as incertezas quanto à robustez do método e material de fixação;
12. Investigação mais profunda à respeito de viabilidade de sistema sem redutor planetário, buscando aumento de eficiência e redução de complexidade;

13. Fabricação de protótipo e realimentação do projeto através das medições

Referências

- AKAHO, D. et al. Development of vehicle dynamics control system for in-wheel-motor vehicle. *Transactions of the Society of Automotive Engineers of Japan*, n. 120-10, 2010. Citado na página 37.
- AUNE, P. A. *a Four Wheel Drive System for a Formula Style Electric Racecar*. Dissertação (Mestrado) — NTNU, 2016. Citado 2 vezes nas páginas 53 e 63.
- BALANCING, I. *Balance Quality Requirements of Rigid Rotors*. 2009. Citado na página 108.
- BATISTA, B. C. Procedimento computacional para projeto de redutor de engrenagens planetárias - aplicação em motor na roda de veículo elétrico fórmula. 2019. Citado 2 vezes nas páginas 70 e 77.
- BBC, s. *Rare earths: Neither rare, nor earths*. 2014. Disponível em: <<https://www.bbc.com/news/magazine-26687605>>. Citado 2 vezes nas páginas 13 e 40.
- BERA, T. K.; BHATTACHARYA, K.; SAMANTARAY, A. K. Evaluation of antilock braking system with an integrated model of full vehicle system dynamics. *Simulation Modelling Practice and Theory*, Elsevier, v. 19, n. 10, p. 2131–2150, 2011. Citado 2 vezes nas páginas 14 e 69.
- BIANCHI, N.; PRÈ, M. D. Use of the star of slots in designing fractional-slot single-layer synchronous motors. *IEE Proceedings-Electric Power Applications*, IET, v. 153, n. 3, p. 459–466, 2006. Citado na página 84.
- BRAVO, D. M. et al. *Estudo da influência do aumento da massa não suspensa em um veículo híbrido com motores elétricos nas rodas*. [S.l.]: CONEM, 2012. Citado na página 42.
- BUDYNAS, R. G.; NISBETT, J. K. *Shigley's Mechanical Engineering Design*: Tenth edition. [S.l.]: McGraw-Hill Education, 2015. Citado 4 vezes nas páginas 104, 106, 107 e 108.
- CHAI, F. et al. Double-stator permanent magnet synchronous in-wheel motor for hybrid electric drive system. In: IEEE. *Electromagnetic Launch Technology, 2008 14th Symposium on*. [S.l.], 2008. p. 1–5. Citado na página 47.
- CHAPMAN, S. J. *Electric Machinery Fundamentals, Fifth Edition*. [S.l.]: McGraw-Hill Science/Engineering/Math, 2011. Citado 3 vezes nas páginas 15, 89 e 90.
- CHARALAMPIDES, G. et al. Rare earth elements: industrial applications and economic dependency of europe. *Procedia Economics and Finance*, Elsevier, v. 24, p. 126–135, 2015. Citado na página 41.
- CONTESINI, L. *Project Cars 99 – a história do F-SAE da Unicamp E-Racing que conquistou os EUA*. 2014. Acesso: 2019-04-05. Disponível em: <<https://www.flatout.com.br/project-cars-99-a-historia-do-f-sae-da-unicamp-e-racing-que-conquistou-os-eua/>>. Citado na página 57.

CROS, J.; VIAROUGE, P. Synthesis of high performance pm motors with concentrated windings. *IEEE transactions on energy conversion*, IEEE, v. 17, n. 2, p. 248–253, 2002. Citado na página 84.

ECONOMICS, s. T. *Neodymium*. 2019. Disponível em: <<https://tradingeconomics.com/commodity/neodymium>>. Citado 2 vezes nas páginas 13 e 41.

EDELSTEIN, S. *Electric racer goes 0 to 60 mph in 1.5 seconds, built by students*. 2016. Disponível em: <https://www.greencarreports.com/news/1104693_electric-racer-goes-0-to-60-mph-in-1-5-seconds-built-by-students>. Citado na página 55.

EHSANI, M. et al. *Modern Electric, Hybrid Electric Fuel Cell Vehicles: Fundamentals, theory, and design*. [S.l.]: CRC Press, 2010. Citado na página 31.

ELECTRIC, s. P. *Models, Protean Drive*. 2019. Disponível em: <<https://www.proteanelectric.com/protean-drive/#models>>. Citado na página 43.

