

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
ESCOLA DE ENGENHARIA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

**IGOR PASA WILTUSCHNIG**

**PROJETO E DIMENSIONAMENTO DE UM SISTEMA DE  
TRAÇÃO PARA VEÍCULOS ELÉTRICOS**

Porto Alegre

2016

**IGOR PASA WILTUSCHNIG**

**PROJETO E DIMENSIONAMENTO DE UM SISTEMA DE  
TRAÇÃO PARA VEÍCULOS ELÉTRICOS**

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, da universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Área de concentração: Energia

ORIENTADOR: Prof. Dr. Ály Ferreira Flores Filho

Porto Alegre

2016



IGOR PASA WILTUSCHNIG

## **PROJETO E DIMENSIONAMENTO DE UM SISTEMA DE TRAÇÃO PARA VEÍCULOS ELÉTRICOS**

Esta dissertação foi julgada adequada para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica e aprovada em sua forma final pelo Orientador e pela Banca Examinadora.

Orientador: \_\_\_\_\_

Prof. Dr. Ály Ferreira Flores Filho, UFRGS

Doutor pela Universidade de Cardiff - Cardiff, País de Gales

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Fausto Bastos Líbano, DELET - UFRGS

Doutor pela Universidade Politécnica de Madri – Madri, Espanha

Prof. Dr. Luís Alberto Pereira, PPGEE - UFRGS

Doutor pela Universität Kaiserslautern - Kaiserslautern, Alemanha)

Prof. Dr. Roberto Petry Homrich, DELET - UFRGS

Doutor pela Universidade Estadual de Campinas – Campinas, Brasil)

Coordenador do PPGEE: \_\_\_\_\_

Prof. Dr. Luís Fernando Alves Pereira

Porto Alegre, Julho de 2016.



## **DEDICATÓRIA**

Dedico este trabalho à minha família, ao meu pai *in memorium* e à minha noiva, Juliana, em especial pela dedicação e apoio em todos os momentos difíceis, e compreensão pelo envolvimento intenso a este trabalho e pelo incentivo a nunca desistir dos sonhos e sempre seguir em frente.



## **AGRADECIMENTOS**

Primeiramente, agradeço aos meus familiares que me apoiaram durante este processo de aprendizado. Ao professor Ály Ferreira Flores Filho pela orientação e por apoiar este projeto com a estrutura e equipamentos do Laboratório de Máquinas Elétricas, Acionamentos e Energia da UFRGS, ao professor Roberto Petry Homrich pelo auxílio nos ensaios e soluções de problemas práticos.

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, PPGEE, pela oportunidade de realização de trabalhos em minha área de pesquisa.

Aos colegas graduandos, mestrandos e doutorandos do LMEAE pelo auxílio nas tarefas desenvolvidas durante o curso, pelo apoio durante a parte experimental do projeto e também durante a revisão deste trabalho.

À CAPES pela provisão da bolsa de mestrado.



## RESUMO

O presente trabalho tem por objetivo propor uma metodologia para o dimensionamento da potência tracionária em função do percurso percorrido por veículos elétricos, assim como realizar o projeto básico de uma máquina elétrica para suprir a carga tracionária exigida. Os cálculos foram realizados através de um algoritmo onde o usuário insere as variáveis mecânicas do veículo e recebe a potência e conjugado necessários, e o projeto elementar da máquina que deverá equipar o veículo. Realizou-se um estudo de caso a partir de uma *scooter elétrica* para validar os resultados, foi projetada uma máquina *brushless dc* com fluxo radial e rotor externo. Os resultados experimentais atenderam as expectativas de conjugado de 46 Nm, o máximo conjugado estático atingiu 48 Nm e a rotação a vazio obteve valor de 613 rpm à tensão nominal. Os ensaios de frenagem regenerativa com supercapacitores apresentaram resultados promissores com 50% da energia mecânica recebida durante a frenagem entregue na partida do veículo.

**Palavras-chave:** Veículos elétricos. Tração automotiva. Máquinas elétricas. Fluxo radial. Frenagem regenerativa. Eficiência energética.



## **ABSTRACT**

The present study aims to propose a methodology for the design of power traction depending on the distance traveled by electrical vehicles, and perform the basic design of an electrical machine to supply the traction load required. The calculations will be performed through an algorithm where the user enters the mechanical variables of the vehicle and receives the power and torque required and the basic machine design that should equip the vehicle. A case study was conducted for an electric scooter considering the designed dc brushless machine with radial flow and external rotor in order to validate the results.

The experimental results met the target of 46 Nm of torque, the maximum static torque 48 Nm was reached, and the no-load rotation obtained was 613 rpm at nominal voltage. Regenerative braking tests with super capacitors showed a promising result: 50% of the received mechanical energy during braking was delivered to the vehicle starting.

**Keywords: Electric Vehicles. Automotive traction. Electrical machines. Radial flow. Regenerative braking. Energy efficiency.**



## SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO .....	29
2 CONCEITUAÇÃO BÁSICA DE VEÍCULOS ELÉTRICOS .....	31
2.1 VEÍCULOS ELÉTRICOS .....	31
2.2 CONFIGURAÇÕES DE VEÍCULOS ELÉTRICOS .....	31
2.3 PROPULSÃO ELÉTRICA .....	35
2.4 MÁQUINAS ELÉTRICAS UTILIZADAS EM VES E VEHS. ....	37
2.5 MODELAGEM VEICULAR .....	42
2.6 FORÇA TRACIONÁRIA .....	43
2.7 RESISTÊNCIA DE ROLAMENTO .....	44
2.8 ARRASTO AERODINÂMICO .....	45
2.9 FORÇA PARA SUPERAR ACLIVE .....	46
2.10 FORÇA DE ACELERAÇÃO .....	46
2.11 FORÇA TRACIONÁRIA TOTAL .....	49
2.12 ACELERAÇÃO VEICULAR .....	50
2.13 CONSUMO ENERGÉTICO .....	52
2.14 CICLOS DE CONDUÇÃO .....	54
2.14.1 Ciclos de Condução Europeus .....	55
2.14.2 Ciclos de Condução Norte-Americanos .....	57
2.14.3 Ciclos de Condução Japoneses .....	61
3 METODOLOGIA PARA O CÁLCULO DA POTÊNCIA TRACIONÁRIA REQUERIDA .....	65
3.1 SIMULAÇÃO DE UMA <i>SCOOTER</i> PARA O CICLO DE CONDUÇÃO ECE 15 .....	68
3.2 SIMULAÇÃO DE UMA <i>SCOOTER</i> PARA O CICLO DE CONDUÇÃO FTP75 .....	73
4 PROJETO DA MÁQUINA ELÉTRICA .....	79
4.1 DETERMINAÇÃO DO NÚMERO DE POLOS .....	79
4.2 DETERMINAÇÃO DAS DIMENSÕES BÁSICAS .....	81
4.3 DIMENSIONAMENTO DO ROTOR .....	83
4.4 ESCOLHA E DIMENSIONAMENTO DO ÍMÃ .....	83
4.5 PROJETO DO ESTATOR .....	88
4.6 ESCOLHA DA CHAPA .....	89
4.7 DIMENSIONAMENTO DAS RANHURAS .....	91
4.8 ENROLAMENTO DO ESTATOR .....	93
4.9 CÁLCULO DO NÚMERO DE ESPIRAS POR BOBINA .....	96
4.10 CÁLCULO DA RESISTÊNCIA POR FASE E DO CONJUGADO DA MÁQUINA .....	99
4.11 CÁLCULO DAS PERDAS E RENDIMENTO APROXIMADO DA MÁQUINA .....	101
4.11.1 Perdas Joule .....	101
4.11.2 Perdas por Histerese .....	102
4.11.3 Perdas por Correntes Parasitas .....	103
4.11.4 Perdas Mecânicas .....	103
4.11.5 Perdas Adicionais .....	104
4.11.6 Rendimento da Máquina .....	104

<b>5 SIMULAÇÃO DA MÁQUINA USANDO ELEMENTOS FINITOS.....</b>	<b>107</b>
<b>5.1 AVALIAÇÃO DA INDUÇÃO NA MÁQUINA .....</b>	<b>108</b>
<b>5.2 AVALIAÇÃO DA DESMAGNETIZAÇÃO DOS ÍMÃS PERMANENTES.....</b>	<b>113</b>
<b>5.3 CONJUGADO DE RELUTÂNCIA .....</b>	<b>115</b>
<b>5.4 CURVAS DE EFICIÊNCIA, POTÊNCIA E CONJUGADO DA MÁQUINA PROJETADA .....</b>	<b>116</b>
<b>5.5 CÁLCULO DA INDUTÂNCIA POR FASE .....</b>	<b>119</b>
<b>5.6 ONDULAÇÃO DE CONJUGADO EM OPERAÇÃO NOMINAL .....</b>	<b>120</b>
<b>5.7 TENSÃO INDUZIDA NA ROTAÇÃO NOMINAL.....</b>	<b>122</b>
<b>6 CONSTRUÇÃO DO PROTÓTIPO E DA BANCADA DE TESTES .....</b>	<b>125</b>
<b>6.1 CONSTRUÇÃO DO ESTATOR .....</b>	<b>129</b>
<b>6.2 CORTE E MAGNETIZAÇÃO DOS ÍMÃS PERMANENTES .....</b>	<b>129</b>
<b>6.3 USINAGEM DAS TAMPAS E DO ROTOR .....</b>	<b>133</b>
<b>6.4 BOBINAGEM DO ESTATOR.....</b>	<b>137</b>
<b>6.5 MONTAGEM DA BANCADA DE TESTES .....</b>	<b>138</b>
<b>7 RESULTADOS EXPERIMENTAIS .....</b>	<b>145</b>
<b>7.1 DETERMINAÇÃO DA RESISTÊNCIA DE ARMADURA .....</b>	<b>145</b>
<b>7.2 MEDIÇÃO DA INDUÇÃO MAGNÉTICA .....</b>	<b>146</b>
<b>7.3 ROTAÇÃO DA MÁQUINA EM FUNÇÃO DA TENSÃO NO BARRAMENTO CC.....</b>	<b>148</b>
<b>7.4 MEDIDA APROXIMADA DO CONJUGADO DE RELUTÂNCIA.....</b>	<b>149</b>
<b>7.5 OBTENÇÃO DA FORMA DE ONDA DA TENSÃO INDUZIDA .....</b>	<b>151</b>
<b>7.6 DETERMINAÇÃO DO CONJUGADO MÁXIMO ESTÁTICO.....</b>	<b>154</b>
<b>7.7 ENSAIOS DE FRENAGEM REGENERATIVA ATRAVÉS DE SUPERCAPACITORES .....</b>	<b>156</b>
<b>7.7.1 Frenagem Regenerativa e Carga dos Supercapacitores .....</b>	<b>158</b>
<b>7.7.2 Entrega da Energia Armazenada nos Supercapacitores .....</b>	<b>159</b>
<b>7.7.3 Resultados dos Ensaios de Frenagem e Entrega de Energia .....</b>	<b>160</b>
<b>7.8 OBTENÇÃO DA CURVA DE RENDIMENTO E DE CONJUGADO EM OPERAÇÃO NOMINAL .....</b>	<b>165</b>
<b>CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS.....</b>	<b>175</b>
<b>REFERÊNCIAS .....</b>	<b>179</b>
<b>ANEXOS .....</b>	<b>183</b>
<b>DADOS DO CATÁLOGO DO FABRICANTE DE CHAPAS E230 ACESITA .....</b>	<b>183</b>
<b>RESULTADOS DA CARACTERIZAÇÃO DAS CHAPAS E230 .....</b>	<b>184</b>
<b>DESENHOS TÉCNICOS E VISTAS DO PROJETO MECÂNICO DO PROTÓTIPO.....</b>	<b>188</b>

## LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 Configuração conceitual de um veículo elétrico (Ehsani <i>et al.</i> , 2010). .....	32
Figura 2 Configurações possíveis de veículos elétricos (Ehsani <i>et al.</i> , 2010).....	34
Figura 3 Característica do MCI (Ehsani, 2010) (Ehsani <i>et al.</i> , 2010). .....	36
Figura 4 Característica do ME (Ehsani, 2010). .....	36
Figura 5 Diagrama de blocos funcional de um típico sistema de propulsão elétrica (Ehsani, 2010). .....	38
Figura 6 Classificação de motores elétricos tracionários para VE e VEH (Ehsani, 2010).....	39
Figura 7 As forças que agem em um veículo em movimento em uma rampa (Larminie, 2003). .....	44
Figura 8 Arranjo simples para conectar o motor à roda (Larminie, 2003).....	47
Figura 9 Característica típica da eficiência de um motor elétrico (Larminie, 2003).....	54
Figura 10 Ciclo de condução ECE 15 (Dieselnet, 2015).....	56
Figura 11 Ciclo de condução EUDC15 (Dieselnet, 2015). .....	56
Figura 12 Ciclo de condução EUDCL15 (Dieselnet, 2015).....	57
Figura 13 Ciclo de Condução SFUDS15 (Dieselnet, 2015).....	58
Figura 14 Ciclo de condução FTP 7515 (Dieselnet, 2015). .....	59
Figura 15 Ciclo de condução IM240 15 (Dieselnet, 2015). .....	59
Figura 16 Ciclo de Condução NYCC15 (Dieselnet, 2015). .....	60
Figura 17 Ciclo de condução US06 15 (Dieselnet, 2015).....	61
Figura 18 Ciclo de condução 10 MODE 15 (Dieselnet, 2015). .....	61
Figura 19 Ciclo de condução 10-15 MODE 15 (Dieselnet, 2015).....	62
Figura 20 Ciclo de condução NEDC 15 (Dieselnet, 2015). .....	63
Figura 21 Ciclo de condução ECE 15 utilizado para o projeto. ....	65
Figura 22 <i>Scooter</i> utilizada para o estudo de caso (Larminie, 2003). .....	66
Figura 23 Ciclo de condução ECE 15 utilizado para a simulação.....	68
Figura 24 Energia requerida para completar o ciclo de condução com frenagem regenerativa. .....	69
Figura 25 Potência exigida na máquina durante o ciclo de condução. ....	69
Figura 26 Conjugado e força tracionária requeridos do veículo para o ciclo de condução.....	70
Figura 27 Pontos de conjugado necessários à máquina e a curva de conjugado aproximada. .	71
Figura 28 Ensaio de aceleração do veículo com o acelerador totalmente aberto. ....	72
Figura 29 Curva de conjugado e aceleração do motor com o acelerador totalmente aberto. ....	72
Figura 30 Ciclo de condução FTP 75 utilizado para a simulação. ....	74
Figura 31 Energia requerida para completar o ciclo de condução com frenagem regenerativa. .....	74
Figura 32 Potência exigida na máquina durante o ciclo de condução.....	75
Figura 33 Conjugado e força tracionária requeridos do veículo para o ciclo de condução.....	76
Figura 34 Pontos de conjugado necessários à máquina e a curva de conjugado aproximada. .	76
Figura 35 Ensaio de aceleração do veículo com o acelerador totalmente aberto. ....	77
Figura 36 Curva de conjugado e aceleração do motor com o acelerador totalmente aberto. ....	77
Figura 37 Massa da máquina em relação ao número de polos adaptado de (Gierras & Wing, 2002). .....	80
Figura 38 Cibas Catálogo de ímãs permanentes de NdFeB. Fonte: (Cibas, 2014). .....	86
Figura 39 Operação dos ímãs permanentes com influência da temperatura e reta de carga sem excitação e com reação da armadura na corrente nominal. ....	87

Figura 40	Operação dos ímãs com influência da temperatura e reta de carga sem excitação e com reação da armadura a 150% da corrente nominal. ....	88
Figura 41	Curva de magnetização de chapas E230 GNO 0,5 mm. ....	90
Figura 42	Curva de perdas em 60 Hz de chapas E230 GNO 0,5 mm. ....	90
Figura 43	Dimensões em milímetros dos dentes e ranhuras do estator. ....	93
Figura 44	Curvas de valor constante de eficiência da máquina. ....	105
Figura 45	Simetria em três dimensões da máquina. ....	107
Figura 46	Vista completa da máquina em três dimensões. ....	108
Figura 47	Indução na coroa do estator com corrente nominal. ....	109
Figura 48	Indução na culatra do rotor com corrente nominal. ....	109
Figura 49	Indução máxima no dente do estator com corrente nominal. ....	110
Figura 50	Mapa da indução magnética da máquina. ....	111
Figura 51	Linhas de fluxo na máquina. ....	112
Figura 52	Indução no entreferro com corrente nominal. ....	113
Figura 53	Máximo campo magnético desmagnetizante dentro do ímã com 0%, 100% e 150% da corrente nominal. ....	114
Figura 54	Indução dentro do ímã com 0%, 100% e 150% da corrente nominal. ....	115
Figura 55	Conjugado de relutância da máquina a 60 rpm sem excitação. ....	116
Figura 56	Curva de eficiência da máquina projetada. ....	117
Figura 57	Curva de potência mecânica da máquina. ....	117
Figura 58	Curva de conjugado da máquina e requerido pelo veículo. ....	118
Figura 59	Simulação magneto estática sem a presença dos ímãs com corrente de 50 A em uma fase. ....	119
Figura 60	Circuito externo utilizado para a simulação transiente com carga. ....	121
Figura 61	Curva de conjugado com carga da máquina projetada. ....	122
Figura 62	Tensão induzida de fase. ....	123
Figura 63	Máquina de eletro erosão a fio da Fanuc. ....	125
Figura 64	Magnetizador de pulso da Magnet-Physik. ....	126
Figura 65	Corte horizontal do protótipo. ....	126
Figura 66	Vista explodida do núcleo, rotor e tampas do protótipo. ....	127
Figura 67	Vista explodida dos componentes de fixação do eixo e do estator. ....	127
Figura 68	Corte das chapas do estator da máquina. ....	129
Figura 69	Corte dos ímãs permanentes da máquina. ....	130
Figura 70	Ímãs permanentes cortados e desmagnetizados. ....	130
Figura 71	Ímãs permanentes após a magnetização. ....	131
Figura 72	Curvas BxH do ímã permanente de NdFeB utilizado no protótipo a temperaturas de 26°C e 50°C. ....	132
Figura 73	Tampa do rotor com pastilhas de NdFeB de 10 mm x 1mm para leitura do transdutor de posição. ....	134
Figura 74	Conjunto de peças integrantes do protótipo antes de iniciar a montagem. ....	135
Figura 75	Detalhe dos ressalto de 0,5 mm para fixar os ímãs permanentes nas posições adequadas. ....	135
Figura 76	Detalhe dos ímãs inseridos no rotor entre os ressalto de 0,5 mm. ....	136
Figura 77	Vista em perspectiva do rotor da máquina. ....	137
Figura 78	Estator do protótipo bobinado, com saída das três fases e do fechamento da estrela. ....	138
Figura 79	Máquina de corrente contínua 10 kW utilizada para os ensaios como máquina primária ou carga. ....	139
Figura 80	Torquímetro da HBM de 50 Nm. ....	139

Figura 81 Sistema de acionamento completo para corrente nominal de 50A e potência nominal de 2,5 kW .....	141
Figura 82 Circuito microprocessado para comutação eletrônica e acionamentos em dois ou quadro quadrantes com frenagem regenerativa. ....	141
Figura 83 <i>Layout</i> da placa do circuito microprocessado. ....	142
Figura 84 Circuito de acionamento retangular com três fases.....	142
Figura 85 <i>Layout</i> da placa do circuito de acionamento.....	143
Figura 86 Bancada com torquímetro para realização dos experimentos. ....	145
Figura 87 Componente radial da indução em um passo polar sem a presença da armadura..	147
Figura 88 Velocidade do protótipo em função da tensão no barramento CC.....	148
Figura 89 Bancada para determinação do conjugado de relutância. ....	149
Figura 90 Medição experimental do conjugado de relutância.....	151
Figura 91 Bancada para medição da tensão induzida.....	152
Figura 92 Tensões induzidas de fase a 600 rpm. ....	152
Figura 93 Tensões induzidas de linha a 600 rpm. ....	153
Figura 94 Bancada para determinação do máximo conjugado estático.....	155
Figura 95 Conjugado obtido em simulação transiente com o rotor bloqueado com corrente de 52 A. ....	156
Figura 96 Banco de supercapacitores utilizados nos ensaios de frenagem regenerativa.....	157
Figura 97 Bancada para o ensaio de frenagem regenerativa e carga dos supercapacitores...	158
Figura 98 Bancada para o funcionamento como motor e entrega da energia armazenada nos supercapacitores.....	159
Figura 99 Potência elétrica e mecânica como gerador e mecânica no primeiro ensaio. ....	160
Figura 100 Carga e descarga da tensão no banco de supercapacitores no primeiro ensaio. ..	161
Figura 101 Potência elétrica e mecânica como gerador e mecânica no segundo ensaio.....	161
Figura 102 Carga e descarga da tensão no banco de supercapacitores no segundo ensaio. ...	162
Figura 103 Formas de onda na saída do conversor entre fases da máquina e GND da ponte inversora. ....	164
Figura 104 Formas de onda das tensões das Fases R e S e corrente da fase R. ....	165
Figura 105 Determinação da ondulação de conjugado e eficiência como motor em operação nominal. ....	166
Figura 106 Gerador de corrente contínua utilizado para alimentar o protótipo. ....	166
Figura 107 Ensaio com carga máxima de 1,78 kW.....	168
Figura 108 Ensaio com carga máxima de 2,6 kW.....	169
Figura 109 Conjugado e velocidade em operação nominal com carga mecânica de 2,6 kW.	170
Figura 110 Tensão e corrente da fase R em operação nominal com carga mecânica de 2,6 kW. ....	171



## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 Dados necessários à máquina para tração no ciclo de condução ECE 15. ....	73
Tabela 2 Dados necessários à máquina para tração no ciclo de condução FTP 75. ....	78
Tabela 3 Dados de <i>design</i> do protótipo. ....	128
Tabela 4 Comparação da indução remanente e coercitividade, dos ímãs reais com os valores considerados no projeto. ....	133
Tabela 5 Medidas de resistência de armadura. ....	146
Tabela 6 Teste de calibração do transdutor de conjugado TWN20-10 Nm. ....	150
Tabela 7 Valores eficazes, de pico e distorção harmônica das tensões de fase e de linha, obtidos experimentalmente. ....	154
Tabela 8 Resultados do ensaio de máximo conjugado estático. ....	155
Tabela 9 Rendimento total de frenagem regenerativa e partida. ....	163
Tabela 10 Ensaio realizado com 50 V e carga mecânica máxima de 1,78 kW. ....	169
Tabela 11 Ensaio realizado com 60V e carga mecânica máxima de 2,61kW. ....	170
Tabela 12 Ensaio realizado com acionamento e conversor proposto. ....	172
Tabela 13 Leituras de maiores conjugados atingidos durante o ensaio como motor. ....	172



## LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

$A$	Área frontal de um veículo ( $m^2$ )
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
$AC$	<i>Alternatre current</i> (A)
$A_{dente}$	Área sobre um dente ( $m^2$ )
$A_{ef}$	Densidade linear de corrente (kA/m)
$A_r$	Densidade linear de corrente para máquinas <i>brushless DC</i> (kA/m)
$a_{veiculo}$	Aceleração do veículo ( $m/s^2$ )
$B$	Indução magnética em um dente (T)
$BLDC$	<i>Brushless direct current</i>
$\hat{B}_\delta$	Indução magnética de pico no entreferro (T)
$B_M$	Indução magnética dentro do ímã permanente (T)
$bm$	Largura do ímã permanente (mm)
$B_{max}$	Valor máximo de indução na chapa do estator (T)
$b_{pk}$	Largura da sapata polar onde é alojado o enrolamento (mm)
$B_r$	Indução remanente do ímã permanente (T)
$\hat{B}_{rotor}$	Indução magnética de pico no rotor (T)
$\hat{B}_s$	Indução magnética de pico na coroa do estator (T)
$\hat{B}_z$	Indução magnética máxima no dente do estator (T)
$b_z$	Largura dos dentes da máquina (mm)
$CA$	<i>Alternate current</i> (A)

$CC$	Corrente contínua (A)
$C_d$	Coeficiente de arrasto aerodinâmico
$C_{eq}$	Capacitância equivalente de um banco de capacitores (F)
$C_{pk}$	Número de bobinas por fase
$D$	Diâmetro do rotor (mm)
$DC$	<i>Direct current</i> (A)
$D_s$	Diâmetro do estator da máquina (mm)
$DSP$	Processamento digital de sinais
$E_c$	Energia no banco de capacitores (J)
$E_{out}$	Energia total de frenagem (J)
$f$	Frequência nominal da máquina (Hz)
$F_{ad}$	Força de arrasto aerodinâmico (N)
$F_{la}$	Força de aceleração veicular (N)
$f_{LKG}$	Fluxo concatenado (Wb)
FMM	Força magneto motriz (Ae)
$FOC$	Controle vetorial de campo
$F_p$	Fator de potência
$F_{rr}$	Força de resistência ao rolamento (N)
$F_{te}$	Força tracionária total (N)
$F_{wa}$	Força tracionaria nas rodas do veículo
$g$	Aceleração da gravidade (m/s <sup>2</sup> )
$G$	Relação de transmissão
GNO	Grão não orientado

GO	Grão orientado
$H_c$	Coercitividade do ímã permanente (kA/m)
$H_M$	Campo magnético dentro do ímã permanente (kA/m)
$h_m$	Espessura do ímã permanente (mm)
$h_{mDemag}$	Espessura mínima para evitar a desmagnetização do ímã (mm)
$h_n$	Altura da ranhura (mm)
$h_{pe}$	Altura da sapada polar onde o enrolamento é fixado (mm)
$h_s$	Altura da coroa do estator (mm)
$h_{s0}$	Distância entre o limite do estator com entreferro e o início da ranhura (mm)
$i$	Inclinação de uma rampa ou plano (graus)
$I$	Momento de inércia (kgm <sup>2</sup> )
$I_{DC}$	Corrente contínua proveniente de fontes ou baterias (A)
$\hat{I}_{DC}$	Valor máximo de corrente contínua na armadura (A)
$I_{max}$	Corrente máxima atingível na máquina (A)
$I_n$	Corrente nominal na armadura (A)
$I_{nom}$	Corrente nominal da máquina (A)
$J_e$	Densidade de corrente de pico no estator (A/mm <sup>2</sup> )
$J_{e_{rms}}$	Densidade de corrente eficaz no estator (A/mm <sup>2</sup> )
$J_{estator}$	Densidade de corrente no estator (A/mm <sup>2</sup> )
$k$	Constante de rotação de um motor genérico
$k_{ad}$	Coefficiente de perdas adicionais
$k_c$	Fator de Carter

$K_{dn}$	Fator de distribuição das bobinas para componente harmônica de ordem $n$
$K_E$	Constante de velocidade do motor (V/rad)
$k_{enr}$	Fator de enrolamento
$k_{ep}$	Fator de empilhamento
$k_{es}$	Fator de preenchimento
$k_f$	Fator de dispersão de fluxo magnético para obter o entreferro efetivo
$k_m$	Coefficiente de perdas mecânicas
$k_s$	Fator de saturação
$K_T$	Constante de conjugado da máquina (Nm/A)
$L$	Comprimento axial do rotor (mm)
$L_{fase}$	Indutância de fase da máquina
LMEAE	Laboratório de Máquinas Elétricas, Acionamentos e Energia
$l_s$	Comprimento médio de espira (mm)
$m$	Número de fases da máquina
$M$	Massa do veículo (kg)
$MCI$	Motor à combustão interna
$ME$	Motor elétrico
$M_{veiculo}$	Massa do veículo (kg)
$n$	Rotação (rpm)
$N$	Núme de espiras por fase
$N_{BF\max}$	Número máximo de bobinas por fase
$N_{bob}$	Número de espiras por bobina

$N_e I_{eo}$	Força magneto motriz do enrolamento de campo (Ae)
$n_f$	Denominador do número de ranhuras por polo facionário
$n_g$	Rendimento do sistema de transmissão
$n_m$	Rendimento motor
$N_{ss}$	Número de ranhuras por seção de enrolamento0
$N_t$	Número de ranhuras do estator
<i>Offset</i>	Número de ranhuras para começar o enrolamento da fase subsequente
$p$	Número de pares de polos da máquina
$P_{ad}$	Perdas adicionais (W)
$P_{b-in}$	Potência de entrada (frenagem regenerativa) (W)
$P_{b-out}$	Potência de saída do banco de baterias
$P_c$	Perdas Joule (W)
$P_h$	Perdas por histerese (W)
$P_m$	Perdas mecânicas (W)
<i>PMs</i>	<i>Permanent magnets</i>
$Pot_{mec}$	Potência mecânica (W)
PPGEE	Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica
$P_s$	Perdas por correntes parasitas (W)
$P_t$	Total de perdas (W)
<i>PWM</i>	<i>Pulse with modulation</i>
$q$	Número de bobinas consecutivas agrupadas em série
$Q$	Número de ranhuras por polo e por fase

$R$	Raio da máquina elétrica (mm)
$r$	Raio da roda (m)
$R_f$	Resistência por fase ( $\Omega$ )
$R_p$	Centro do raio do polo (mm)
$R_s$	Raio do estator da máquina (mm)
$S$	Potência aparente (VA)
$S_c$	Seção de condutor em cada espira (mm <sup>2</sup> )
$S_{cond}$	Seção de condutor para cálculo de perdas (mm <sup>2</sup> )
$S_F$	<i>Slot forward</i>
$S_i$	Potência aparente interna à máquina elétrica (VA)
SI	Sistema internacional de medidas
$S_n$	Seção da ranhura da máquina (mm <sup>2</sup> )
$SR$	Relutância chaveada
$T_{avg}$	Conjugado médio (Nm)
$T_i$	Conjugado interno (Nm)
$t_i$	Largura da ranhura na parte junto à coroa da máquina (mm)
$T_{max}$	Conjugado máximo (Nm)
$T_{min}$	Conjugado mínimo (Nm)
$t_n$	Tempo discreto atual do ciclo de condução (s)
$t_{n+1}$	Tempo discreto para próxima leitura do ciclo de condução (s)
$T_0$	Conjugado à velocidade nula (Nm)
$t_o$	Largura da ranhura próxima ao entreferro (mm)

$T_{ripple}$	Ondulação de conjugado (%)
$v$	Velocidade do veículo (km/h)
$V$	Tensão (V)
$V_a$	Volume ativo da máquina (m <sup>3</sup> )
$VCI$	Veículo de combustão interna
$VE$	Veículo elétrico
$VEH$	Veículo elétrico híbrido
$v_n$	Velocidade discreta atual do ciclo de condução (km/h)
$v_{n+1}$	Velocidade discreta para próxima leitura do ciclo de condução (km/h)
$V_{PLinha}$	Tensão de pico barramento CC (V)
$V_t$	Tensão de terminal (V)
$Wh$	Energia do banco de baterias (Wh)
$WOT$	<i>Wide opened throttle</i>
$W_s$	Número de espiras em cada bobina
$W_t$	Número de bobinas em série necessárias para o enrolamento de uma fase
$z_f$	Númerador do número de ranhuras por polo facionário
$\alpha$	Rendimento total do sistema
$\alpha_{ne}$	Ângulo de defasagem entre tensões induzidas nas bobinas (Graus elétricos)
$\alpha_p$	Fator de encobrimento polar
$\gamma_B$	Passo de enrolamento (Graus elétricos)
$\delta$	Fator de massa para corrigir o momento de inércia
$\delta_c$	Espessura da chapa do estator (mm)

$\delta_0$	Entreferro mecânico (mm)
$\delta'$	Entreferro corrigido (mm)
$\varepsilon$	Parte fracionária do passo de bobina
$\lambda$	Fluxo concatenado (Wb)
$\mu_{rc}$	Permeabilidade absoluta (Henry/m)
$\mu_{rr}$	Coefficiente de resistência de rolamento
$\rho$	Peso específico do ar (kg/m <sup>3</sup> )
$\rho_c$	Resistividade do cobre ( $\Omega\text{m}$ )
$\sigma_{\max}$	Passo inteiro de bobina (ranhuras)
$\tau_n$	Passo de ranhura (mm)
$\tau_p$	Passo polar (mm)
$\phi$	Ângulo do fator de potência (graus)
$\varphi$	Fluxo magnético (Wb)
$\Phi_p$	Fluxo magnético por polo (Wb)
$\phi_s$	Fluxo magnético por polo no estator (Wb)
$\psi$	Inclinação da via de rodagem ou plano de movimento (Graus)
$\omega$	Velocidade angular (rad/s)
$\omega_c$	Velocidade angular crítica ou nominal (rad/s)
$\omega_m$	Velocidade angular mecânica (rad/s)
$\dot{\omega}$	Aceleração angular (rad/s <sup>2</sup> )

## 1 INTRODUÇÃO

Atualmente, com a grande utilização de meios de transporte urbanos e os consequentes impactos financeiros e ambientais em decorrência do uso de combustíveis fósseis, os veículos elétricos estão em evidência. Com isso, novas tecnologias estão em desenvolvimento, tanto para o sistema de tração (projeto de máquinas) como para baterias e sistemas de controle.

Nesse contexto, busca-se a obtenção da maior eficiência energética possível, seja através da limitação do uso do veículo ou da melhoria do projeto. Essa questão é respondida através da restrição de uso do veículo em um percurso definido pelo projeto, e da recuperação de energia através da frenagem regenerativa, que serão detalhados no presente trabalho.

Esta dissertação consiste na elaboração de um algoritmo que, a partir do conceito de *Driving Schedule*, das dimensões e grandezas veiculares, obtém a força tracionária requerida e, com isso, visa à realização do dimensionamento analítico da máquina tracionária.

Utilizando-se uma *scooter* elétrica urbana, realizar-se-á um estudo de caso com desenvolvimento do projeto da máquina, da sua simulação por meio de elementos finitos e, finalmente, da construção da máquina.

O protótipo será testado em condições nominais como motor e como gerador a fim de realizar o estudo de frenagem regenerativa. As variáveis elétricas e magnéticas, como a indução magnética nos ímãs, assim como a tensão induzida, serão avaliados frente aos valores de projeto. Por fim, os resultados analíticos, numéricos e experimentais serão confrontados para validar a metodologia de projeto proposta neste trabalho.



## **2 CONCEITUAÇÃO BÁSICA DE VEÍCULOS ELÉTRICOS**

Para a elaboração deste trabalho, publicações referentes a modelos veiculares e projeto de máquinas foram revisadas. Uma abordagem concisa foi utilizada no que diz respeito aos conhecimentos adquiridos para este projeto.

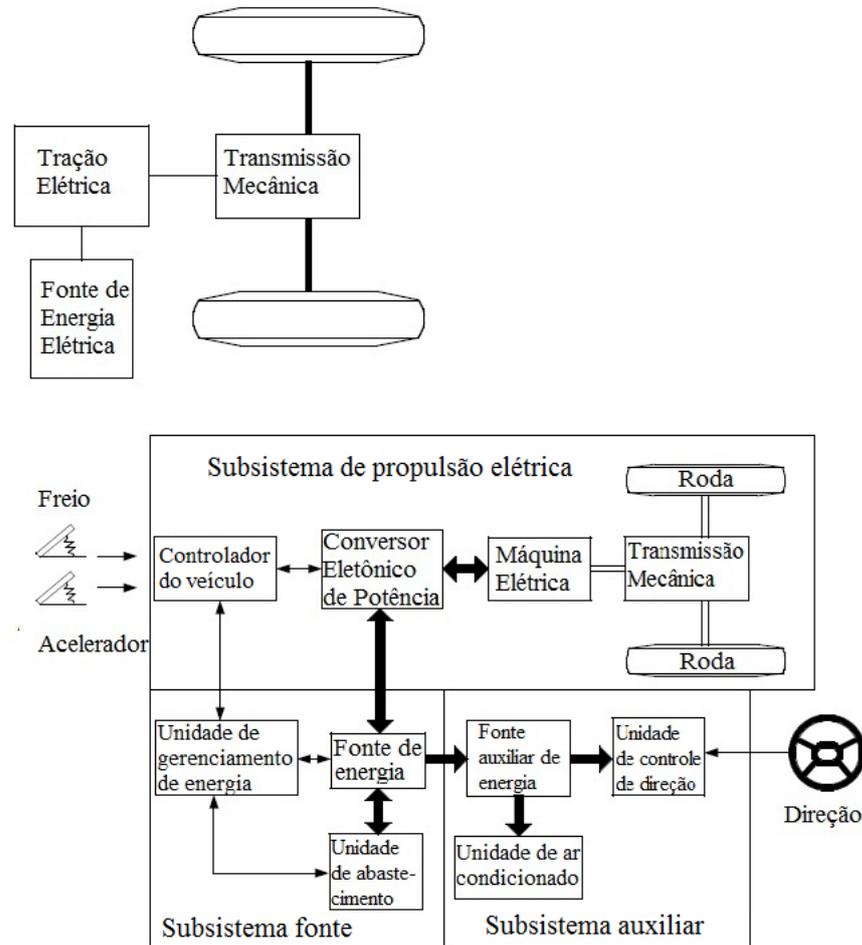
Para a melhor compreensão de alguns conceitos mencionados neste trabalho, convém discorrer sobre os tipos de máquinas mais utilizadas para a tração de veículos elétricos.

### **2.1 VEÍCULOS ELÉTRICOS**

Os veículos elétricos (VEs) utilizam um motor elétrico de tração normalmente alimentado por baterias químicas, células de combustível e ultra capacitores. Os veículos elétricos apresentam diversas vantagens quando comparados aos veículos à combustão interna (VCI), como ausência de emissão de poluentes ambientais oriundas da queima de combustíveis fósseis, alta eficiência e independência do petróleo. Os princípios operacionais e fundamentais em VEs e VCIs são semelhantes, porém, existem algumas diferenças, tais como o uso de baterias no lugar de tanques de gasolina, motor elétrico em vez de motor a combustão interna, e diferentes requisitos de transmissão.

### **2.2 CONFIGURAÇÕES DE VEÍCULOS ELÉTRICOS**

Anteriormente, os VEs eram convertidos a partir de um VCI existente, onde substituía-se o motor de combustão interna por um motor elétrico. No lugar do tanque de combustível é inserido um banco de baterias, mantendo todos os outros componentes, como é mostrado na Figura 1. Inconvenientes, tais como elevado peso, menor flexibilidade e baixo desempenho podem ter causado o desaparecimento deste tipo de VE (Ehsani *et al.*, 2010).



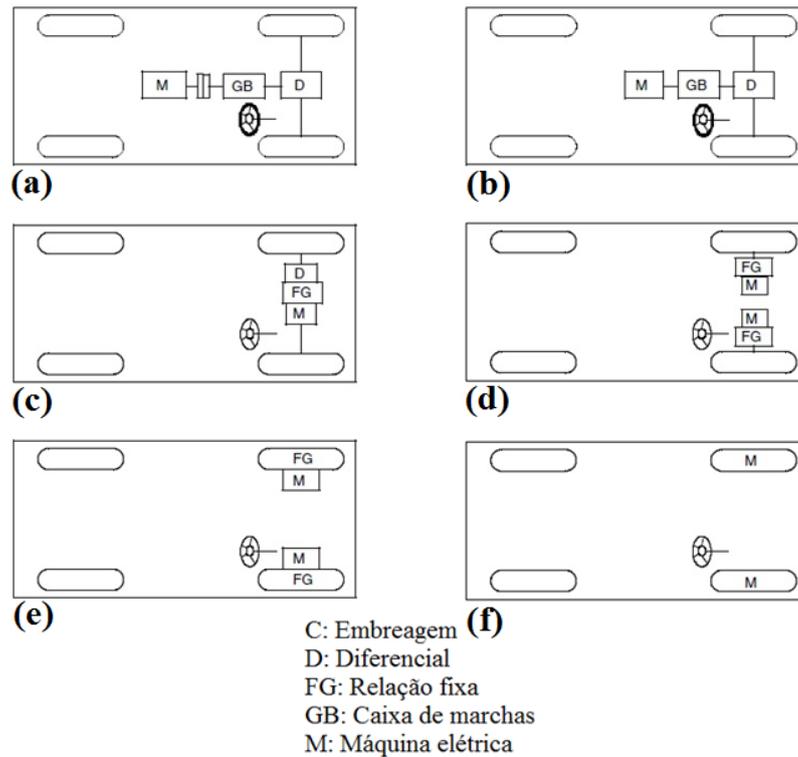
**Figura 1** Configuração conceitual de um veículo elétrico (Ehsani *et al.*, 2010).

O VE moderno é construído com base no chassi e estrutura projetados especialmente para redução do peso e otimização do centro de massa. Isso satisfaz os requisitos de estrutura única para VEs fazerem uso da maior flexibilidade de propulsão elétrica. Um moderno sistema de tração elétrica é conceitualmente ilustrado pela Figura 1. O sistema de tração é composto por três subsistemas principais: a propulsão do motor elétrico, fonte de energia e auxiliar. O subsistema de propulsão elétrica é composto de um controlador veicular, conversor eletrônico de potência, motor elétrico, transmissão mecânica e rodas motrizes. O subsistema de fonte de energia envolve: a fonte de energia, a unidade de gestão de energia e a unidade de abastecimento de energia.

O subsistema auxiliar consiste na unidade de direção assistida, controle do condicionador de ar e a unidade de alimentação auxiliar. Com base nas entradas de controle do acelerador e pedais do freio, o controlador de veículo fornece sinais de controle adequados ao conversor eletrônico de potência, que funciona para regular o fluxo de energia entre a fonte de energia e o motor elétrico. A potência obtida devido à frenagem regenerativa do VE pode ser restaurada para a fonte de energia. A maioria das baterias em VEs, bem como ultracapacitores e volantes, prontamente possuem a capacidade de aceitar energia regenerada.

A unidade de gestão de energia coopera com o controlador do veículo para acionar a frenagem regenerativa. Ele também trabalha com a unidade de abastecimento de energia para controlar a unidade de reabastecimento, e para monitorar a capacidade de utilização da fonte de energia. A fonte de alimentação auxiliar fornece a energia necessária em diferentes níveis de tensão para todos os auxiliares de VE, especialmente as unidades de condicionador de ar e de direção assistida.

Há uma variedade de configurações possíveis para VE devido às variações nas características de propulsão e de fontes de energia elétrica, tal como mostrado na Figura 2 (Ehsani *et al.*, 2010).



**Figura 2 Configurações possíveis de veículos elétricos (Ehsani *et al.*, 2010).**

Na Figura 2, são mostradas as configurações de tração possíveis para um veículo elétrico:

(a) mostra a configuração da primeira alternativa, em que foi substituída a propulsão convencional VCI por propulsão elétrica.. A tração é constituída por um motor elétrico, uma embreagem, uma caixa de câmbio, e um diferencial. A embreagem e caixa de câmbio podem ser substituídas por transmissão automática. A embreagem é usada para conectar ou desconectar o motor elétrico das rodas motrizes. A caixa de velocidades oferece um conjunto de relações de transmissão para modificar a relação conjugado-velocidade para coincidir com a exigência de carga. O diferencial é um dispositivo mecânico (geralmente um conjunto de engrenagens planetárias), que permite que as rodas de ambos os lados conduzam em diferentes velocidades quando o veículo percorre ao longo de uma trajetória curva (Ehsani *et al.*, 2010).

(b) com um motor elétrico que tem conjugado constante em uma ampla faixa de velocidade, uma relação fixa pode substituir a caixa de velocidades e reduzir a necessidade de uma embreagem. Esta configuração não apenas reduz o tamanho e peso da transmissão mecânica, mas também simplifica o controle de tração do veículo, pois não é necessário mudança de marcha.

(c) de modo similar ao sistema de tração em (b), o motor elétrico, relação fixa e o diferencial podem ainda ser integrados em um único conjunto, enquanto ambos os eixos conectam ambas as rodas motrizes. Toda a unidade de tração é ainda mais simplificada e compacta.

(d) o diferencial mecânico é substituído usando dois motores de tração. Cada um deles leva uma roda lateral e opera a uma velocidade diferente, quando o veículo está ao longo de uma trajetória curva.