ENERGY, U. D. o. E. Office of E. E. . R. Fy 2016 annual progress report for electric drive technologies program. U.S. Department of Energy, p. 26, 2017. Citado na página 40.

FILIPPIS, G. D. et al. Energy-efficient torque-vectoring control of electric vehicles with multiple drivetrains. *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, IEEE, v. 67, n. 6, p. 4702–4715, 2018. Citado na página 38.

FRASER, A. In-wheel electric motors. In: *10th International CTI Symposium*. [S.l.: s.n.], 2011. p. 12–23. Citado na página 47.

FSG, F. S. G. *Results FSG 2018*. 2018. Acesso: 2019-04-05. Disponível em: <<https://www.formulastudent.de/fsg/results/2018/>>. Citado 3 vezes nas páginas 13, 50 e 51.

GALEAZZI, A.; ROBERTS, G. Influence of wheel bearing performance on in-wheel motor advanced applications. In: *IEEE. Electric Vehicle Symposium and Exhibition (EVS27), 2013 World*. [S.l.], 2013. p. 1–7. Citado na página 49.

GIERAS, J. F.; WANG, R.-J.; KAMPER, M. J. *Axial flux permanent magnet brushless machines*. [S.l.]: Springer Science & Business Media, 2008. Citado 2 vezes nas páginas 81 e 82.

GOTTIPATI, P.; MENDRELA, E. A. Comparative method for twin-rotor pm brushless motors applied as in-wheel motors. In: *IEEE. Power Electronics, Drives and Energy Systems (PEDES) & 2010 Power India, 2010 Joint International Conference on*. [S.l.], 2010. p. 1–6. Citado na página 48.

GREENTEAM. *E0711-4 (2012/2013)*. 2013. Acesso: 2019-04-05. Disponível em: <<https://www.greenteam-stuttgart.de/en/e0711-4-20122013/>>. Citado na página 55.

GUINNESS, W. R. *Guinness World Records - Fastest 0-100 km/h acceleration - electric cart*. 2016. Acesso: 2019-04-05. Disponível em: <<http://www.guinnessworldrecords.com/world-records/fastest-0-100-kmh-acceleration-electric-car>>. Citado na página 55.

- HART, M. *Evaluating United States and world consumption of neodymium, dysprosium, terbium, and praseodymium in final products.* [S.l.]: Colorado School of Mines, 2013. Citado 2 vezes nas páginas 40 e 82.
- HEJRA, M.; MANSOURI, A.; TRABEISI, H. Optimal design of a permanent magnet synchronous motor: Application of in-wheel motor. In: IEEE. *Renewable Energy Congress (IREC), 2014 5th International.* [S.l.], 2014. p. 1–5. Citado na página 48.
- HELMS, H. et al. Electric vehicle and plug-in hybrid energy efficiency and life cycle emissions. In: CITESEER. *18th International Symposium Transport and Air Pollution, Session.* [S.l.], 2010. v. 3, p. 113. Citado na página 32.
- HITACHI, M. s. *Nd-Fe-B Magnets NEOMAX®.* 2019. Acesso: 2019-05-01. Disponível em: <http://www.hitachi-metals.co.jp/e/products/auto/el/p03_21.html>. Citado na página 86.
- HOOPER, I. F. *Development of in-wheel motor systems for formula sae electric vehicles.* Tese (Doutorado) — University of Western Australia, 2011. Citado 4 vezes nas páginas 53, 59, 63 e 82.
- IFEDI, C. et al. A high torque density, direct drive in-wheel motor for electric vehicles. IET, 2012. Citado na página 44.
- JAMIL, M. L. M. et al. Electromagnetic performance due to tooth-tip design in fractional-slot pm brushless machines. *International Journal of Power Electronics and Drive Systems*, IAES Institute of Advanced Engineering and Science, v. 6, n. 4, 2015. Citado na página 84.
- JAYASUNDARA, J.; MUNINDRADASA, D. Design of multi phase in-wheel axial flux permanent magnet motor for electric vehicles. In: IEEE. *Industrial and Information Systems, First International Conference on.* [S.l.], 2006. p. 510–512. Citado na página 49.
- KUCINSKI, W. et al. Me 351 formula electric in-hub motor system for formula sae electric. In: UNIVERSITY OF WISCONSIN - MADISON. [S.l.], 2017. v. 3, p. 110. Citado na página 57.
- KUCINSKI, W. et al. Me351 - formula electric in-hub motor system for formula sae electric. 2017. Citado na página 63.
- LTD., s. E. *Motors, Products.* 2019. Disponível em: <<https://in-wheel.com/product-category/motors/>>. Citado na página 45.
- LTD., s. N. *NSK Demonstrates the World's First Transmission-equipped Wheel Hub Motor.* 2019. Disponível em: <<https://www.nsk.com/company/news/2017/press0119a.html#>>. Citado na página 45.
- LUO, Y.; TAN, D. Study on the dynamics of the in-wheel motor system. *IEEE transactions on vehicular technology*, IEEE, v. 61, n. 8, p. 3510–3518, 2012. Citado na página 42.
- LUQUE, D. et al. Analysis of a three-phase in-wheel electric motor. In: IEEE. *Universities Power Engineering Conference (UPEC), 2009 Proceedings of the 44th International.* [S.l.], 2009. p. 1–5. Citado na página 48.