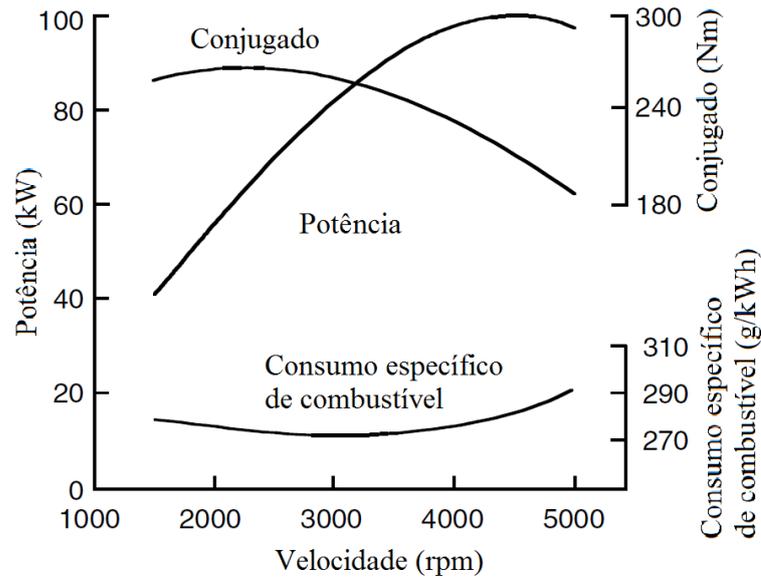
(e) a fim de simplificar ainda mais o sistema de transmissão, o motor de tração pode ser colocado dentro de uma roda. Este arranjo é o chamado *in-wheel drive*. Um conjunto de engrenagens planetárias pode ser usada para reduzir a velocidade do motor e consequentemente aumentar o conjugado da máquina.

(f) ao abandonar totalmente qualquer engrenagem mecânica entre o motor elétrico e a roda motriz, um motor elétrico com rotor externo e elevado número de polos de baixa velocidade e alto conjugado é utilizado dentro da roda. O controle da velocidade do motor elétrico é equivalente ao controle da velocidade da roda e, consequentemente, à velocidade do veículo.

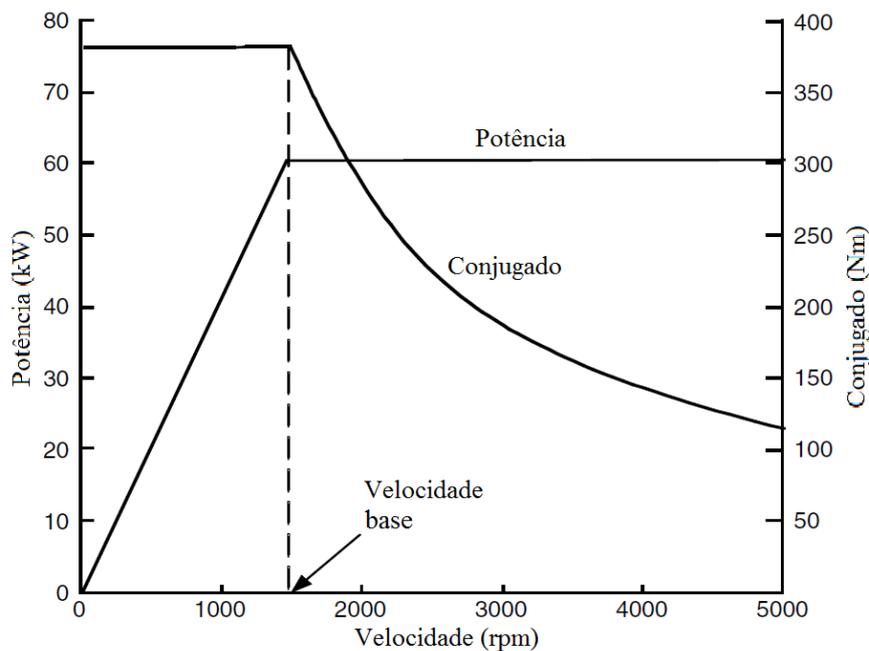
### **2.3 PROPULSÃO ELÉTRICA**

A potência tracionária exigida pelo veículo pode ser gerada por um motor de combustão interna, um motor elétrico, ou uma combinação dos dois. Idealmente, a máxima

potência de tração disponível seria independente da velocidade do veículo. Exemplos das capacidades reais de MCI e ME são comparados nas Figura 3 e Figura 4 (Ehsani *et al.*, 2010).



**Figura 3** Característica do MCI (Ehsani, 2010) (Ehsani *et al.*, 2010).



**Figura 4** Característica do ME (Ehsani, 2010).

A potência e o torque do MCI (em função da rotação) estão longe da característica desejável de potência constante. O MCI, além disso, não pode operar abaixo de uma rotação mínima e a potência de saída disponível alcança o máximo em velocidade relativamente alta. Ao contrário, um ME pode produzir um torque máximo começando na rotação zero e tem a característica de potência constante, desejável a partir de uma velocidade base  $v_b$  até atingir um limite máximo de velocidade.

Para combinar as capacidades do MCI com as exigências de potência tracionária em uma ampla gama de velocidades do veículo, um veículo convencional deve incluir um sistema de transmissão (caixa de câmbio e embreagem) com várias marchas. Em contraste, um veículo elétrico necessita de um sistema de transmissão bem mais simples e eficiente e que pode operar com apenas uma marcha. (Ehsani *et al.*, 2010).

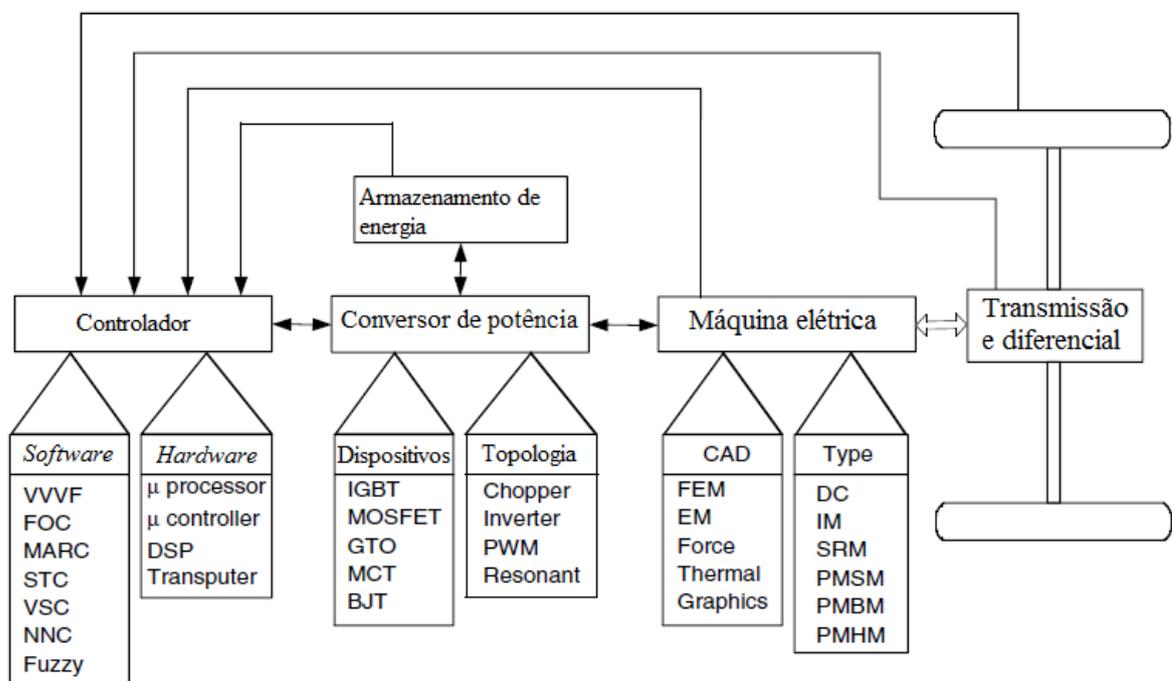
## **2.4 MÁQUINAS ELÉTRICAS UTILIZADAS EM VES E VEHS.**

O sistema de propulsão elétrica é o coração de veículos elétricos (VEs) e veículos elétricos híbridos (VEHs). Este sistema consiste em uma máquina elétrica, conversor de energia, e controlador eletrônico. O motor elétrico converte a energia elétrica em energia mecânica provendo propulsão ao veículo, ou, pode ser usado para permitir frenagem eletromagnética. O conversor de energia é usado para fornecer ao motor elétrico tensão e corrente adequadas. O controlador eletrônico comanda o conversor de energia, proporcionando sinais de controle a ele e, em seguida, controla a operação do motor elétrico para produzir conjugado adequado e velocidade, de acordo com o comando da unidade. O controlador eletrônico pode ser dividido em três unidades funcionais: sensor, circuito de interface e um microprocessador. O sensor é conjunto de transdutores utilizados para mensurar grandezas como corrente, tensão, temperatura, velocidade, conjugado e posição do

rotor do motor em sinais elétricos através do circuito de interface. Estes sinais são condicionados ao nível adequado antes de serem adquiridos pelo microprocessador.

Na saída do processador os sinais são geralmente amplificados e isolados através do circuito de interface para conduzir os dispositivos semicondutores de potência do conversor de energia. O diagrama de blocos funcional de um sistema de propulsão elétrica é ilustrado na Figura 5.

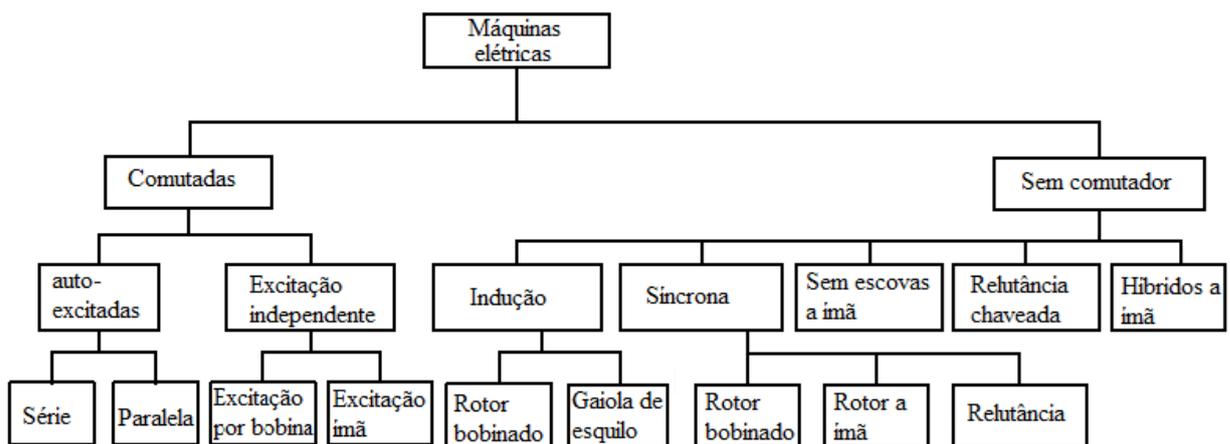
A escolha de sistemas de propulsão elétricos para VEs e VEHs depende de um número de fatores, que inclui a expectativa do condutor, restrições a veículos e fonte de energia. A expectativa do motorista é definida por um perfil de condução, que inclui a aceleração, velocidade máxima, a capacidade de subir um plano inclinado, de frenagem e de autonomia.



**Figura 5** Diagrama de blocos funcional de um típico sistema de propulsão elétrica (Ehsani, 2010).

Restrição às características dos veículos, com a inclusão do volume e peso, dependerá do tipo de veículo, do seu peso e da carga útil. A fonte de energia refere-se a baterias, células de combustível, ultra capacitores, volantes.

Diferentemente de aplicações industriais de motores, os motores utilizados em VEs e VEHs geralmente requerem arranques e paradas frequentes, altas taxas de aceleração/desaceleração, alto conjugado em subidas de baixa velocidade, baixo conjugado e de cruzeiro de alta velocidade, uma gama ampla de velocidade de operação. O acionamento de motores para VEs e VEHs pode ser classificados em dois grupos principais, ou seja, os motores com escova e motores sem escova de comutação como ilustrado na



**Figura 6** Classificação de motores elétricos tracionários para VE e VEH (Ehsani, 2010).

Motores com escovas são principalmente os motores de corrente contínua, que incluem as ligações série, *shunt*, composta e independente ou com excitação a ímã permanente. Máquinas CC necessitam de escovas para alimentar a armadura, tornando-as menos confiáveis e mais inadequadas para uma operação livre de manutenção e de alta velocidade. Motores de corrente contínua são conhecidos na utilização em veículos elétricos, devido a sua tecnologia madura e controle simples, acionamentos de motores CC têm sido proeminentes nos sistemas de propulsão elétrica.

A evolução tecnológica recente alavancou os motores sem comutação para uma nova era. As vantagens incluem maior eficiência, maior densidade de potência, custo operacional reduzido. Eles também são mais confiáveis e livres de manutenção em comparação aos motores CC com escovas. Os motores de indução são amplamente aceitos para propulsão VE e VEH em função de seu baixo custo, alta confiabilidade e livres de manutenção virtualmente. No entanto, o controle convencional dos motores de indução, tais como de frequência variável e tensão variável (V/F) nem sempre fornecem o desempenho desejado. Com o advento da eletrônica de potência e a utilização de microprocessadores e *DSP*, foi utilizado o princípio do controle orientado para o campo (*FOC*) ou controle de vetorial de motores de indução. Este tipo de controle foi aceito por superar a complexidade de controle devido a não linearidade. Contudo, os motores de indução utilizados em VE e VEH com controle vetorial ainda sofrem com a baixa eficiência em baixas cargas e limitada faixa de operação.

Com a substituição do enrolamento de campo de motores síncronos convencionais, a utilização de ímãs permanentes permite eliminar as escovas convencionais e, na verdade, esses motores síncronos são também chamados de motores *brushless AC* ou motores *brushless* com alimentação senoidal, devido à sua configuração corrente senoidal CA e sem escovas. Esses motores síncronos, essencialmente, podem ser alimentados a partir de uma forma de onda senoidal ou forma de onda pulsada através da modulação (*PWM*). Quando os *PMs* são montados na superfície do rotor, essas máquinas se comportam como motores síncronos de polos lisos, porque a permeabilidade das *PMs* é semelhante àquela do ar. Ao introduzir esses *PMs* dentro do circuito magnético do rotor, a indução magnética produzida pelos ímãs procuram o caminho de menor relutância nos dentes do estator e produzem conjugado de relutância.

Por outro lado, ao abandonar o enrolamento de campo ou *PMs* enquanto, propositadamente, se faz o uso de saliência no rotor, cria-se os motores de relutância síncronos. Estas máquinas são geralmente simples e baratas, mas com relativa baixa potência no eixo.

Semelhante aos motores de indução, estes motores síncronos *PM* normalmente utilizam o controle vetorial de alto desempenho. Devido à sua alta e inerente densidade de potência e alta eficiência, têm sido aceitos como tendo grande potencial para competir com motores de indução para aplicações de VE e VEH.

Ao inverter a posição entre o estator e o rotor dos motores de corrente contínua *PM* com escovas, máquinas de corrente contínua *PM* sem escovas ou *Brushless Direct Current* são produzidas. Deve-se notar que o termo "*DC*" pode confundir, uma vez que não se refere a um motor de corrente *contínua*. Na verdade, estes motores são alimentados por corrente alternada retangular, e são, portanto, também conhecidos como máquinas *brushless* com alimentação trapezoidal.

A vantagem mais óbvia destes motores é a remoção de escovas e anel comutador. Outra vantagem é a capacidade para produzir um grande conjugado, devido à interação entre a corrente retangular da armadura e a forma de onda da indução magnética. Além disso, a configuração da secção transversal sem escovas permite mais área dos enrolamentos da armadura. Uma vez que a condução de calor através da estrutura é melhorada, um aumento na densidade de corrente provoca maior densidade de potência. Diferente dos motores síncronos *PM*, estas máquinas geralmente operam com sensores de posição do eixo. Recentemente, o acionamento *sensorless* tem sido desenvolvido em eletrônica de potência.

Máquinas de relutância chaveada (*SR*) foram reconhecidas por ter considerável potencial para aplicações de VE e VEH. Basicamente, elas são derivadas diretamente de

motores de passo de relutância variável. Os motores *SR* têm grandes vantagens: construção simples, baixo custo de produção e boas características de torque velocidade para aplicações de VE e VEH. Embora eles possuam simplicidade na construção, isso não implica qualquer simplicidade de sua concepção e controle. Por causa da saturação na borda dos polos e pelo efeito de franja ou harmônicos de alta frequência devidos à abertura da ranhura em sua concepção, o controle torna-se complexo. Tradicionalmente, os motores *SR* operam com sensores de posição de eixo para detectar a posição relativa entre o rotor e o estator. Estes sensores são geralmente vulneráveis a choques mecânicos e sensíveis à variação de temperatura e a poeiras. Portanto, a presença de o sensor de posição reduz a confiabilidade dos motores *SR* e os restringe a algumas aplicações.

## **2.5 MODELAGEM VEICULAR**

Como em todos os veículos, a previsão de desempenho e de autonomia é importante. Atualmente, a utilização de recursos computacionais permitem-nos a fazer isso de forma relativamente fácil. Acima de tudo, com os métodos computacionais é possível rapidamente simular e obter as características do veículo, tais como a potência, conjugado da máquina elétrica e força tracionária, tipo de bateria e tamanho, peso e assim por diante, e observar como as mudanças afetam o desempenho e alcance.

O primeiro parâmetro que servirá de modelo é o desempenho do veículo. Por desempenho queremos dizer aceleração e velocidade máxima, uma área em que os veículos elétricos têm uma reputação de ser muito pobre. É necessário que qualquer veículo elétrico tenha um desempenho que permite, no mínimo, andar com segurança no tráfego de uma cidade comum. Muitos argumentam que desempenho deve ser pelo menos tão bom quanto os veículos atuais de motor de explosão.

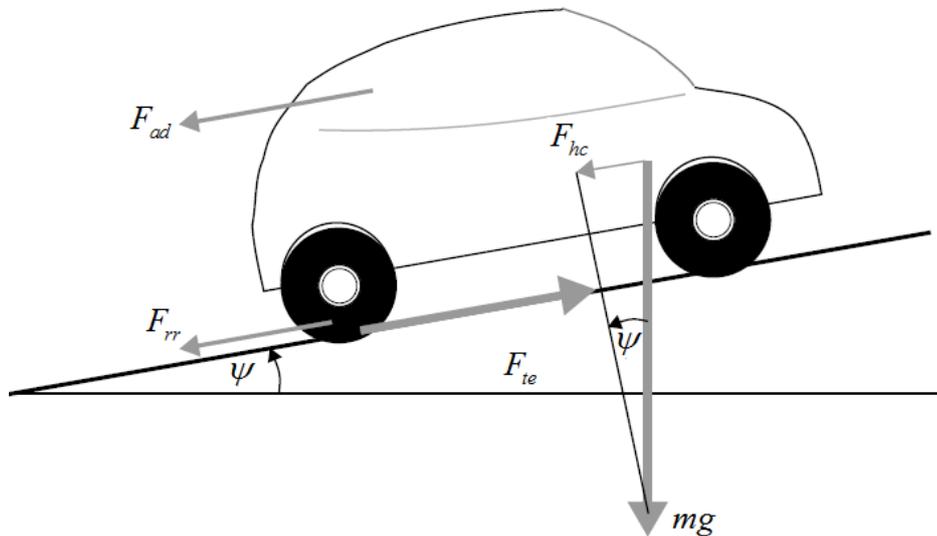
Outra característica de vital importância dos veículos elétricos é que a distância que podem percorrer com uma carga total na bateria. Isto também pode ser modelado matematicamente (Larminie, 2003).

## 2.6 FORÇA TRACIONÁRIA

O primeiro passo na modelagem da performance de um veículo é obter uma equação para o cálculo da força tracionária. Esta é a força propulsora do veículo para frente, transmitida ao solo por meio das rodas motrizes (Larminie, 2003).

Considere-se um veículo de massa  $M$ , procedendo a uma velocidade  $v$ , acima de uma inclinação do ângulo  $\psi$ , como apresentado na Figura 7. A força de propulsão do veículo para a frente, o esforço de tração, deverá:

- Superar a resistência ao rolamento.
- Superar o arrasto aerodinâmico.
- Proporcionar a força necessária para superar a componente atuante do peso do veículo em uma rampa.
- Acelerar o veículo, se a velocidade não é constante.



**Figura 7** As forças que agem em um veículo em movimento em uma rampa (Larminie, 2003).

## 2.7 RESISTÊNCIA DE ROLAMENTO

A resistência ao rolamento é principalmente devido ao atrito do pneu do veículo com o pavimento da via. A fricção em rolamentos e nos sistemas de câmbio ou reduções também tem contribuições. A resistência ao rolamento é aproximadamente constante e quase não depende da velocidade do veículo. É proporcional ao peso do veículo, é apresentada na equação (1) (Larminie, 2003), onde  $\mu_{rr}$  é o coeficiente de resistência de rolamento. Os principais fatores que influem neste coeficiente é o tipo de pneu e a pressão interna ao pneu.

$$F_{rr} = \mu_{rr} Mg \quad (1)$$

O valor de  $\mu_{rr}$  pode ser obtido aproximadamente através da tração do veículo a uma baixa velocidade e mensurando a força tracionária requerida. Valores típicos de  $\mu_{rr}$  são 0,015 para um pneu do tipo *radial ply*. Este valor pode ser reduzido para 0,0050 para pneus desenvolvidos especialmente para veículos elétricos (Larminie, 2003).

## 2.8 ARRASTO AERODINÂMICO

Esta parte da força é devida à fricção do corpo do veículo em movimento com o ar. É uma função da área frontal, as formas, as saliências, tais como espelhos retrovisores laterais e condutos de ar, *spoilers* e muitos outros fatores. A equação que rege esta componente é dada por (2).

$$F_{ad} = \frac{1}{2} \rho A C_d v^2 \quad (2)$$

Na equação (2),  $\rho$  é peso específico do ar,  $A$  é a área frontal, e  $v$  é a velocidade do veículo.  $C_d$  é o coeficiente de arrasto aerodinâmico. Este coeficiente de arrasto pode ser reduzido através da otimização do *design* aerodinâmico. Um valor típico para um automóvel de passeio é de 0,3, contudo alguns projetos de veículos elétricos têm alcançado valores tão baixos quanto 0,19 (Larminie, 2003).

Há uma maior oportunidade para reduzir o coeficiente  $C_d$  no projeto de veículos elétricos, em vista de que não há mais flexibilidade no local dos principais componentes, e há menos necessidade de refrigeração, passagens e condutores de ar. No entanto, alguns veículos, tais como motocicletas e ônibus, inevitavelmente, têm valores muito maiores, e valores de  $C_d$  cerca de 0,7 são mais típicos em tais casos.

O peso específico do ar se faz naturalmente variar com a temperatura, humidade e altitude. Contudo, um valor de  $1,25 \text{ kg/m}^3$  é um valor razoável para utilizar na maioria dos casos. Desde que as unidades SI sejam utilizados, em seguida, o valor de  $F_{ad}$  vai ser dado em Newtons (Larminie, 2003).

## 2.9 FORÇA PARA SUPERAR ACLIVE

A força necessária para conduzir o veículo por um aclive é mais simples de encontrar. É simplesmente o componente do peso do veículo que atua ao longo do aclive. Por simples deliberação de forças, é mostrada na equação (3).

$$F_{hc} = Mg \sin(\psi) \quad (3)$$

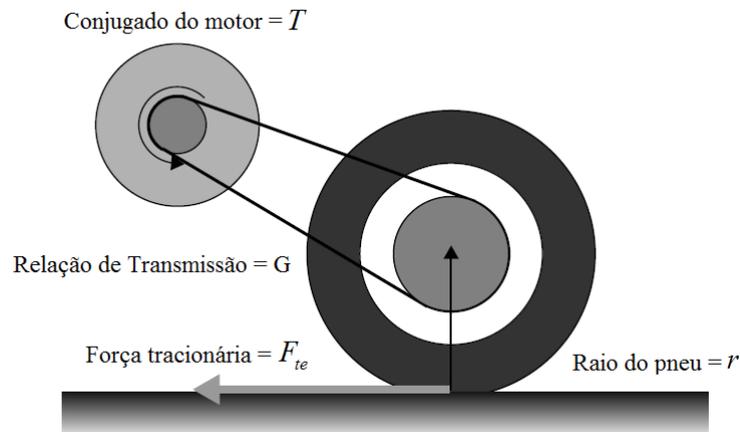
## 2.10 FORÇA DE ACELERAÇÃO

Se a velocidade do veículo se altera, então uma força tem que ser aplicada em adição às forças mostradas na Figura 7. Esta força proporciona a aceleração linear do veículo e é dada pela equação (4) bem conhecida e derivada da segunda lei de Newton.

$$F_{la} = M_{veiculo} a_{veiculo} \quad (4)$$

No entanto, para uma imagem mais precisa da força necessária para acelerar o veículo, é necessário considerar também a força necessária para acelerar as massas girantes. Em outras palavras, é preciso considerar a aceleração de rotação, bem como a aceleração linear. A questão principal aqui é o motor elétrico, não necessariamente por causa de possuir elevado momento de inércia, mas por causa de suas elevadas velocidades angulares no caso de máquinas com baixo número de polos.

Na Figura 8 é apresentado o conjunto tracionário máquina-roda, onde é realizado o contato mecânico entre ambos. A relação e eficiência de transmissão devem ser consideradas (Larminie, 2003).



**Figura 8 Arranjo simples para conectar o motor à roda (Larminie, 2003).**

Fazendo referência à Figura 8, é claramente evidente que o conjugado do eixo é igual à força tracionária multiplicada pelo raio do pneu e dividida pela relação de transmissão. Na equação (5), onde  $r$  é o raio do pneu,  $F_{te}$  é o esforço de tração entregue pelo conjunto motor, transmissão e roda. A relação de transmissão do sistema de conexão do motor para o eixo é dado por  $G$ , e  $T$  é o conjugado do motor.

$$F_{te} = \frac{G}{r} T \quad (5)$$

A velocidade angular do rotor é dada pela equação (6).

$$\omega = G \frac{v}{r} [\text{rad.s}^{-1}] \quad (6)$$

Da mesma forma, a aceleração do motor é dado por (7).

$$\dot{\omega} = G \frac{a}{r} [\text{rad.s}^{-2}] \quad (7)$$

O conjugado requerido para esta aceleração angular é dado por (8), onde  $I$  é o momento de inércia do conjunto girante, ou seja, rotor e tudo que está mecanicamente acoplado a ele.

$$T = IG \frac{a}{r} \quad (8)$$

A força nas rodas  $F_{oa}$  necessária para proporcionar aceleração angular foi obtida através da junção das equações (5) e (8). Nas equações, é assumido que o sistema de engrenagem é 100% eficiente, ou seja, ele não causa perdas. Uma vez que o sistema será geralmente muito simples, a eficiência é, muitas vezes, muito elevada. No entanto, ele nunca será 100%, por isso é incorporado o termo  $\eta_g$  que indica a eficiência do sistema de transmissão. A força necessária será ligeiramente maior, de modo que é apresentada pela equação (9).

$$F_{oa} = I \frac{G^2}{n_g r^2} a \quad (9)$$

Os valores típicos para as constantes aqui estão 40 para  $G/r$  e 0,025 kgm<sup>2</sup> para o momento de inércia  $I$ . Estes dados são para um motor de 30 kW, que compõe um carro que chega a 60 km/h em um motor com rotação de 7.000 rpm. Tal carro tem massa aproximada de 800 kg. O termo  $IG^2/r^2$  na equação (9) tem o valor de cerca de 40 kg neste caso. Em outras palavras, a aceleração angular dada pela equação (9) será tipicamente muito menor do que a relacionada à força de aceleração dada pela equação (4). Neste caso específico (mas razoavelmente típico), será menor pela relação dada na equação (10).

$$\frac{IG^2/r^2}{M} = \frac{40}{800} = 0,05 = 5\% \quad (10)$$

Geralmente, o momento de inércia do motor não será conhecido. Em tais casos, uma aproximação razoável consiste em simplesmente aumentar a massa em 5% na equação (4). Ou seja, para um dado veículo com peso total de 100 kg com ocupante, será considerado o peso de 105 kg para o cálculo da força tracionária total, e a parcela  $F_{oa}$  que corresponde à força para romper a inércia das partes mecânicas girantes acopladas à roda é ignorada (Larminie, 2003).

## 2.11 FORÇA TRACIONÁRIA TOTAL

A força tracionária total é a soma de todas as forças dadas na equação (11)

$$F_{te} = F_{rr} + F_{ad} + F_{hc} + F_{la} + F_{oa} \quad (11)$$

Tem-se que:

- $F_{rr}$  é a força de resistência ao rolamento, dada pela equação (1);
- $F_{ad}$  é o arrasto aerodinâmico, dada pela equação (2);
- $F_{hc}$  é a força subir um plano inclinado, dada pela equação (3);
- $F_{la}$  é a força necessária para aceleração linear dada pela equação (4);
- $F_{oa}$  é a força necessária para obter a aceleração angular de rotação do motor, dado pela equação (9).

Os termos  $F_{la}$  e  $F_{oa}$  serão negativos enquanto o veículo está em desaceleração, e o termo  $F_{hc}$  será negativo, se o veículo estiver em um declive (Larminie, 2003).

## 2.12 ACELERAÇÃO VEICULAR

A aceleração de um carro ou moto é um indicador chave de desempenho, embora não haja medida padrão utilizada. Normalmente, o tempo para acelerar de zero a 60 km/h, ou a 30 km, ou a 50 km/h será dado como um valor de entrada de projeto. O meio mais utilizado para os veículos elétricos são variações de velocidade de 0–30 e 0–50 km/h, embora esses tempos de aceleração não sejam dados para todos os veículos.

Tais números de aceleração são encontrados a partir de simulação ou ensaio de veículos reais. Para os veículos a combustão interna isto é feito com a potência máxima, ou seja, o acelerador totalmente aberto (*WOT*). Da mesma forma, para veículos elétricos, simulações de desempenho são realizadas no conjugado máximo. Em máquinas elétricas tracionárias é considerado que, geralmente, o conjugado máximo de um motor elétrico é uma função bastante simples da velocidade angular. Na maioria dos casos, a baixas velocidades, o conjugado máximo é uma constante, até que a velocidade do motor atinja um valor crítico  $\omega_c$ , após este valor, o conjugado cai. No caso da máquina CC o conjugado cai linearmente com o aumento da velocidade. No caso da maioria dos outros tipos de máquinas, o conjugado cai de tal maneira que a potência permanece constante (Larminie, 2003).

A velocidade angular do motor depende da relação de transmissão  $G$  e do raio da roda  $r$  como na equação (6). Assim, é considerado para  $\omega < \omega_c$ , ou  $v < \frac{r}{G} \omega_c$ , que o conjugado

$$T = T_{\max} .$$

Uma vez que a constante de conjugado é superada, ou seja,  $\omega > \omega_c$ , ou  $v \geq \frac{r\omega_c}{G}$ , em seguida, a potência é considerada constante na maioria das máquinas síncronas de ímãs permanentes *brushless AC* ou *DC*, e o conjugado é dado pela equação (12).

$$T = \frac{T_{\max} \omega_c}{\omega} = \frac{rT_{\max} \omega_c}{Gv} \quad (12)$$

O conjugado decresce linearmente de acordo com a equação (13).

$$T = T_0 - k\omega \quad (13)$$

Substituindo a velocidade angular pela equação (6), é obtida a equação do conjugado em função da velocidade do veículo expressa pela equação (16).

$$T = T_0 - \frac{kG}{r}v \quad (14)$$

Agora, com todas as equações, é necessário combiná-las, a fim de encontrar a aceleração de um veículo. Muitas dessas equações podem parecer complexas, entretanto, grande parte dos termos é constante, o que pode ser encontrado ou estimado a partir do veículo ou dados dos componentes.

Para um veículo em terreno plano, uma densidade do ar  $1,250 \text{ kg} / \text{m}^3$ , a equação (11) torna-se:

$$F_{te} = \mu_{rr}Mg + 0,625AC_d v^2 + Ma + \frac{IG^2}{n_g r^2} a \quad (15)$$

Substituindo a equação (5) para o termo  $F_{te}$ , é considerada a aceleração  $a = \frac{dv}{dt}$ , chega-se na equação (16).

$$\frac{G}{r}T = \mu_{rr}Mg + 0,625AC_d v^2 + \left( M + \frac{IG^2}{n_g r^2} \right) \frac{dv}{dt} \quad (16)$$

A equação (16) pode ser reduzida a uma equação diferencial de primeira ordem, para a velocidade  $v$ . Assim, o valor de  $v$  pode ser encontrado para qualquer valor de tempo.

Por exemplo, na fase de aceleração inicial, quando  $T = T_{max}$ , a equação (16) torna-se a equação (17).

$$\frac{G}{r} T_{max} = \mu_{rr} Mg + 0,625 A C_d v^2 + \left( M + \frac{IG^2}{n_g r^2} \right) \frac{dv}{dt} \quad (17)$$

Desde que todas as constantes sejam conhecidas ou estimadas razoavelmente, é possível obter o conjugado para tal aceleração (Larminie, 2003).

### 2.13 CONSUMO ENERGÉTICO

Nos transportes, a unidade de energia é geralmente quilowatt-hora (kWh) ao invés de joule ou kilo joule (J ou kJ). O consumo de energia por unidade de distância é dado em kWh/km e é geralmente usado para avaliar o consumo de energia do veículo.

No entanto, para veículos MCI, geralmente utilizado é uma unidade física de combustível tipo volume por unidade de distância, como litros por 100 km (l / 100 km). Nos EUA, a distância por unidade de volume de combustível é normalmente usada; este é expresso como milhas por galão (mpg). Por outro lado, para VEs movidos à bateria, a unidade de consumo de energia original, em kWh, medida nos terminais da bateria, é mais adequada. A capacidade de energia da bateria geralmente é medida em kWh, e a autonomia por carga de bateria é facilmente calculada.

O consumo de energia é uma integração da taxa de produção de energia (potência) nos terminais da bateria. Para o sistema de tração, a saída de energia da bateria é igual à energia convertida em trabalho mecânico pelo sistema somando-se as perdas de energia na transmissão, no acionamento do motor e as perdas de chaveamento no acionamento. As

perdas de energia na transmissão e acionamento do motor são representadas por suas eficiências  $\eta_t$  e  $\eta_m$ , respectivamente.

Assim, a potência na saída de energia da bateria pode ser expressa pela equação (18) (Ehsani *et al.*, 2010).

$$P_{b-out} = \frac{v}{n_t n_m} \left( Mg(\mu_{rr} + \sin(i)) + \frac{1}{2} \rho_a C_d A v^2 + M \delta \frac{dv}{dt} \right) \quad (18)$$

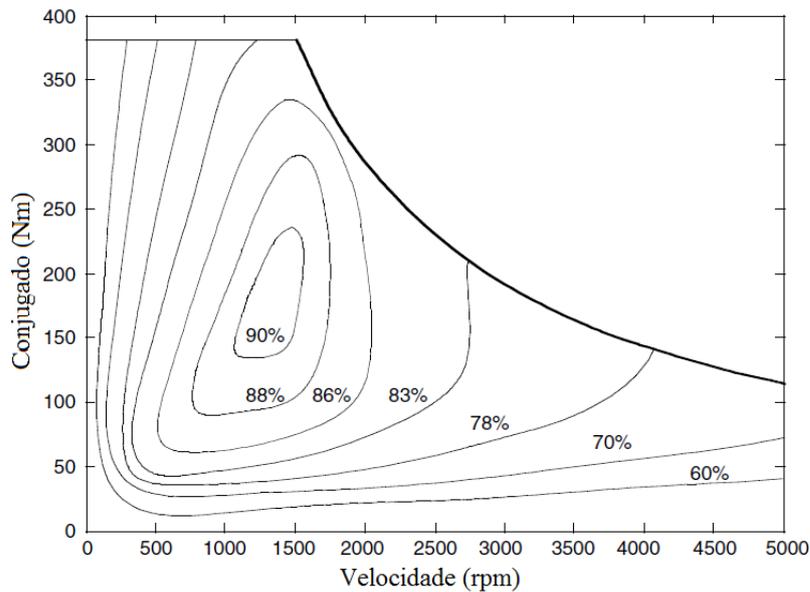
Quando existe a frenagem regenerativa em um VE, uma parte da energia de frenagem, desperdiçada em veículos convencionais, pode ser recuperada através a operação do acionamento do motor como um gerador e armazenada nas baterias ou supercapacitores.

A potência de frenagem regenerativa nos terminais da bateria também pode ser expressa pela equação (19), onde uma via inclinada com ângulo  $i$  dado em graus ou aceleração  $dv/dt$  do veículo, um ou ambos são negativos, e  $\alpha$  (0 a 1) é a eficiência do total da energia de frenagem, que pode ser aplicado pelo motor elétrico, chamado fator de frenagem regenerativa.

$$P_{b-in} = \frac{\alpha v}{n_g n_m} \left( Mg(\mu_{rr} + \sin(i)) + \frac{1}{2} \rho_a C_d A v^2 + M \delta \frac{dv}{dt} \right) \quad (19)$$

O fator de frenagem regenerativa  $\alpha$  é uma função da força de frenagem aplicada à curva de conjugado da máquina tracionária, mostrada na Figura 9. O consumo de energia líquida das baterias é dado pela equação (20) (Ehsani *et al.*, 2010).

$$E_{out} = \int_{traction} P_{b-out} dt + \int_{braking} P_{b-in} dt \quad (20)$$



**Figura 9** Característica típica da eficiência de um motor elétrico (Larminie, 2003).

Deve-se notar que a potência de frenagem em (19) tem um sinal negativo. Quando o consumo líquido de energia da bateria atinge o total de energia nas baterias, mensurados pelo seus terminais, as baterias necessitam ser carregadas. A distância percorrida entre os instantes de duas cargas é determinada pela energia total transportada pelas baterias, a potência entregue e recebida e a eficiência de frenagem regenerativa ( $\alpha$ ).

A eficiência de uma máquina tracionária varia de acordo com os seus pontos de funcionamento sobre o torque e velocidade, como mostrado na Figura 9, onde são delimitadas áreas com eficiência de operação. No projeto do sistema de tração, esta área de máxima eficiência deve se sobrepor ou pelo menos ser tão próxima quanto possível da área da principal de operação (Ehsani *et al.*, 2010).

## 2.14 CICLOS DE CONDUÇÃO

Os ciclos de condução (*Driving Schedules*) são representados por gráficos que caracterizam a aceleração do veículo. São compostos pelos eixos de velocidade e tempo.

Estes ciclos são extremamente importantes para obter a força tracionária para que o veículo desenvolva um percurso. Diversos órgãos internacionais criaram ciclos urbanos ou rodoviários de acordo com a aplicação. Estas curvas primeiramente foram desenvolvidas para veículo como motor de combustão interna e para verificar diversos parâmetros como o consumo de combustível e emissão de poluentes. Em veículos elétricos, são utilizadas para verificar o desempenho quanto à demanda de potência e consumo de energia.

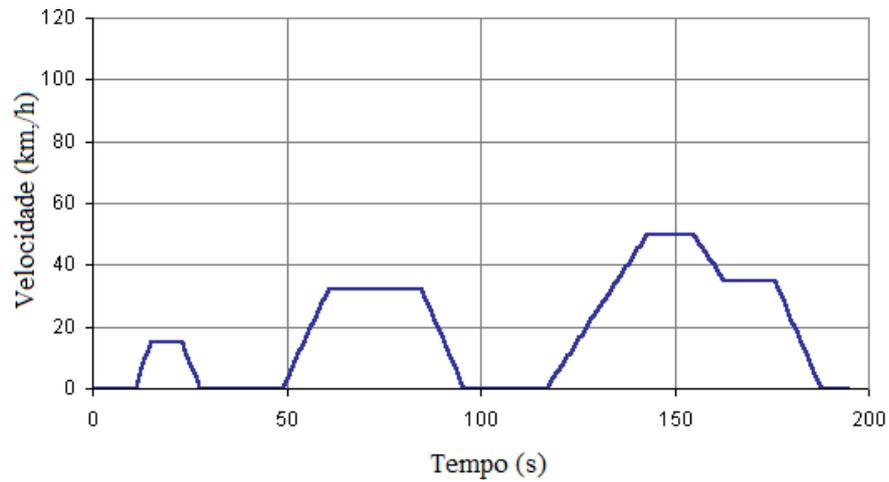
O percurso a ser coberto pelo ciclo de condução é dividido por intervalos de tempo dado em segundos, e a aceleração neste intervalo de tempo é considerada constante. Em suma, a velocidade durante um intervalo de tempo é uma função linear do tempo, ou seja, como a velocidade e aceleração são conhecidas para cada intervalo de tempo, a potência requerida em função do tempo pode ser determinada. A energia necessária para o ciclo de condução é obtida através da integral da potência no tempo.

#### **2.14.1 Ciclos de Condução Europeus**

Os ciclos de condução europeus são utilizados pelas montadoras europeias para dimensionar a motorização veicular dos modelos restritos à União Europeia. São apresentados ciclos urbanos, urbanos de vias rápidas e de autoestradas:

- ECE 15

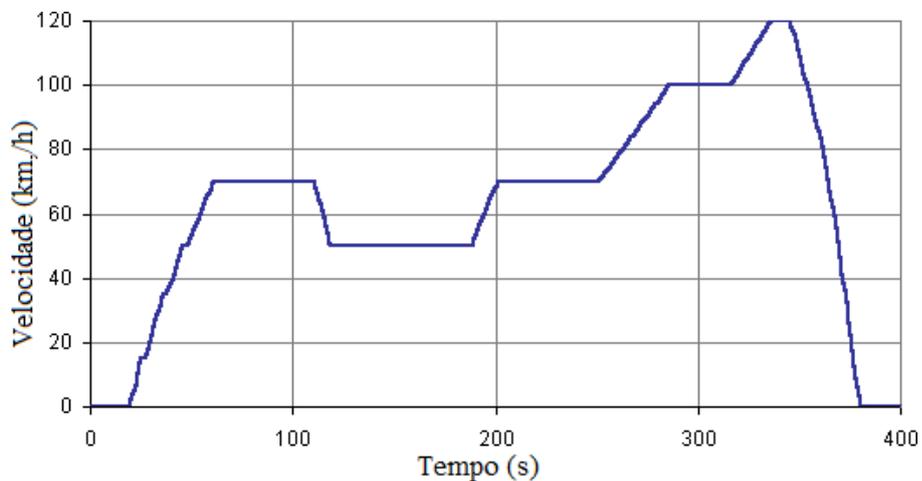
O ciclo de condução Figura 10 representa uma condução urbana. Este ciclo é caracterizado pela baixa velocidade do veículo de até 50 km/h e baixa carga no motor.



**Figura 10** Ciclo de condução ECE 15 (Dieselnet, 2015).

- EUDC

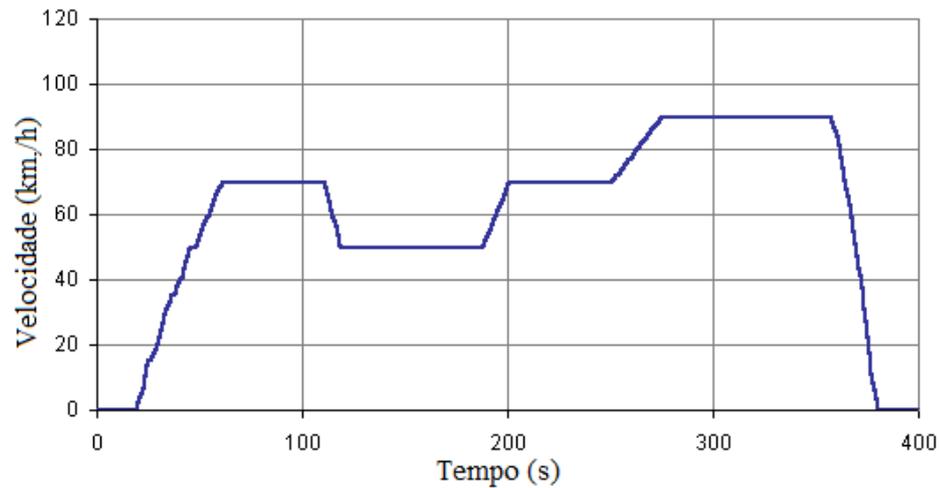
O ciclo de condução da Figura 11 representa uma condução em uma rota suburbana. No final do percurso o veículo acelera em uma rota suburbana. Convém ressaltar que as velocidades e acelerações são maiores que na ECE 15.