MAHMOUDI, A.; RAHIM, N.; HEW, W. Axial-flux permanent-magnet machine modeling, design, simulation, and analysis. *Scientific Research and Essays*, v. 6, n. 12, p. 2525–2549, 2011. Citado na página 82.

MAZUR, E. *Formula Student Electric - World Ranking List*. 2019. Acesso: 2019-04-05. Disponível em: <<https://mazur-events.de/fs-world/E/>>. Citado 2 vezes nas páginas 51 e 54.

MORAES, L. C.; SEER, H. J. Recursos minerais de minas gerais - terras raras. p. 36–37, 2018. Citado na página 41.

MOTORS, s. M. *LUKA EV STYLE FROM THE PAST, TECHNOLOGY FROM THE FUTURE*. 2019. Disponível em: <<https://mwmotors.cz/luka-ev/>>. Citado na página 45.

MURATA, S. Innovation by in-wheel-motor drive unit. *Vehicle System Dynamics*, Taylor & Francis, v. 50, n. 6, p. 807–830, 2012. Citado na página 38.

NIESSEN, F. *Winding Scheme Calculator*. 2013. Acesso: 2019-05-01. Disponível em: <<http://www.bavaria-direct.co.za/scheme/calculator/>>. Citado 2 vezes nas páginas 15 e 86.

PENN, E. R. *REV3: 2016-2017*. 2017. Acesso: 2019-04-05. Disponível em: <<http://www.pennelectricracing.com/rev3>>. Citado na página 56.

PETROV, I. et al. Inductance evaluation of fractional slot permanent magnet synchronous motors with non-overlappingwinding by analytical approaches. In: IEEE. *2014 16th European Conference on Power Electronics and Applications*. [S.l.], 2014. p. 1–10. Citado 2 vezes nas páginas 84 e 92.

PONOMAREV, P. et al. Tooth-coil permanent magnet synchronous machine design for special applications. Lappeenranta University of Technology, 2013. Citado na página 95.

RAABE, N. An algorithm for the filling factor calculation of electrical machines standard slots. In: IEEE. *2014 International Conference on Electrical Machines (ICEM)*. [S.l.], 2014. p. 981–986. Citado na página 95.

RABATEL, S. *Michelin abandonne le développement des roues motorisées*. 2014. Disponível em: <<http://www.actu-automobile.com/2014/10/22/michelin-abandonne-le-developpement-des-roues-motorisees>>. Citado na página 39.

RODRIGUES, C. G. et al. Projeção da mortalidade e internações hospitalares na rede pública de saúde atribuíveis à poluição atmosférica no estado de são paulo entre 2012 e 2030. *Revista Brasileira de Estudos de População*, Associação Brasileira de Estudos Populacionais, 2015. Citado na página 31.

ROJAS, A. E. R.; NIEDERKOFLER, H.; WILLBERGER, J. *Comfort and safety enhancement of passenger vehicles with in-wheel motors*. [S.l.], 2010. Citado na página 42.

ROMARE, M.; DAHLLÖF, L. The life cycle energy consumption and greenhouse gas emissions from lithium-ion batteries. *Stockholm. Zugriff am*, v. 23, p. 2017, 2017. Citado na página 31.