**Figura 11** Ciclo de condução EUDC15 (Dieselnet, 2015).

- EUDCL

O ciclo de condução apresentado na Figura 12 representa uma condução em uma rota suburbana para veículos de baixa potência. Este ciclo é semelhante ao EUDC, a velocidade máxima é 90 km/h.



**Figura 12 Ciclo de condução EUDCL15 (Dieselnet, 2015).**

- NEDC

O ciclo de condução é composto pela combinação de quatro ciclos ECE15 mais o ciclo EUDC ou EUDCL. Comumente o ciclo NEDC é chamado de ECE.

- HYZEM

Este ciclo representa os padrões reais de condução. É um ciclo transiente, os trechos em que a velocidade é constante são bastante diminutos, se comparados aos ciclos usuais. Este ciclo é frequentemente utilizado, contudo não é oficial. Ele consiste em um ciclo urbano, extra-urbano e um ciclo de autoestrada.

### 2.14.2 Ciclos de Condução Norte-Americanos

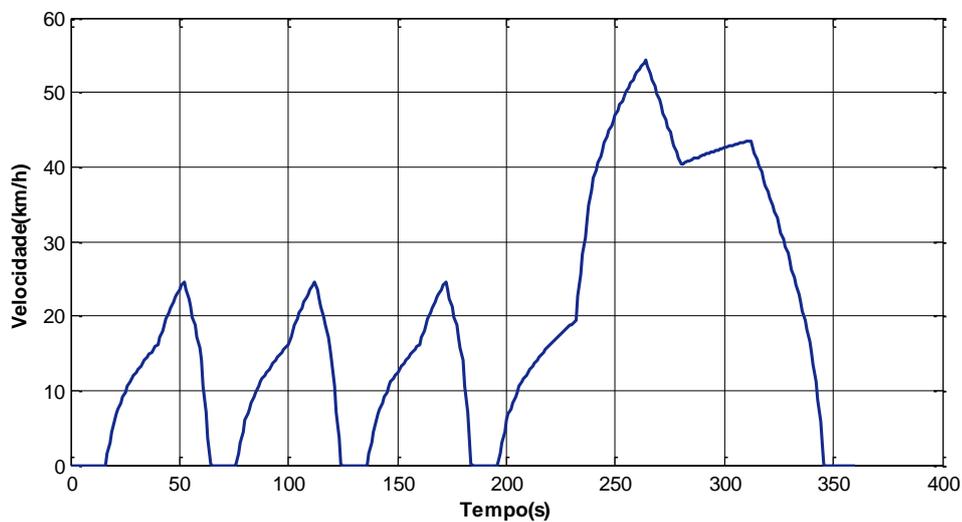
Os ciclos de condução americanos são utilizados pelas montadoras dos Estados Unidos para dimensionar a motorização veicular dos modelos restritos a circular em este país. São apresentados ciclos urbanos, urbanos de vias rápidas, autoestradas e modo de condução agressiva:

- FTP 72

Este ciclo foi desenvolvido na década de 70 para descrever uma rota urbana. O FTP 72 é frequentemente chamado FUDS, UDDS ou LA-4.

- SFUDS

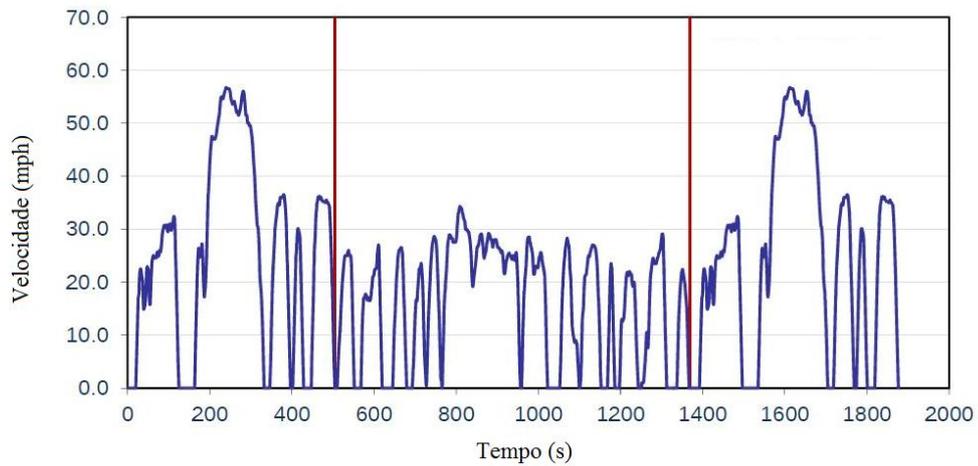
O ciclo SFUDS mostrado na Figura 13 foi desenvolvido para simular descarga e carga de baterias durante uma viagem com um veículo elétrico. O perfil de velocidade foi adaptado para se obter um perfil de descarga e carga que consiste em fases de potência constante.



**Figura 13 Ciclo de Condução SFUDS15 (Dieselnet, 2015).**

- FTP 75

O ciclo FTP 75, apresentado pela Figura 14, foi elaborado a partir do ciclo FTP 72, onde foi inserida uma terceira fase extra. A terceira fase é idêntica à primeira com o motor quente.



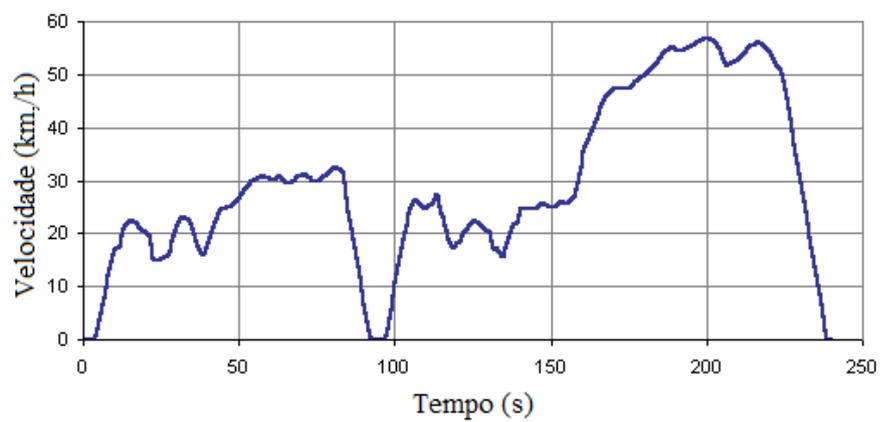
**Figura 14** Ciclo de condução FTP 7515 (Dieselnet, 2015).

- HFEDS

Esse ciclo representa a condução longe dos trechos urbanos em autoestrada.

- IM 240

O ciclo apresentado na Figura 15 é utilizado para mensurar as emissões de poluentes com o propósito de inspeção veicular.



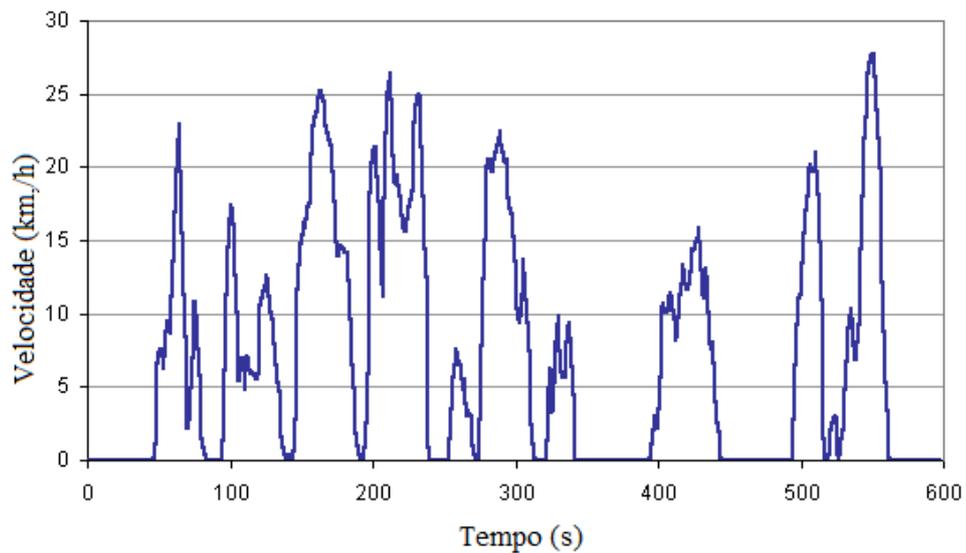
**Figura 15** Ciclo de condução IM240 15 (Dieselnet, 2015).

- LA-92

O ciclo LA-92 representa uma rota urbana e foi desenvolvido em 1992. Ele é uma atualização do ciclo FTP 72. A velocidade média é maior, uma vez que o FTP 92 não representava mais os padrões de condução.

- NYCC

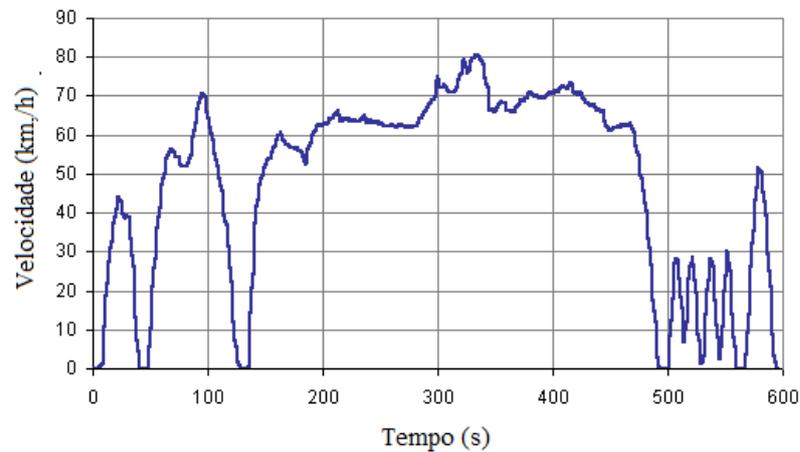
O ciclo mostrado na Figura 16 representa uma rota urbana de Nova Iorque, a característica deste ciclo é a baixa velocidade média.



**Figura 16 Ciclo de Condução NYCC15 (Dieselnet, 2015).**

- US 06

A Figura 17 representa o ciclo de condução US 06. Este ciclo é caracterizado pelo modo de condução agressiva. Ele descreve um padrão com grande carga no motor.



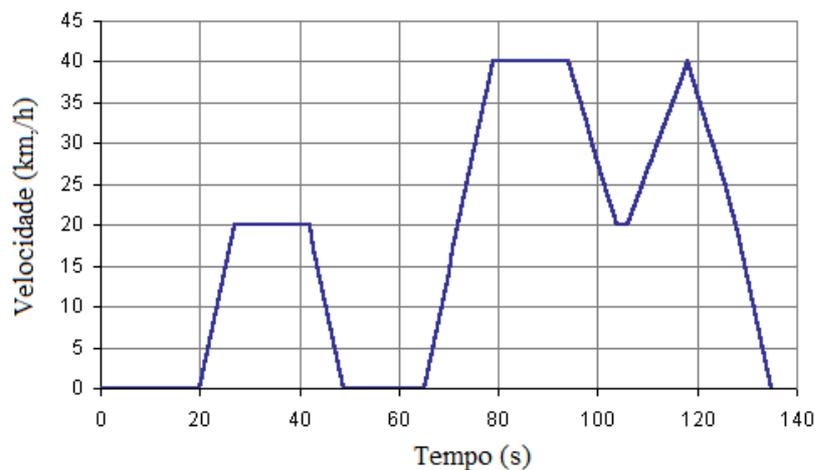
**Figura 17** Ciclo de condução US06 15 (Dieselnet, 2015).

### 2.14.3 Ciclos de Condução Japanese

Os ciclos de condução Japanese são utilizados pelas montadoras para dimensionar a motorização veicular dos modelos restritos ao mercado japonês. São apresentados ciclos urbanos, urbanos de vias rápidas, autoestradas e modo de condução agressiva:

- 10 MODE

Este ciclo apresentado pela Figura 18, representa a condução em uma rota urbana com velocidade máxima de 40 Km/h.



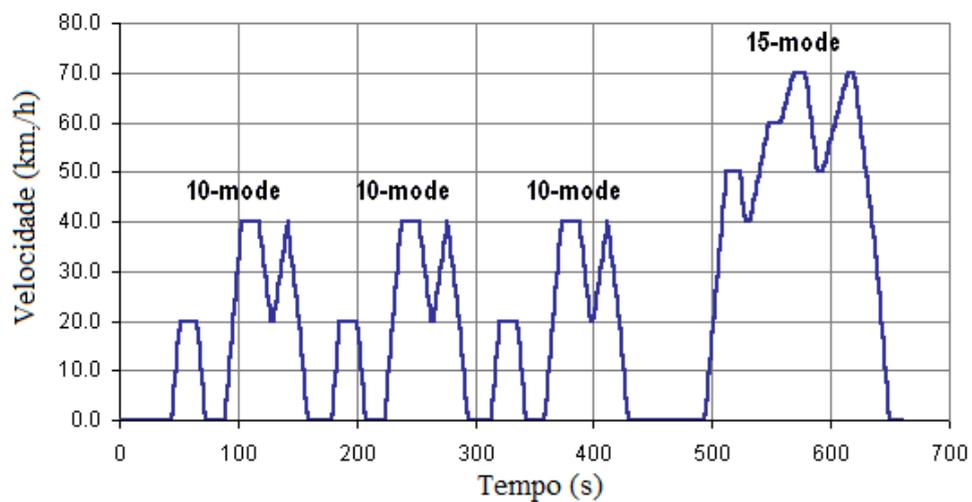
**Figura 18** Ciclo de condução 10 MODE 15 (Dieselnet, 2015).

- 15 MODE

Este ciclo combina as rotas urbana e extra urbana, a velocidade máxima é de 70 km/h.

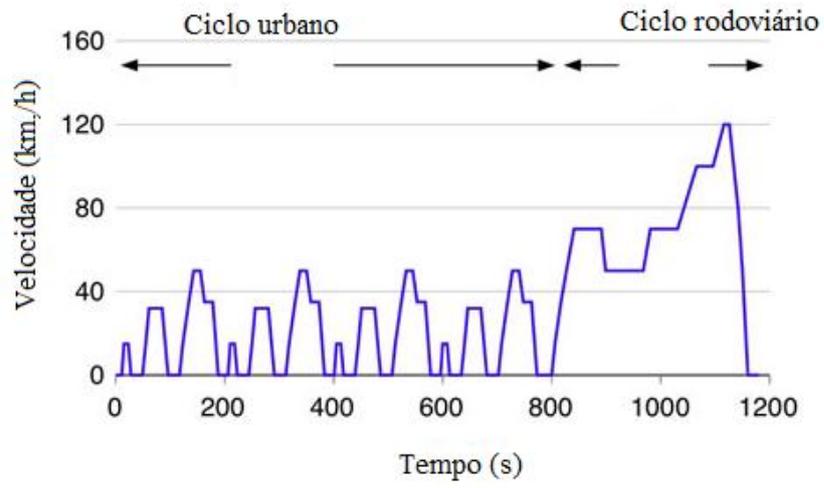
- 10-15 MODE

A Figura 19 apresenta uma combinação de ciclos 10-mode e 15-mode, o ciclo é caracterizado por um tempo total de 650 segundos.



**Figura 19** Ciclo de condução 10-15 MODE 15 (Dieselnet, 2015).

De todos estes ciclos, o ciclo NEDC (*New European Drive Cycle*), apresentado pela Figura 20, tem sido bastante utilizado para testes em veículos elétricos. Ele é constituído por 4 repetições do ciclo europeu ECE 15 Urbano e seguido de um ciclo europeu EUDC, que representa um ciclo suburbano onde acelera até a velocidade de estrada.

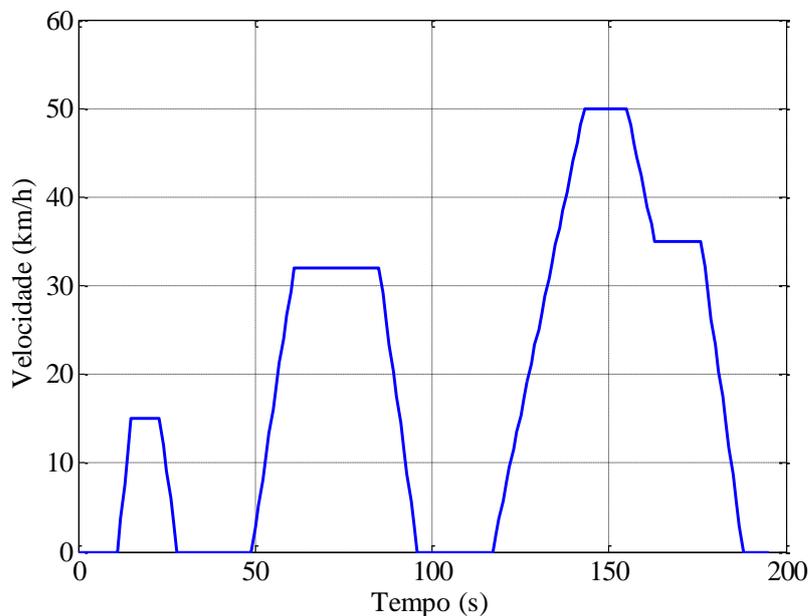


**Figura 20** Ciclo de condução NEDC 15 (Dieselnet, 2015).



### 3 METODOLOGIA PARA O CÁLCULO DA POTÊNCIA TRACIONÁRIA REQUERIDA

Um dos objetivos deste trabalho é calcular as características da máquina elétrica necessária para tracionar um determinado veículo. Para tanto, poderia atribuir uma velocidade máxima e o tempo para atingir esta velocidade. Entretanto, no quesito de eficiência energética, o motor poderia ficar sobredimensionado, pois ao longo de um trajeto o veículo raramente atingiria a velocidade máxima. A proposta consiste em utilizar um ciclo de direção que compreende aproximadamente a utilização proposta do veículo, seja para o uso urbano como para auto-estradas. Para o estudo de caso desta dissertação, foi escolhido o ciclo de direção europeu ECE 15, que é caracterizado pela baixa velocidade do veículo de até 50 km/h, representado na Figura 21. Este ciclo representa o ambiente perfeito para uma *scooter* elétrica de pequeno porte, que será o veículo utilizado no estudo de caso, a circular pela maioria das grandes cidades.



**Figura 21** Ciclo de condução ECE 15 utilizado para o projeto.

O veículo utilizado para este estudo de caso é uma *scooter* com a máquina elétrica dentro da roda traseira (Larminie, 2003). Para o cálculo da força tracionária necessária para

empurrar o veículo foram utilizadas as equações descritas no capítulo 2. O veículo é apresentado na Figura 22.



**Figura 22 Scooter utilizada para o estudo de caso (Larminie, 2003).**

Os dados do veículo são apresentados a seguir:

- A *scooter* elétrica tem uma massa de 115 kg; foi considerado um passageiro típico de massa 70 kg, de modo que a massa total é 185 kg.

- O momento de inércia do motor não é conhecido, mas de acordo com (Larminie, 2003), a massa é incrementada em 5%, e o termo em que aparece o momento de inércia é desconsiderado.

- O  $C_d$  coeficiente de arrasto aerodinâmico é estimado em 0,75.

- A área frontal do veículo é 0,6 m<sup>2</sup>.

- Os pneus e rolamentos de roda possuem coeficiente de resistência ao rolamento

$$\mu_{rr} = 0,007.$$

- O motor está inserido dentro da roda, a relação de transmissão é 1:1, o diâmetro da roda é de 42 cm. Assim,  $G = 1$  e  $r = 0,21$  m.

Para prosseguir, é necessário construir a equação completa que descreve a modelagem da *scooter*. Uma equação diferencial de primeira ordem com a derivada em relação ao tempo é obtida através do ciclo de condução pela expressão (21) onde os pontos discretizados de velocidade e de tempo são utilizados.

$$\frac{dv}{dt} = \frac{v_{n+1} - v_n}{t_{n+1} - t_n} \quad (21)$$

Assim, o conjugado necessário é obtido para cada valor de  $dv/dt$ . A equação completa que rege o veículo para rotação  $\omega < \omega_c$  é dado por (22):

$$T_{\max} = \left( Mg(\mu_{rr} + \sin(\alpha)) + \frac{1}{2} \rho A_f C_d v^2 + \left( M + \frac{IG^2}{n_g r^2} \right) \frac{dv}{dt} \right) \frac{r}{G} \quad (22)$$

É importante salientar que a máquina deverá seguir com conjugado constante até a que a constante de conjugado seja superada, ou seja,  $\omega > \omega_c$ , ou  $v \geq \frac{r\omega_c}{G}$ . A partir desta rotação, a máquina seguirá com potência constante e o conjugado irá cair. A velocidade máxima da máquina ocorrerá quando a força tracionária se igualar à força resistente do veículo. Para a rotação superior a nominal da máquina, ou seja, quando o veículo está em um declive e a rotação se aproxima do valor a vazio, a equação que rege o veículo é dada pela equação (23).

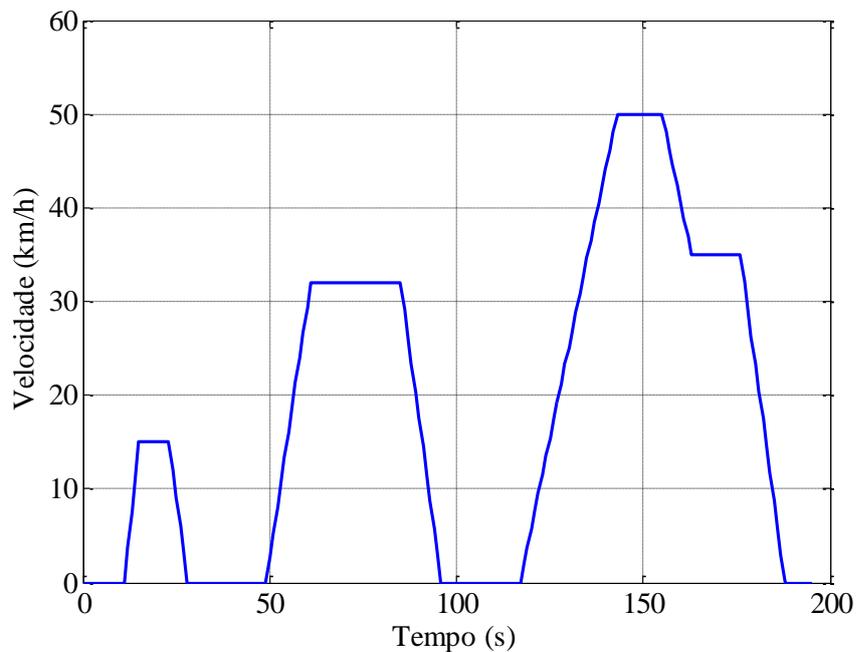
$$T = \frac{\omega_c}{\omega} \left( Mg(\mu_{rr} + \sin(\alpha)) + \frac{1}{2} \rho A_f C_d v^2 + \left( M + \frac{IG^2}{n_g r^2} \right) \frac{dv}{dt} \right) \frac{r}{G} \quad (23)$$

Para obter a rotação nominal da máquina, a potência máxima exigida no ciclo de condução na rotação em que a roda se encontra. A partir destas equações é obtido um gráfico com o conjugado da máquina em função da rotação angular, diversos pontos de conjugado

necessários ao ciclo de condução são apresentados, e a curva de conjugado da máquina deve sobrepor todos os pontos com o mínimo de folga.

### 3.1 SIMULAÇÃO DE UMA *SCOOTER* PARA O CICLO DE CONDUÇÃO ECE 15

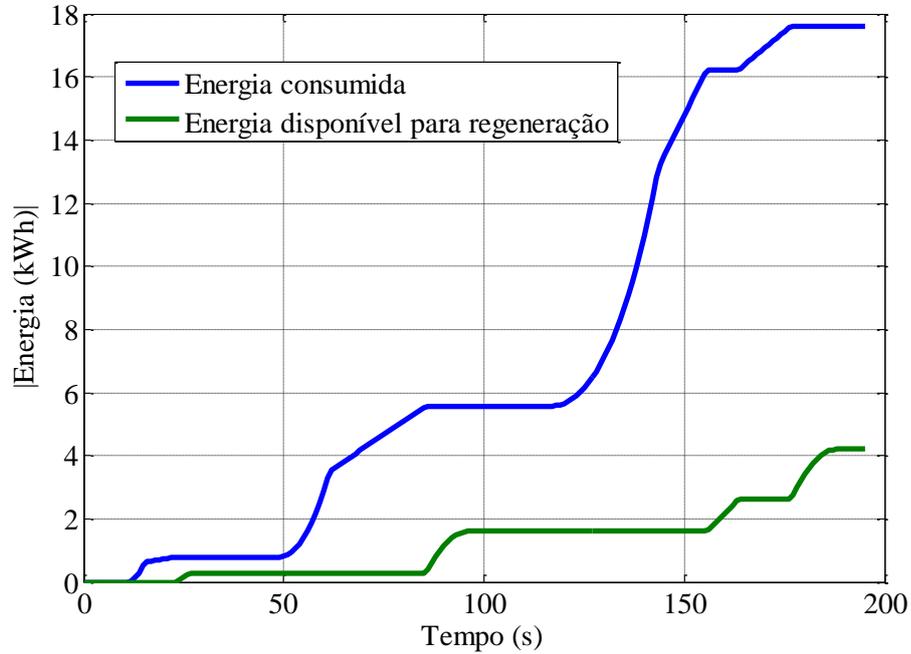
Nesta subseção são apresentados os resultados da simulação da *scooter* através do Matlab. São gerados gráficos da potência, conjugado, energia e velocidade exigida da máquina para executar o ciclo de condução ECE 15. Na Figura 23 é a apresentado o ciclo de condução utilizado para esta simulação.



**Figura 23** Ciclo de condução ECE 15 utilizado para a simulação.

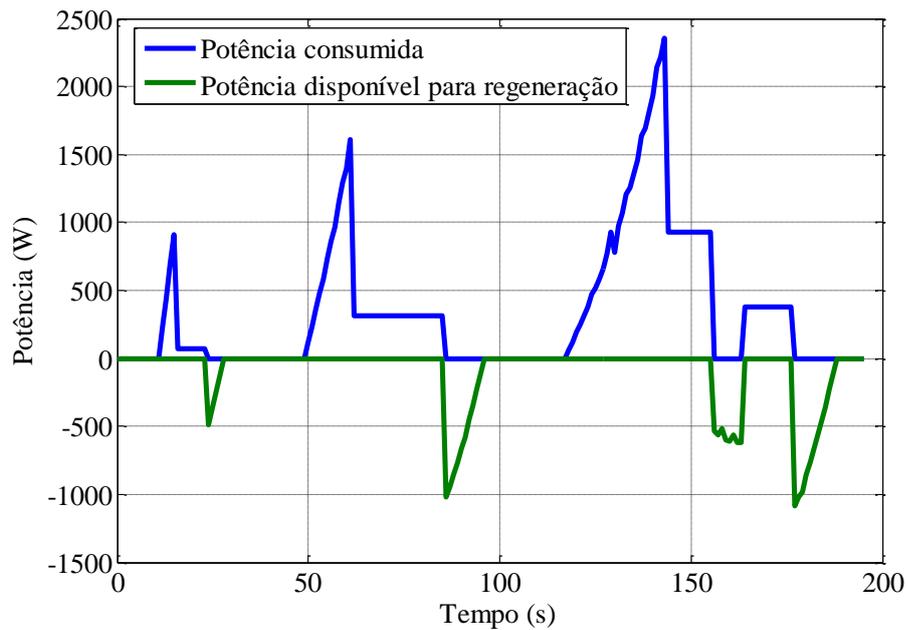
Na Figura 24 é apresentada a energia requerida para completar o percurso, que foi obtida através da integração ao longo do tempo a potência consumida durante o ciclo de condução. Na figura a linha em azul é a potência consumida pela máquina. A linha em verde

expressa a energia recuperada por frenagem regenerativa. Foi considerado um fator hipotético de 80% de eficiência de frenagem regenerativa.



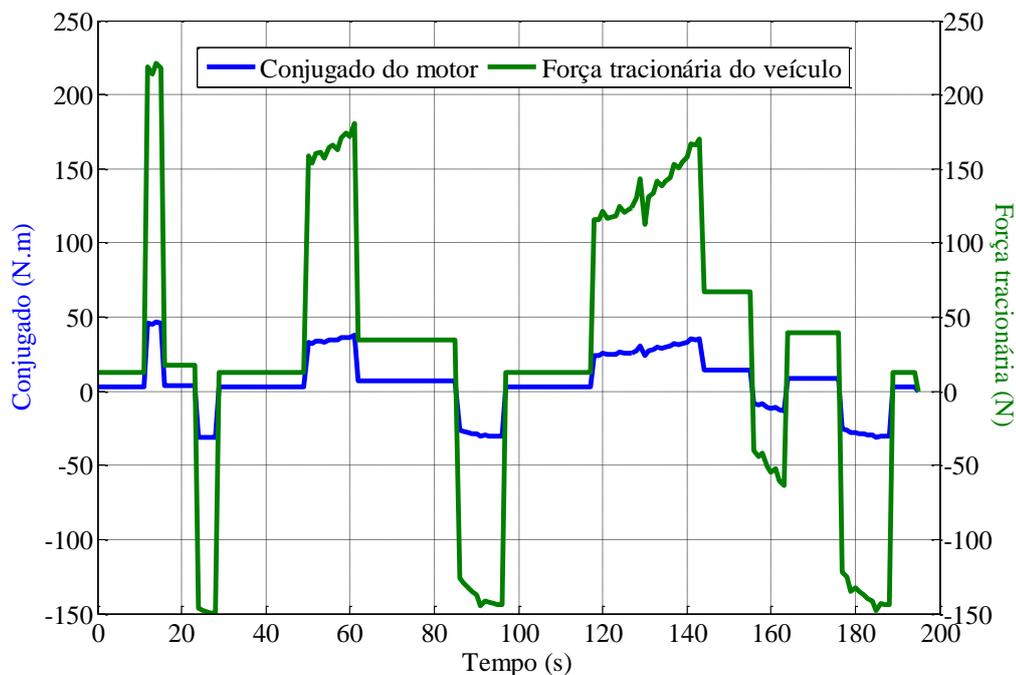
**Figura 24 Energia requerida para completar o ciclo de condução com frenagem regenerativa.**

Na Figura 25 é apresentada a potência requerida à máquina. Em azul é expressa a potência positiva, e em verde, a potência negativa que o corre em desaceleração e frenagem.



**Figura 25 Potência exigida na máquina durante o ciclo de condução.**

Na Figura 26 são apresentados os valores de conjugado exigido pelo motor e de força tracionária exigido pelo veículo em newtons. A partir do módulo dos valores extremos, é deduzido o conjugado nominal da máquina elétrica.

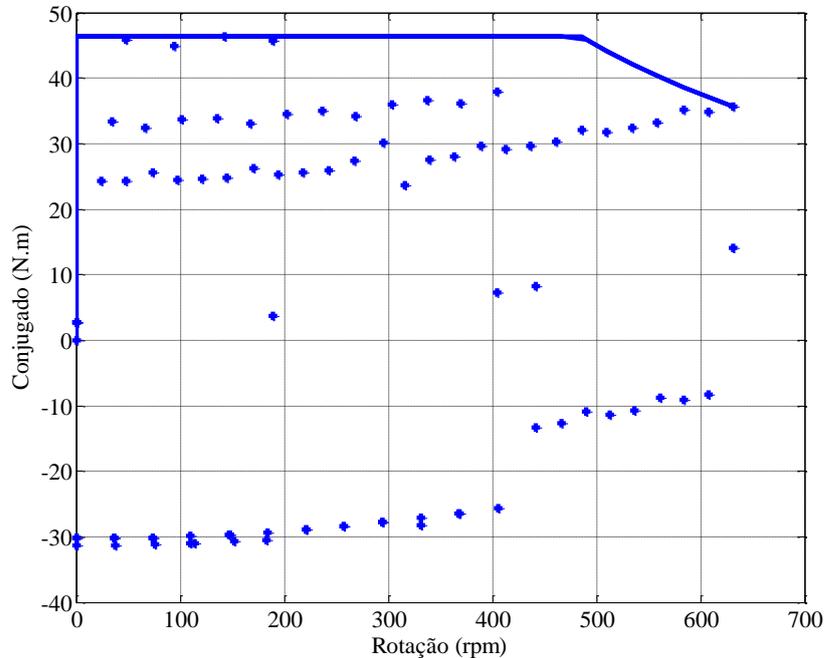


**Figura 26 Conjugado e força tracionária requeridos do veículo para o ciclo de condução.**

Na Figura 27 é apresentado o resultado da simulação para a curva de conjugado necessária para aceleração do veículo com a potência e conjugado requeridos do motor para tracionar o veículo elétrico. Neste gráfico, são obtidos os dados de operação nominal da máquina em regime permanente. O conjugado do protótipo deve atender 46,4 Nm deste a partida até a rotação de 485 rpm para poder tracionar o veículo dentro do ciclo de condução ECE 15. É importante ressaltar que a máquina, a partir da rotação nominal, segue com a potência constante, deste modo, evita danificar o protótipo e abrange mais pontos de conjugado sem utilizar uma máquina de maior volume ativo. Vale ressaltar que a rotação máxima é obtida no ponto de conjugado com maior velocidade.

No que concerne ao projeto de máquina, a rotação máxima pode variar de acordo com o projeto. Máquinas onde é possível realizar o enfraquecimento de campo conseguem obter a

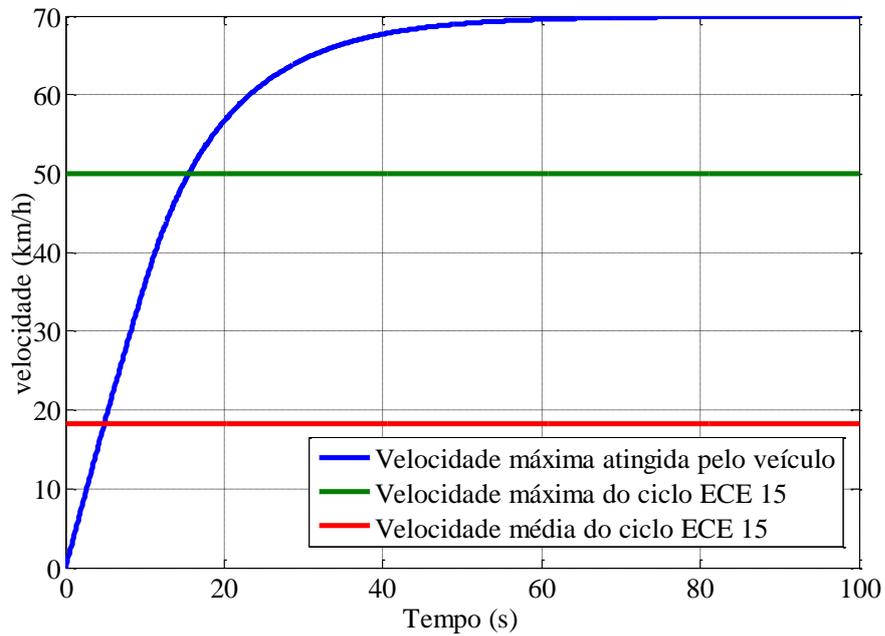
velocidade máxima exigida, entretanto, segundo (Ehsani *et al.*, 2010), em máquinas com ímãs permanentes, a velocidade máxima é pouco superior à velocidade nominal da máquina.



**Figura 27 Pontos de conjugado necessários à máquina e a curva de conjugado aproximada.**

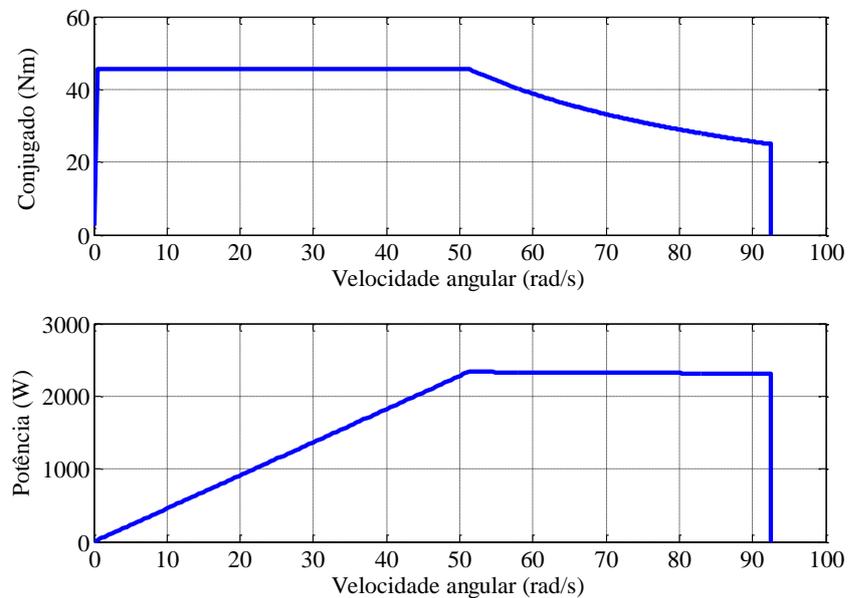
Após a obtenção da curva de conjugado requerida, o veículo foi simulado com a máxima aceleração possível. A velocidade do veículo eleva-se até o ponto onde o conjugado fornecido pelo motor iguala-se à soma das resistências sofrida pelo veículo ao longo de um percurso retilíneo em um plano sem inclinação.

Na Figura 28 é apresentada a forma de aceleração do veículo que apresenta velocidade máxima de 70 km/h. A linha em verde representa a máxima velocidade exigida pelo ciclo de condução, e a linha em vermelho, a velocidade média.



**Figura 28** Ensaio de aceleração do veículo com o acelerador totalmente aberto.

Na Figura 29 são apresentados o conjugado e a potência exigidos do motor do veículo durante a aceleração.



**Figura 29** Curva de conjugado e aceleração do motor com o acelerador totalmente aberto.

A partir dos resultados obtidos na simulação, os dados referentes às capacidades nominais da máquina elétrica apresentados na Tabela 1 serão utilizadas como dados de projeto.

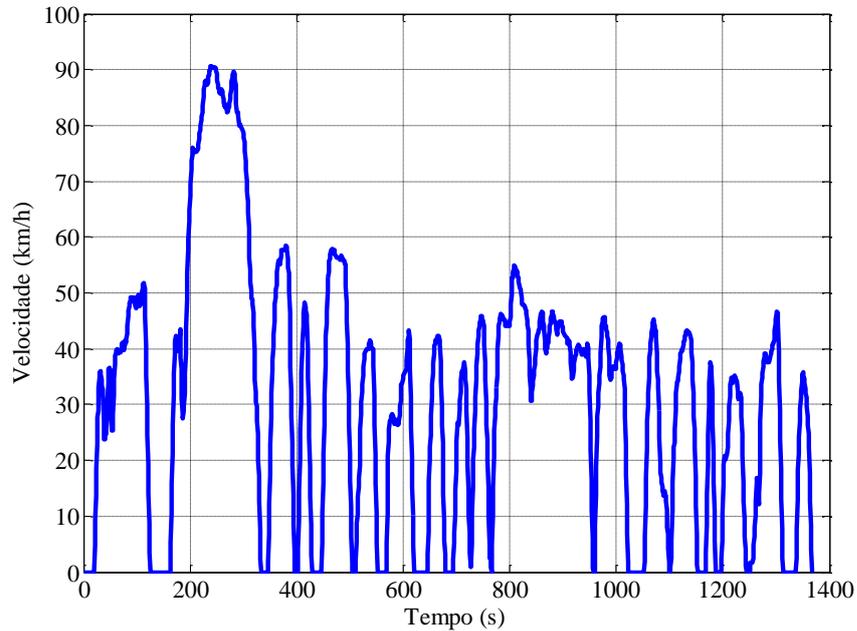
**Tabela 1 Dados necessários à máquina para tração no ciclo de condução ECE 15.**

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

### 3.2 SIMULAÇÃO DE UMA *SCOOTER* PARA O CICLO DE CONDUÇÃO FTP75

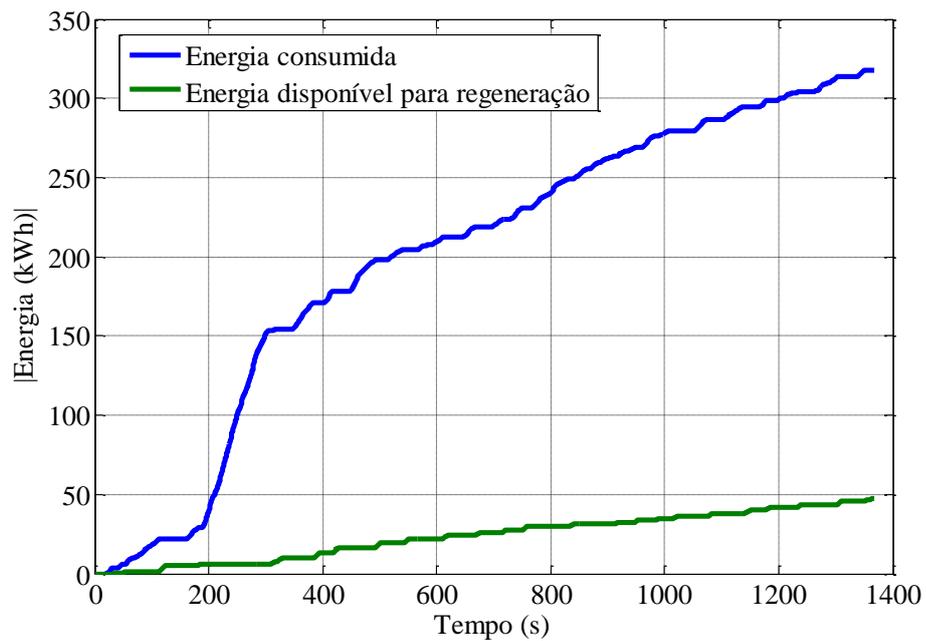
Foi realizada uma simulação de maior velocidade onde o ciclo de condução FTP 75 foi utilizado. Este ciclo possui diversos pontos onde é possível gerar os resultados para um desempenho mais robusto do veículo cuja aplicação seja em trechos de alta velocidade, como, por exemplo, para o deslocamento entre cidades próximas de uma região metropolitana.

A Figura 30 representa o ciclo de condução Norte-Americano FTP 75.



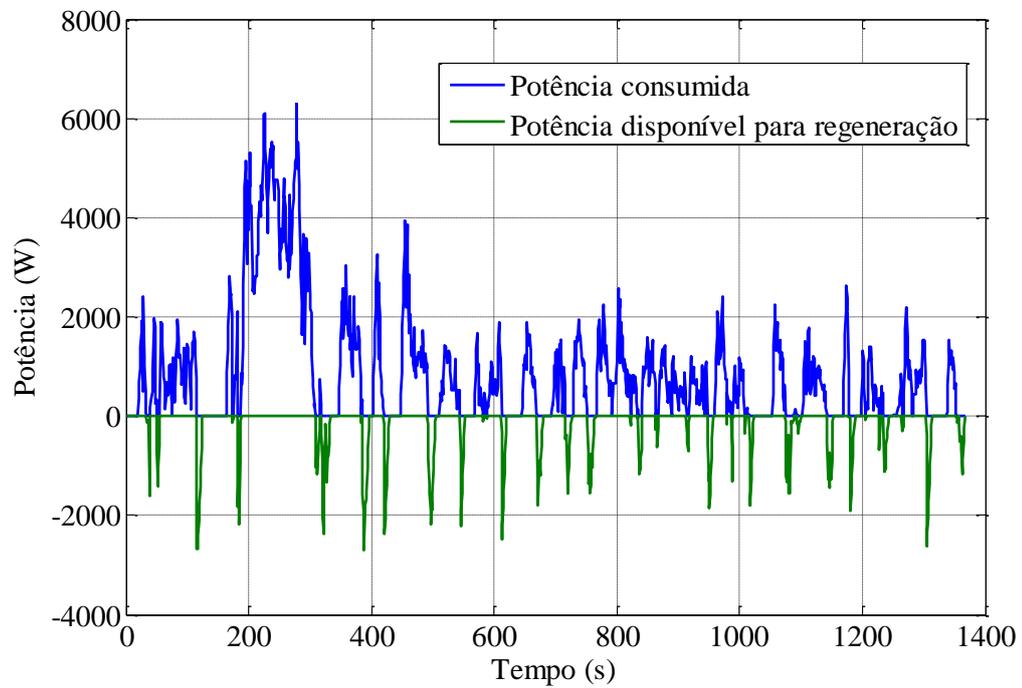
**Figura 30** Ciclo de condução FTP 75 utilizado para a simulação.