- ROUMANI, K.; SCHMUELLING, B. Electromagnetic design of central motor and in-wheel hub motor according to their voltage range. In: IEEE. *Electrical Machines and Systems (ICEMS), 2016 19th International Conference on.* [S.l.], 2016. p. 1–5. Citado na página 48.
- SCHALKWYK, D. V.; KAMPER, M. Effect of hub motor mass on stability and comfort of electric vehicles. In: IEEE. *2006 IEEE vehicle power and propulsion conference.* [S.l.], 2006. p. 1–6. Citado na página 42.
- SHIBAMOTO, T. et al. A design of axial-gap switched reluctance motor for in-wheel direct-drive ev. In: IEEE. *Electrical Machines (ICEM), 2012 XXth International Conference on.* [S.l.], 2012. p. 1160–1165. Citado na página 49.
- SKF. *Rolling bearings.* 2018. Citado na página 109.
- SKF, s. *SKF Bearing Calculator.* 2019. Acesso: 2019-05-01. Disponível em: <<http://webtools3.skf.com/BearingCalc/selectProduct.action>>. Citado na página 109.
- SUZUKI, M. et al. Development of an in-wheel motor axle unit. *NTN Technical Review*, v. 75, p. 46–52, 2007. Citado na página 45.
- TANIGUCHI, M. et al. *Development of new hybrid transaxle for compact-class vehicles.* [S.l.], 2016. Citado na página 40.
- TANURE, M. H. Evolução do projeto de transmissão para veículo fsae elétrico. 2019. Citado na página 71.
- TOMMASO, A. D. et al. Fast procedure for the calculation of maximum slot filling factors in electrical machines. In: IEEE. *2017 Twelfth International Conference on Ecological Vehicles and Renewable Energies (EVER).* [S.l.], 2017. p. 1–8. Citado na página 95.
- TOOLBOX, E. *Rolling Resistance.* 2008. Acesso: 2019-05-01. Disponível em: <https://www.engineeringtoolbox.com/rolling-friction-resistance-d_1303.html>. Citado na página 138.
- TOREZZAN, C. et al. Códigos esféricos em toros planares. [sn], 2009. Citado na página 95.
- TTC, C. F. *Formula SAE Tire Test Consortium.* 2015. Acesso: 2019-05-01. Disponível em: <<http://www.millikenresearch.com/fsaettc.html>>. Citado 2 vezes nas páginas 14 e 69.
- VOS, R.; BESSELINK, I.; NIJMEIJER, H. Influence of in-wheel motors on the ride comfort of electric vehicles. In: *Proceedings of the 10th International Symposium on Advanced Vehicle Control (AVEC10), 22-26 August 2010, Loughborough, United Kingdom.* [S.l.: s.n.], 2010. p. 835–840. Citado na página 42.
- WATTS, A. et al. Integrating in-wheel motors into vehicles-real-world experiences. *SAE International Journal of Alternative Powertrains*, JSTOR, v. 1, n. 1, p. 289–307, 2012. Citado na página 44.

WATTS, A. et al. The technology and economics of in-wheel motors. *SAE International Journal of Passenger Cars-Electronic and Electrical Systems*, v. 3, n. 2010-01-2307, p. 37–55, 2010. Citado 2 vezes nas páginas [13](#) e [38](#).

XIAOYUAN, W.; PENG, G.; GENGJI, W. The design of halbach array permanent magnet for in-wheel motor. In: IEEE. *Electrical Machines and Systems (ICEMS), 2013 International Conference on*. [S.l.], 2013. p. 1252–1255. Citado na página [49](#).

XUE, P.; LIN, J. Discussion on the rare earth resources and its development potential of inner mongolia of china. In: IEEE. *2011 International Conference on Materials for Renewable Energy & Environment*. [S.l.], 2011. v. 1, p. 9–12. Citado na página [40](#).

YANG, Y. et al. Thermal management of electric machines. *IET Electrical Systems in Transportation*, IET, v. 7, n. 2, p. 104–116, 2016. Citado na página [95](#).

YANG, Y.-P.; CHUANG, D. S. Optimal design and control of a wheel motor for electric passenger cars. *IEEE Transactions on Magnetics*, IEEE, v. 43, n. 1, p. 51–61, 2007. Citado na página [47](#).

YANG, Y.-P.; LIANG, J.-Y.; XING, X.-Y. Design and application of axial-flux permanent magnet wheel motors for an electric vehicle. In: IEEE. *AFRICON, 2009. AFRICON'09*. [S.l.], 2009. p. 1–5. Citado na página [47](#).