Na Figura 31 é apresentada a energia requerida para completar o percurso igualmente à simulação anterior, que foi obtida através da integração ao longo da potência consumida no tempo durante o ciclo de condução FTP 75.



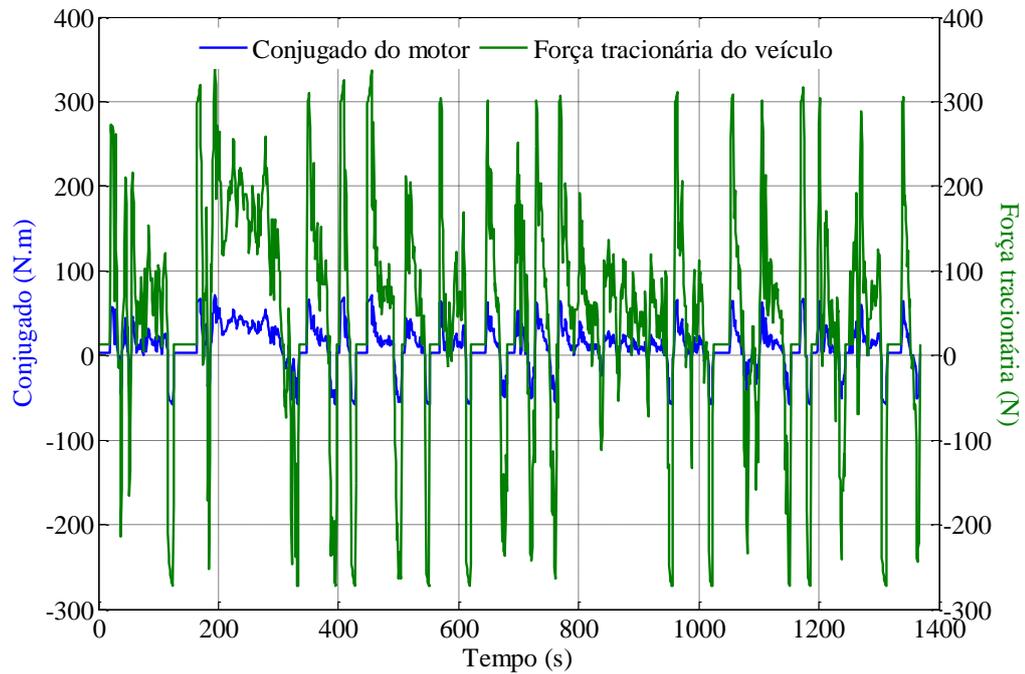
**Figura 31** Energia requerida para completar o ciclo de condução com frenagem regenerativa.

Na Figura 32 é apresentada a potência requerida à máquina, em azul é expressa a potência positiva, em verde a potência negativa que ocorre em desaceleração e frenagem.



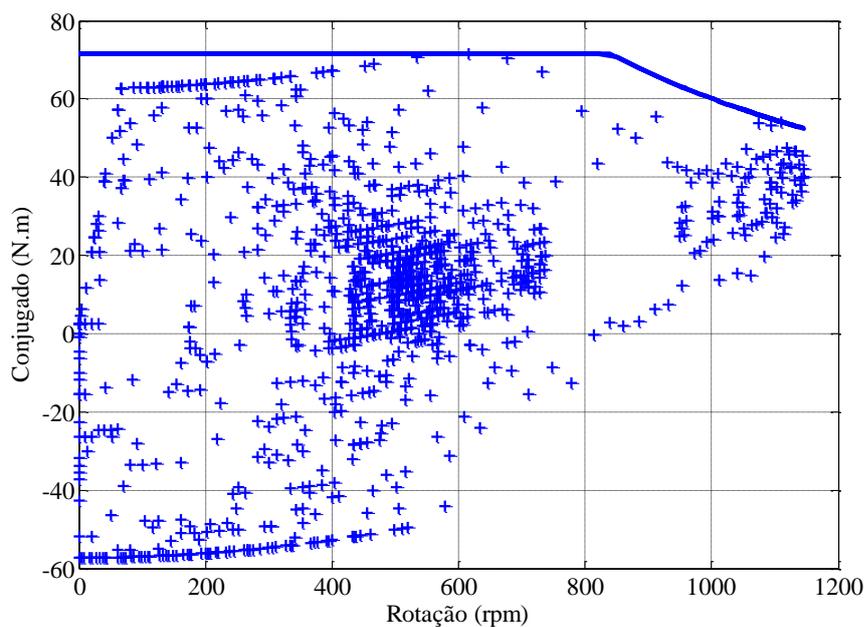
**Figura 32 Potência exigida na máquina durante o ciclo de condução.**

Na Figura 33 são apresentados os valores de conjugado exigido do motor e de força tracionária exigidos pelo veículo em newtons.



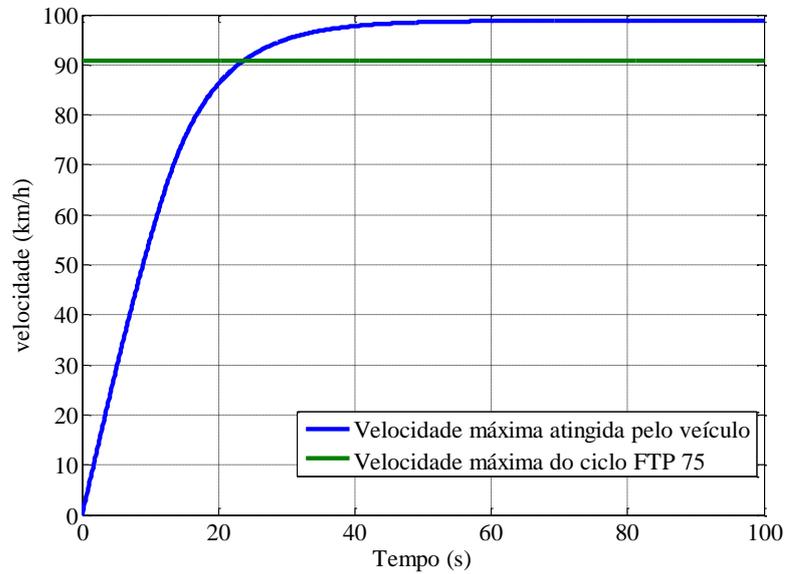
**Figura 33** Conjugado e força tracionária requeridos do veículo para o ciclo de condução.

Na Figura 34 é apresentado o resultado da simulação para o ciclo FTP 75. Neste gráfico são obtidos os dados nominais da máquina, o conjugado de 71,67 Nm e rotação de 839 rpm.



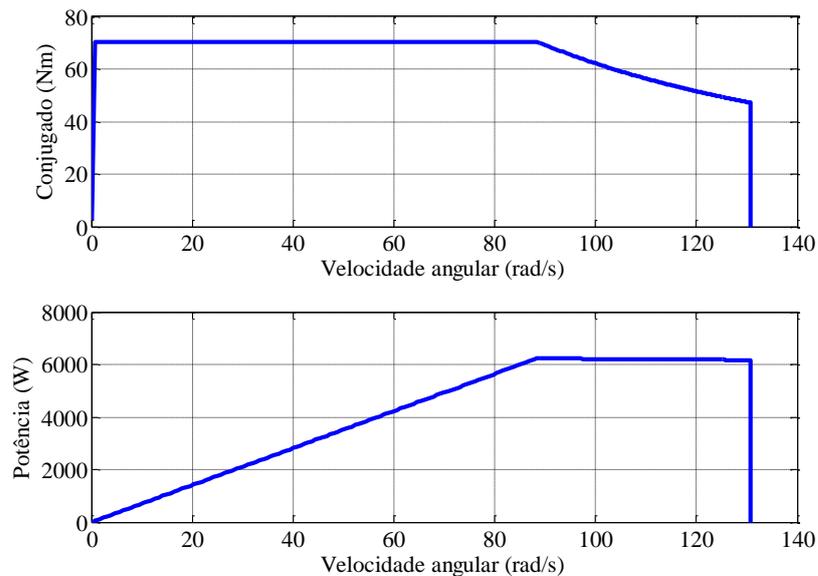
**Figura 34** Pontos de conjugado necessários à máquina e a curva de conjugado aproximada.

Na Figura 35 é apresentada a aceleração do veículo que apresenta velocidade máxima próxima aos 100 km/h, e a linha em verde representa a máxima velocidade exigida pelo ciclo de condução.



**Figura 35 Ensaio de aceleração do veículo com o acelerador totalmente aberto.**

Na Figura 36 são apresentados o conjugado e a potência exigidos do motor do veículo durante a aceleração.



**Figura 36 Curva de conjugado e aceleração do motor com o acelerador totalmente aberto.**

A partir dos resultados obtidos nesta simulação, os dados referentes às capacidades nominais da máquina elétrica são apresentados na Tabela 2.

**Tabela 2 Dados necessários à máquina para tração no ciclo de condução FTP 75.**

Especificação	Valor	Unidade
Conjugado nominal	71,67	Nm
Potência	6295	W
Rotação base	839	rpm
Rotação máxima	1146	rpm

## 4 PROJETO DA MÁQUINA ELÉTRICA

O projeto da máquina será descrito de forma a atender os dados de projeto necessários à tração do veículo utilizado para o estudo de caso proposto neste trabalho. A máquina será *brushless DC* com rotor externo dentro da roda do veículo, projetada para atingir a eficiência de 90%, valendo-se da utilização de entreferro reduzido, bobinagem como menor cabeça de bobina possível e chapas com menores perdas magnéticas que se pode comprar.

Os requisitos de projeto da máquina são:

- Potência, 2354 W
- Conjugado, 46,4 Nm;
- Fator de potência, 0,92;
- Rotação, 485 rpm;
- Tensão de terminal, 60V;
- Rendimento, 90%.

Foi considerado o fator de potência real de 0,92, pois mesmo em uma máquina *brushless DC* ocorre a defasagem entre tensão e corrente, e os ângulos de defasagem de cada harmônica, uma vez que os enrolamentos possuem indutância, este valor pré definido é utilizado para fins de dimensionamento.

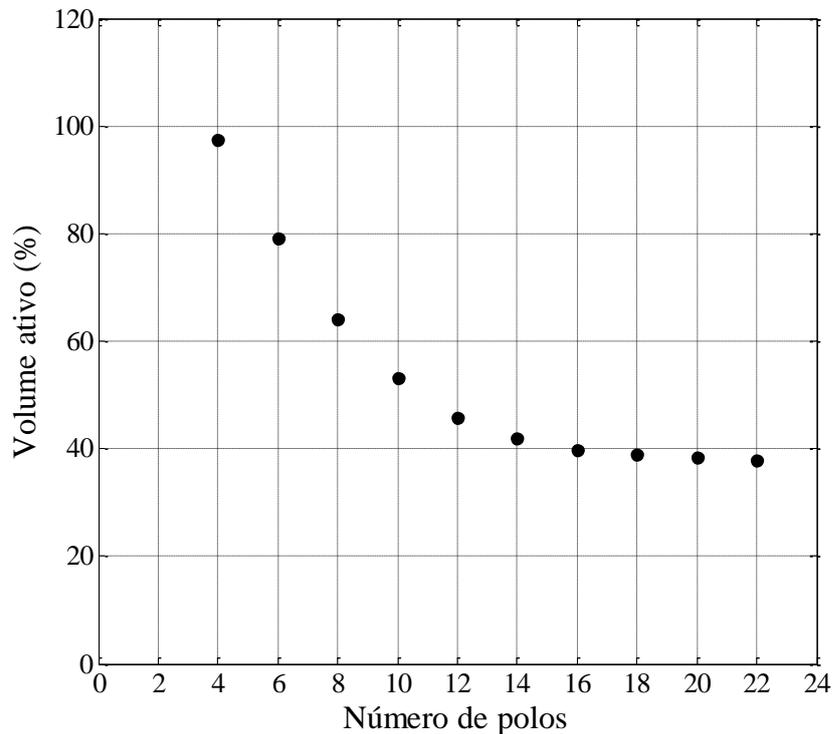
### 4.1 DETERMINAÇÃO DO NÚMERO DE POLOS

O número de polos do motor irá afetar diretamente a frequência nominal da máquina, uma vez que a rotação nominal definida em projeto é de 485 rpm. Optou-se por utilizar 24 polos, um número relativamente alto e conveniente para uma máquina com baixa rotação, o

objetivo foi definir o valor para uma frequência de operação próxima a 100 Hz. A velocidade de rotação nominal é calculada pela equação (24).

$$n = \frac{120f}{2p} \quad (24)$$

Com elevado número de polos, as máquinas elétricas operam com alto conjugado e baixa rotação (Gierras & Wing, 2002). Na Figura 37, é apresentada a influência do número de polos na massa das máquinas elétricas, ou seja, com o aumento do número de polos, a coroa do rotor e estator reduzem em virtude de o caminho magnético ser mais curto, consequentemente reduzindo a carcaça da máquina, tanto em máquinas com rotor interno como com externo.



**Figura 37** Massa da máquina em relação ao número de polos adaptado de (Gierras & Wing, 2002).

As frequências mais elevadas possibilitam uma resolução mais elevada no controle de velocidade da máquina, o que é uma característica desejável para um servo motor. No caso do

uso veicular, pode ser dispensada a utilização de altas frequências. O número de polos escolhido foi vinte e quatro. A frequência máxima da componente fundamental da tensão de alimentação neste caso é de 97 Hz.

#### 4.2 DETERMINAÇÃO DAS DIMENSÕES BÁSICAS

As dimensões básicas da máquina são determinadas a partir da escolha de carregamentos específicos e de dados empíricos de fluxo e densidade linear de corrente no entreferro. A potência aparente da máquina pode ser calculada pela equação (25), onde é pré-definida o valor de eficiência de 0,9 (Pyrhonen *et al.*, 2008).

$$S = \frac{P_{mec}}{\eta \cos(\phi)} = \frac{2357}{0,9 \cdot 0,92} = 2910 \text{VA} \quad (25)$$

A potência interna da máquina para o regime de operação como motor é dada pela equação (26):

$$S_i = [1 + 0,12 \text{sen}(\text{arc cos}(\phi))] \cdot S = 3062 \text{VA} \quad (26)$$

O conjugado interno é um conjugado somente para fim de dimensionamento do volume ativo da máquina, é calculado com a equação (27), e é aproximadamente 51,56 Nm (Pyrhonen *et al.*, 2008).

$$T_i = \frac{S_i}{\omega_m} = \frac{2620}{50,79} = 60,3 \text{Nm} \quad (27)$$

Os valores de densidade linear de corrente ( $A_{ef}$ ) e de fluxo magnético no entreferro

( $B_\delta$ ) são definidos com base em tabelas empíricas e nos dados de ímãs permanentes disponíveis, com os valores finais a seguir:

- $B_\delta = 0,85$  T;
- $A_{ef} = 22,2$  kA/m.

O valor eficaz da densidade linear de corrente em máquinas sem escova com alimentação retangular é calculado com a equação (28).

$$A_r = A_{ef} \sqrt{\frac{3}{2}} \quad (28)$$

O volume ativo da máquina que se relaciona com o conjugado interno da máquina é obtido pela da equação (29). O volume ativo desta máquina é de  $19 \times 10^{-4}$  m<sup>3</sup>.

$$V_a = \frac{T_i}{1,33 A_r B_\delta} = \pi R^2 L \quad (29)$$

Para calcular o comprimento axial da máquina foi utilizada a equação (30) que relaciona o comprimento axial com o número de polos e o volume da máquina.

$$L = 1,8 \tau_p = 1,8 \frac{2\pi R}{2p} \quad (30)$$

O valor obtido para o comprimento axial foi  $L = 52$  mm. O diâmetro do cilindro que compreende o volume ativo, ou seja, compreende o entreferro e é de  $D = 221$ mm (Pyrhonen *et al.*, 2008).

### 4.3 DIMENSIONAMENTO DO ROTOR

O projeto do rotor compreende o dimensionamento do entreferro, dos ímãs permanentes e da coroa do rotor. A partir da determinação do rotor é possível obter o diâmetro externo da máquina.

Foi definida, anteriormente, polaridade da máquina como 24 polos em virtude da baixa rotação nominal de projeto 485 rpm e o elevado conjugado de 46,4 Nm.

O primeiro passo é definir o entreferro, visto que é uma restrição mecânica. Deve ser tão pequeno quanto possível. O limite caracterizado pela rigidez mecânica dos materiais do rotor e estator apresentado na equação (31). Para este projeto, foi atribuído entreferro mecânico de 0,6 mm principalmente para diminuir o volume de ímãs permanentes (Pyrhonen *et al.*, 2008).

$$\delta_0 \geq \frac{D}{1000} \quad (31)$$

### 4.4 ESCOLHA E DIMENSIONAMENTO DO ÍMÃ

Para a concepção da máquina foram utilizados ímãs permanentes sintetizados de NdFeB devido às ótimas características de indução remanescente e alta coercitividade, ou seja, por proporcionar uma alta densidade de fluxo no entreferro da máquina e uma difícil desmagnetização. Estas características são preferíveis na concepção de uma máquina para utilização em veículos elétricos, proporcionam um tamanho reduzido e uma menor inércia, características que melhoram a resposta transiente da máquina bem como a regulação de velocidade.

Os ímãs permanentes de terras raras apresentam elevado custo. Contudo, devido às suas excelentes características magnéticas, o volume da máquina é consideravelmente menor

do que uma máquina produzida com ímãs permanentes de menor custo como, por exemplo, os de ferrite.

O ímã permanente escolhido foi o REN35 do fabricante CIBAS. Este é o mais simples da linha disponível, mas apresenta as características desejáveis ao projeto e apresenta menor custo que os ímãs permanentes da família REN50, por exemplo.

Os ímãs permanentes REN35 apresentam indução remanente aproximada de

$$B_r = 1,2 \text{ T e campo coercitivo de } H_c = 860 \text{ kA/m} .$$

Primeiramente, definiu-se um valor para indução no entreferro comumente utilizada em máquinas síncrona de ímãs permanentes (Pyrhonen *et al.*, 2008). O valor inicial escolhido para  $B_\delta$  foi 0,85T. A partir das chapas utilizadas no estator, as induções magnéticas de pico no rotor, dentes e coroa do estator ficam limitadas a 1,4 T. A partir da indução máxima nas chapas e dos cálculos para obter a reta de carga dos ímãs, o ímã permanente apresentaria uma espessura de aproximadamente 2,6 mm, o que o torna muito frágil para a execução do projeto. Portanto, foi utilizada a espessura como valor constante de acordo com a mínima requerida para que não ocorra a desmagnetização, isto é, 3,00 mm.

Primeiramente foi calculado o fator de dispersão do fluxo em (32). Vale ressaltar que foram cobertos 80% da superfície do rotor por ímãs permanentes, com a largura do ímã permanente  $b_m$  de 23,1 mm, entreferro  $\delta$  de 0,6 mm e o comprimento axial da máquina

$$L = 52 \text{ mm}.$$

Para a espessura do ímã permanente foi utilizado um valor constante de 3mm.

$$k_f = \frac{(b_m + 2\delta)(l + 2\delta)}{(b_m l)} \quad (32)$$

O entreferro corrigido é apresentado pela equação (33), ele é obtido através da correção pelos fatores de Carter e de saturação.

$$\delta' = \delta k_c k_s \quad (33)$$

Na equação (34) é calculada a espessura do ímã permanente para atingir a indução no entreferro desejada, onde  $\mu_{rc}$  é a permeabilidade do ímã permanente,  $k_c = 1,2$  é o fator de Carter e  $k_s = 1,2$ , o fator de saturação.

$$h_m = k_c k_s \delta \mu_{rc} \frac{B_\delta}{B_r - k_f B_\delta} = 3\text{mm} \quad (34)$$

Na equação (35), a espessura recomendável para que não ocorra a desmagnetização foi de 2,7 mm.

$$h_{Mdemag} = \frac{5k_c k_s}{k_f} \delta = 2,7\text{mm} \quad (35)$$

A indução de operação do ímã permanente e a coercitividade foram obtidas através das equações (36) e (37) respectivamente.

$$B_M = B_r \frac{1}{1 + \frac{1}{k_f} \frac{\mu_m \delta'}{\mu_0 h_m}} \frac{1}{k_f} = 0,9266\text{T} \quad (36)$$

$$H_M = \frac{-B_r}{\mu_0} \frac{\delta'}{h_M} \frac{1}{k_f} \frac{1}{1 + \frac{1}{k_f} \frac{\mu_m \delta'}{\mu_0 h_m}} = -195,9\text{kA/m} \quad (37)$$

O ímã permanente escolhido, modelo REN35, é do fabricante CIBAS. Segundo o fabricante, a máxima temperatura de operação sugerida é de 80°C. E o campo coercitivo para 20°C é maior que 860 kA/m. Segundo dados do fabricante, deve-se aplicar coeficientes de correção para o campo coercitivo  $H_c$  de -0,7%/°C e um fator de correção para a indução remanente  $B_r$  de -0,12%/°C. Considerando que a máxima temperatura de operação da

máquina não ultrapasse a máxima temperatura de operação dos ímãs permanentes, isto é, 80°C, tem-se que  $H_c$  corrigido é 498 kA/m e  $B_r$  corrigido é de 1,114 T.