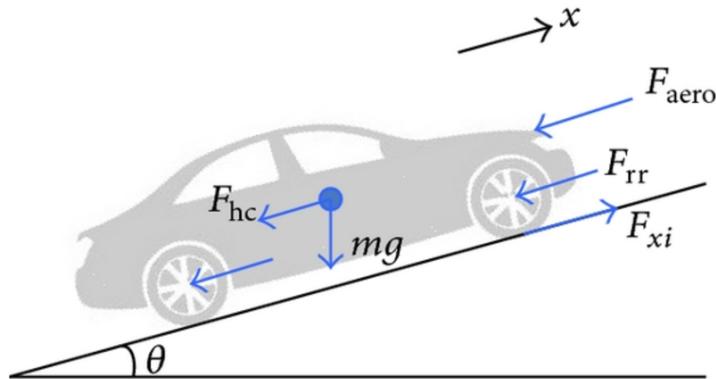
Apêndices

APÊNDICE A – Modelo de Desempenho Longitudinal

Este anexo inclui equacionamento básico utilizado para modelo de desempenho longitudinal de veículo em aceleração, com a finalidade de levantamento de parâmetros da máquina elétrica deste trabalho.

O algoritmo desenvolvido para modelagem e análise de desempenho limita-se a efeitos longitudinais, desconsidera elevação da pista, considera eficiência do sistema fixa e traz a simplificação de toda massa concentrada no CG, similar ao diagrama de forças da Figura 89 (com ângulo de inclinação da pista nulo). Por outro lado, o algoritmo alcança notoriedade por ser temporal e incluir um processo iterativo para convergência de transferência de carga e aceleração, considerando limites de atrito pneu-solo, limitação de potência, velocidade máxima e torque máximo disponível. Sendo importante lembrar que na competição Fórmula SAE a potência instantânea máxima proveniente das baterias é limitada por regulamento em 80kW, vide subseção 3.1.

Figura 89 – Diagrama de Forças em um Veículo



Com este procedimento podemos visualizar facilmente uma série de grandezas relevantes em relação à variável tempo, desde variáveis mais simples como a força trativa, potência e velocidade, até grandezas mais complexas como a relação de potência traseira e dianteira, a resistência aerodinâmica, a resistência ao rolamento, entre outras. Seguem equacionamentos básicos.

- Equação trativa geral:

$$F_{tr} - F_{aero} - F_{roll} - F_{inertia} = m \times a \quad (\text{A.1})$$

onde m é a massa do veículo com piloto (em kg), a é a aceleração, F_{tr} é a força trativa, F_{aero} é a força de resistência aerodinâmica, F_{roll} é a força de resistência ao rolamento e $F_{inertia}$ é a força relacionada ao momento de inércia polar do conjunto rotativo

- Força de resistência aerodinâmica:

$$F_{roll} = 0,5 \times c_d \times A \times \rho \times v^2 \quad (\text{A.2})$$

onde c_d é o coeficiente de drag, A é a área frontal (em m^2), ρ é a densidade do ar (em kg/m^3) e v é a velocidade (em m/s).

- Força de resistência ao rolamento:

$$F_{roll} = m \times g * \times \left\{ 0.005 + \frac{1}{p} \times [0,01 + 0.0095 \times \left(\frac{v_{kph}}{100} \right)^2] \right\} \quad (\text{A.3})$$

onde o termo entre colchete é o coeficiente de rolamento, g^* é a aceleração da gravidade (em m/s^2), p é a pressão do pneu (em bar), v_{kph} é a velocidade (em km/h). (TOOLBOX, 2008)

- Força relacionada ao momento de inércia polar do conjunto rotativo:

$$F_{inertia} = 4 \times \frac{J \times a}{r_{din}^2} \quad (\text{A.4})$$

onde J é simplificado pelo momento de inércia polar do conjunto-roda, a é a aceleração do veículo (em m/s^2) e r_{din} é o raio dinâmico do pneu.

- Força de transferência de carga:

$$F_{carga} = m \times a \times \frac{h_{cg}}{wb} \quad (\text{A.5})$$

onde h_{cg} é a altura do centro de gravidade (em m) e wb é a distância entre eixos (em m).

É importante ressaltar que é necessário avaliar uma série de variáveis separadamente na traseira e na dianteira. Tendo como exemplos a força trativa, a força normal, os limites de potência e rotação da motorização, a relação de redução, entre outras.