GRADES	REMANENCE		COERCIVITY				MAXIMUM ENERGY PRODUCT		AVERAGE TEMPERATURE COEFFICIENTS (20 ~ 100°C)	
	Br		HcB		HcJ		BHmax		Tk	
	kG	T	kOe	kA/m	kOe	kA/m	MGOe	kJ/m <sup>3</sup>	%/°C (Br)	%/°C (HcJ)
REN 35	11,8 - 12,5	1,18 - 1,25	≥ 10,8	≥ 860	≥ 12	≥ 955	33 - 38	263 - 302	- 0,12	- 0,70
REN 38	12,3 - 13,0	1,23 - 1,30	≥ 10,8	≥ 860	≥ 12	≥ 955	36 - 41	286 - 326	- 0,12	- 0,70
REN 42	13,0 - 13,5	1,30 - 1,35	≥ 10,8	≥ 860	≥ 12	≥ 955	40 - 44	318 - 350	- 0,12	- 0,70
REN 45	13,2 - 13,8	1,32 - 1,38	≥ 10,8	≥ 860	≥ 12	≥ 955	42 - 46	334 - 366	- 0,12	- 0,70
REN 50	13,9 - 14,6	1,39 - 1,46	≥ 10,5	≥ 836	≥ 11	≥ 875	47 - 51	374 - 406	- 0,12	- 0,70
REN 52	14,2 - 14,8	1,42 - 1,48	≥ 10,5	≥ 836	≥ 11	≥ 875	49 - 53	390 - 422	- 0,12	- 0,70

**Figura 38** Cibas Catálogo de ímãs permanentes de NdFeB. Fonte: (Cibas, 2014).

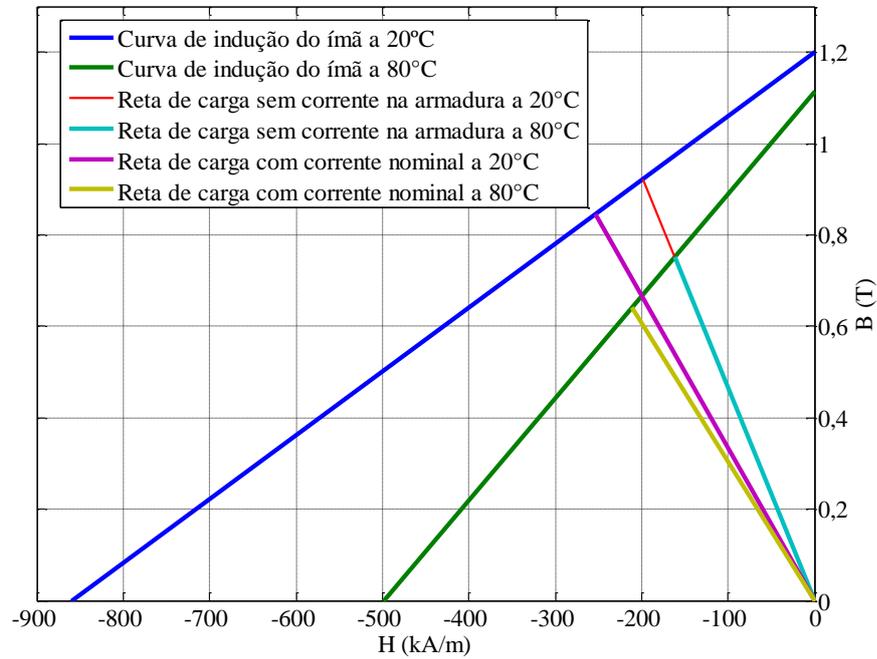
A reação da armadura foi calculada analiticamente. Ela envolve a corrente de armadura apresentada em (38), o número de espiras na ranhura, a espessura do ímã permanente, permeabilidade relativa do ímã, a permeabilidade absoluta e o entreferro mecânico, em suma, basicamente é o circuito magnético que passa por um par de polos, onde é isolada a indução magnética e depois subtraída da indução remanente do ímã. O decréscimo da indução é apresentado na equação (39) (Miller & Hendersot Jr., 1994).

$$I_n = \frac{2357}{0,9} \frac{1}{72} = 36,37A \quad (38)$$

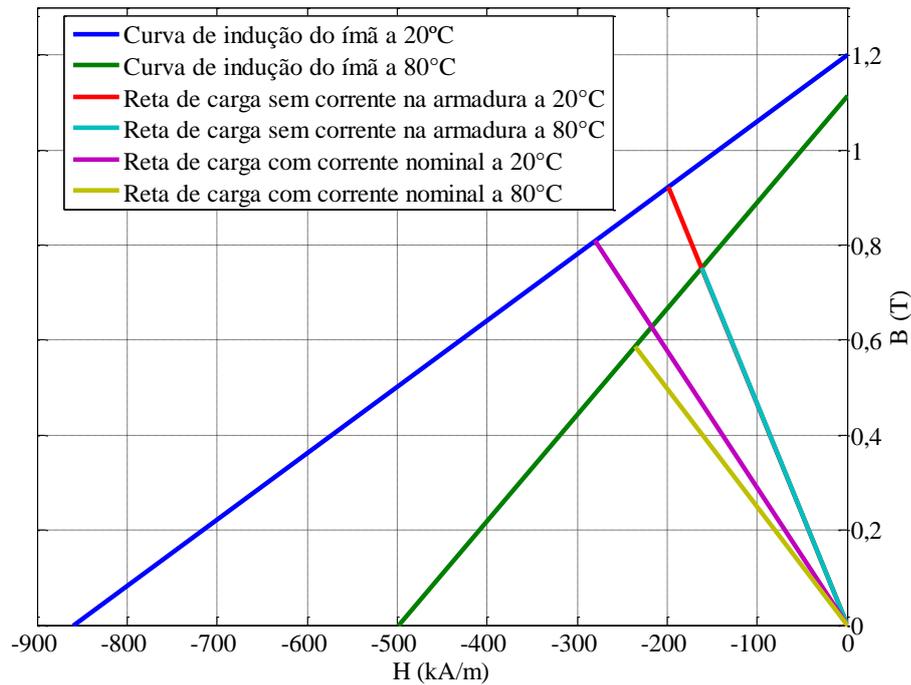
$$B_m = B_r - \frac{2N_{bob} I_n \mu_{rc} \mu_0}{2(h_m + \mu_{rc} \delta_0)} \quad (39)$$

A partir dos dados do fabricante dos ímãs permanentes, das dimensões do circuito magnético e da reação da armadura, são apresentados os pontos de operação dos ímãs da máquina na temperatura de 20°C e 80°C, as retas de carga também são apresentadas com e sem a influência da reação da armadura. Na Figura 39 é apresentada a reta de carga do circuito magnético com reação da armadura à corrente nominal. Na Figura 40, a corrente foi

elevada a 150% do valor nominal de corrente para avaliar a possibilidade da desmagnetização dos ímãs.



**Figura 39** Operação dos ímãs permanentes com influência da temperatura e reta de carga sem excitação e com reação da armadura na corrente nominal.



**Figura 40** Operação dos ímãs com influência da temperatura e reta de carga sem excitação e com reação da armadura a 150% da corrente nominal.

A obtenção da reta de carga do circuito magnético é importante para realizar o correto dimensionamento dos ímãs com a premissa de evitar a desmagnetização, contudo, não dispensa simulação numérica onde é analisado o valor máximo do campo magnético dos ímãs a 150% da corrente nominal.

#### 4.5 PROJETO DO ESTATOR

Primeiramente, foi estipulado o valor máximo para a indução magnética nas chapas no núcleo da máquina de 1,4 T em qualquer parte da máquina, de modo a evitar a saturação do material e o aumento das perdas. Com isso, e com o fluxo magnético por polo (calculado multiplicando-se a indução dos ímãs permanentes pela área de sua seção) de  $9,3014 \times 10^{-4}$  Weber, a altura da coroa do estator  $h_s$  e a largura do dente  $B_z$  podem ser calculadas com as

equações (40) e (41). A constante  $k_{ep}$  é o fator de empilhamento e vale aproximadamente 0,97. O passo de ranhura  $\tau_n$  pode ser obtido através do raio do rotor e do número de polos.

$$h_s = \frac{0,45\phi_p}{k_{ep}B_s l} = 7,7\text{mm} \quad (40)$$

$$b_z = \frac{\tau_n B}{B_z} \delta = 6,3\text{mm} \quad (41)$$

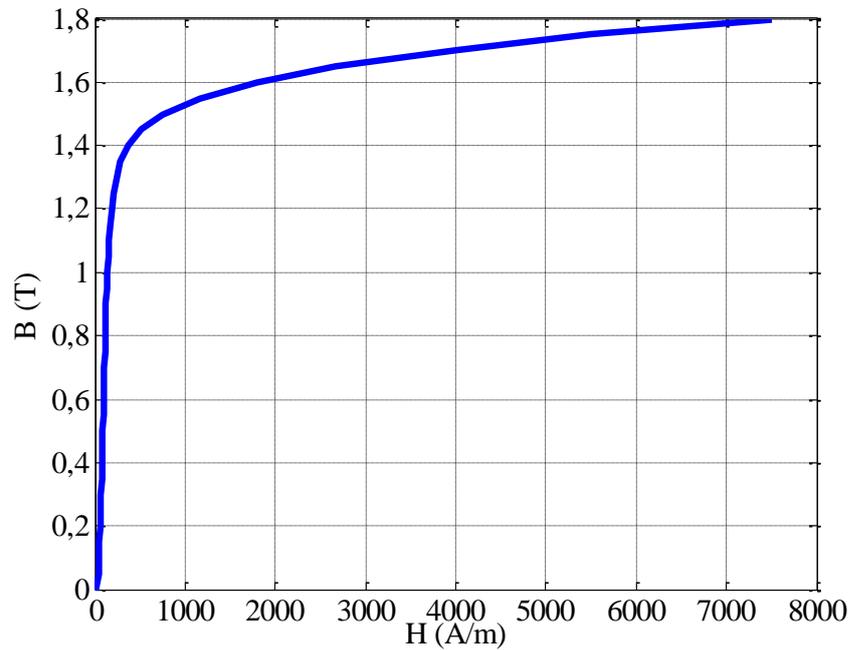
#### 4.6 ESCOLHA DA CHAPA

A escolha do tipo de chapa é extremamente importante para o projeto. As características magnéticas tais como a saturação e as perdas magnéticas são consideradas no projeto e as induções magnéticas nos dentes e na coroa do estator não devem saturar o material das chapas. As características elétricas são importantes, como por exemplo, a baixa condutividade do material pode reduzir as perdas por correntes parasitas.

Foi escolhido um fabricante mundial de chapas para motores e transformadores de nome AMPERAM.

O material escolhido foi o aço elétrico E230 Grão Não Orientado (GNO) de espessura 0,5 mm. As chapas de grão orientado GO foram excluídas do projeto, pois, em uma máquina elétrica rotativa o fluxo magnético não se estabelece em uma única direção, diferentemente do que ocorre em um transformador que o fluxo magnético mantém a mesma direção invertendo somente o sentido.

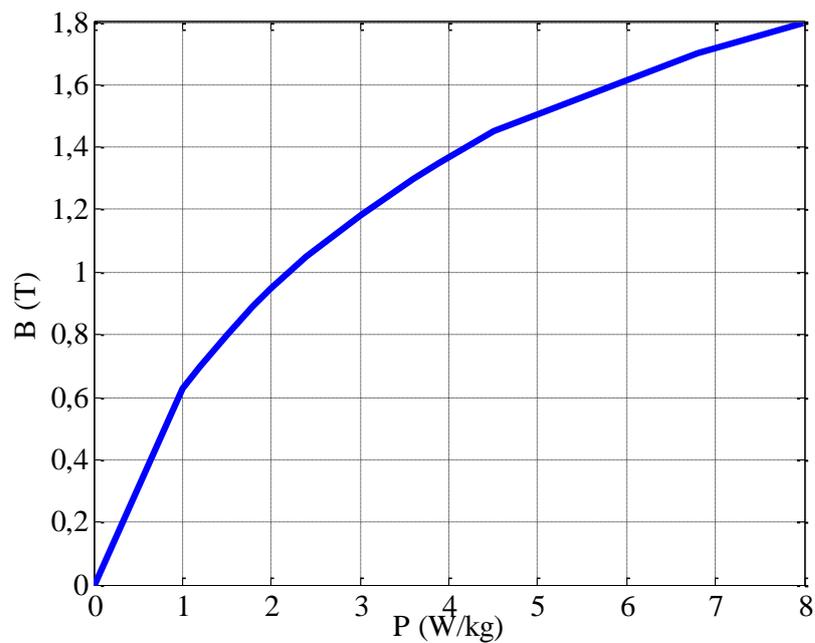
A curva de magnetização fornecida pelo fabricante é mostrada na Figura 41. A saturação magnética do material ocorre com a indução magnética de aproximadamente 1,5 T e a permeabilidade relativa máxima é de 5684.



**Figura 41** Curva de magnetização de chapas E230 GNO 0,5 mm.

Fonte: (Amperam, 2015).

A curva de perdas a 60 Hz fornecida pelo fabricante é mostrada na Figura 42.



**Figura 42** Curva de perdas em 60 Hz de chapas E230 GNO 0,5 mm.

Fonte: (Amperam, 2015).

Geralmente, os fabricantes não divulgam curvas dos materiais, apenas informam alguns pontos das curvas de perdas e de magnetização dos seus materiais.

Além das curvas de magnetização e de perdas, o fabricante forneceu as respectivas tabelas que representam aqueles pontos. Esses pontos foram inseridos na caracterização do material do núcleo no *software* de simulação por elementos finitos.

#### 4.7 DIMENSIONAMENTO DAS RANHURAS

A escolha do número de ranhuras se deu a partir de dois fatores: o número de ranhuras por polo e por fase  $Q$ , fracionário e passo de ranhura suficiente para a execução do enrolamento. O objetivo é reduzir o conjugado de relutância e a limitação do passo de ranhura a um intervalo usual e viável de se construir. Com base nisto, a máquina foi definida com um número de ranhuras  $N_r$  igual a 54, o que resulta em um passo de ranhura  $\tau_n$  igual a 12,9 mm. O valor recomendado para o passo de ranhura varia entre 10 a 20 mm para máquinas pequenas (Müller, *et al.*, 2007). O valor obtido foi de 12,9 mm e facilita estampagem da chapa em vista de uma razoável espessura dos dentes. Nas equações (42) e (43) são apresentados os cálculos do número de ranhuras por polo e por fase e o passo de ranhura (Pyrhonen *et al.*, 2008).

$$Q = \frac{N_r}{m \cdot 2 \cdot p} = \frac{54}{3 \cdot 2 \cdot 4} = 0,75 \quad (42)$$

$$\tau_n = \frac{2\pi R}{N_r} = 12,9 \text{ mm} \quad (43)$$

No estator, foi definido que a largura do dente é constante, de modo a aproveitar melhor a chapa ferromagnética, ou seja, a fim de não sobrecarregar magneticamente alguma seção dente. Este valor é igual a 6,3 mm.

Foi utilizada uma sapata ( $h_{s0}$ ) na extremidade do dente para minimizar a concentração de fluxo causada pelo dente. Esta sapata tem 1,5 mm de espessura e cobre toda a ranhura menos uma abertura de 2 mm em seu centro. A área útil da ranhura se inicia após esta sapata.

O formato da ranhura nessa configuração é aproximadamente trapezoidal, com área de seção calculada de acordo com (44), onde  $t_i$  é a base menor do trapézio,  $t_o$  é a base maior do trapézio e mais externa e  $h_n$  é a altura da ranhura. A dimensão  $t_o$  depende apenas da distância até o centro do eixo do motor, do entreferro e da largura do dente. A dimensão  $t_i$  depende também da variável altura da ranhura  $h_n$  (Pyrhonen *et al.*, 2008).

$$S_n = \frac{(t_i + t_o)h_n}{2} = 86,48\text{mm}^2 \quad (44)$$

O passo de ranhura em graus mecânicos é igual a  $2\pi / N_t$ . Uma parte do passo, igual a 7,8 mm, será utilizada pelo dente, sendo o resto utilizado para a ranhura. A base maior e a base menor são calculadas em (45) e (46), portanto conforme segue:

$$t_o = \frac{2\pi}{N_t}(R - \delta - h_{s0}) - b_z = 4,6\text{mm} \quad (45)$$

$$t_i = \frac{2\pi}{N_t}(R - \delta - h_{s0} - h_n) - b_z \quad (46)$$

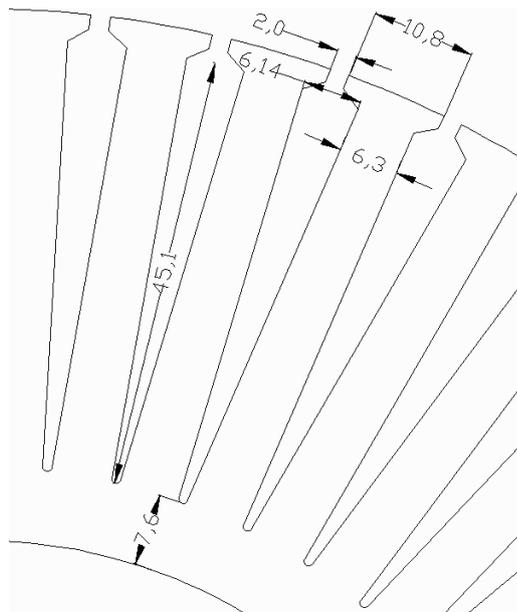
A altura ranhura  $h_n$  e a dimensão interna  $t_i$  são variáveis, portanto é necessário resolver uma equação de segundo grau apresentada em (47).

$$h_n^2 + \left(2(R - \delta - h_{s0}) - \frac{b_z N_t}{\pi}\right)h_n + \frac{S_n N_t}{\pi} = 0 \quad (47)$$

Após a resolução da equação (47), a altura da ranhura obtida para  $h_n$  foi de 30,6 mm. Um ponto importante a ressaltar é que, em máquinas com rotor externo com diâmetro definido, conforme se aumenta a altura da ranhura, menor é o acréscimo de espaço o que

acarreta um limite da área de ranhuras que ocasiona valores elevados de ocupação para a ranhura. Uma sugestão seria a máquina com o diâmetro muito maior que o comprimento axial, o que, para veículos elétricos é limitado pelo diâmetro da roda, ou seja, o volume ativo é limitado e para máquinas de maior potência e conjugado. Para uma máquina com elevado conjugado e potência convém utilizar refrigeração para os enrolamentos do estator, ainda mais que em máquinas com rotor externo a refrigeração a ar é comprometida.

Na Figura 43, são mostradas todas as dimensões em milímetros dos dentes e ranhuras do estator. A abertura de ranhura de 2 mm foi fixada para reduzir harmônicos de ranhura e conjugados de relutância.



**Figura 43 Dimensões em milímetros dos dentes e ranhuras do estator.**

#### **4.8 ENROLAMENTO DO ESTATOR**

A máquina deste projeto será uma *brushless DC*, ou seja, ela se assemelha a uma máquina de corrente contínua, contudo a comutação é eletrônica em vez de mecânica. Os enrolamentos devem ser excitados com tensão retangular. Será feito um enrolamento de

camada dupla que possibilite encurtamento de passo para redução da cabeceira de bobina e distribuído para satisfazer as condições de simetria do enrolamento.

As 54 ranhuras da máquina atendem as condições de simetria  $Q$  fracionária para enrolamentos de camada dupla descrito na equação (42).

As condições de simetria para enrolamentos fracionários são obtidas através do desmembramento do  $Q$  em uma fração apresentada em (48), onde  $z_f$  é o numerador e igual a três e o denominador  $n_f$  é igual a quatro (Pyrhonen *et al.*, 2008).

$$Q = \frac{z_f}{n_f} = \frac{54}{24.3} = 0,75 = \frac{3}{4} \quad (48)$$

Para a execução do enrolamento três condições devem ser satisfeitas, as condições  $cond_1$  e  $cond_2$  devem ser um número inteiro e positivo, já a terceira condição não deve ser um número inteiro. As condições foram satisfeitas e são expressas pelas equações (49), (50) e (51) (Pyrhonen *et al.*, 2008).

$$cond_1 = \frac{p}{n_f} = \frac{12}{4} = 3; cond_1 \in \mathbb{N} \quad (49)$$

$$cond_2 = \frac{2 \cdot p}{n_f} = \frac{24}{4} = 6; cond_2 \in \mathbb{N} \quad (50)$$

$$cond_3 = \frac{n_f}{m} = \frac{4}{3} = 1,33\bar{3}; cond_3 \notin \mathbb{N} \quad (51)$$

Normalmente através das condições de simetria, procura-se que cada bobina não enlace mais do que  $180^\circ$  elétricos de fluxo magnético, a fim de que o comportamento da máquina *BLDC* se dê de maneira correta. Ao enlaçar mais de  $180^\circ$  elétricos de fluxo

magnético, a respectiva bobina enlaça o fluxo do polo adjacente, como consequência reduz o valor do fluxo magnético máximo que seria atingido caso a bobina enlaçasse no máximo 180° elétricos. Primeiramente, o número máximo de bobinas por fase com o enlace de 180° elétricos de fluxo magnético é apresentado na equação (52) que resulta em 18 bobinas por fase (Hendershot *et al.*, 1994).

$$N_{BF_{MAX}} = \frac{N_t}{m} = \frac{54}{3} = 18 \quad (52)$$

Este número serve de referência como o limite máximo de bobinas que cada fase deverá conter. O passo de bobina, isto é, o espaçamento físico que uma bobina ocupa no estator, em termos de ranhuras, é obtido a partir da Equação (53), onde  $\sigma_{MAX}$  representa a parte inteira e  $\varepsilon$ , a parte fracionária da razão (Hendershot *et al.*, 1994).

$$\sigma_{MAX} + \varepsilon = \frac{N_t}{2p} = \frac{54}{24} = 2 + 0,25 \quad (53)$$

A parte inteira é descrita como espaçamento físico máximo. Caso o resultado da razão seja um número menor do que uma unidade, adota-se o valor 1 como passo de bobina. Foi atribuído que se alterna o sentido de bobinagem em cada bobina consequente no enrolamento de uma fase. Para conhecer a localização ou o ponto de entrada da bobina subsequente, através da equação (54), é obtido  $S_F$  (*Slot Forward*), que indica a ranhura de entrada da próxima bobina (Hendershot *et al.*, 1994).

$$S_F = \begin{cases} \sigma_{MAX} + 1 & \varepsilon \geq 0,5 \\ N_{SS} - \sigma_{MAX} & \varepsilon < 0,5 \end{cases} \quad (54)$$

Na equação (55), é apresentado o número de ranhuras por seção  $N_{SS}$ , onde MDC é o máximo divisor comum entre o número máximo de bobinas por fase e o par de polos da máquina (Hendershot *et al.*, 1994).

$$N_{SS} = \frac{N_t}{MDC[N_{BF_{MAX}}, p]} = \frac{54}{MDC[18,12]} = 9 \quad (55)$$

Por fim, chega-se ao valor de  $S_F$  na equação (56). Assim, uma bobina terminada em uma dada ranhura “ $n$ ” tem como bobina subsequente o início em  $n + S_F$ .

$$S_F = N_{SS} - \sigma_{MAX} = 9 - 2 = 7 \quad (56)$$

Após a distribuição das bobinas de uma fase, é preciso definir o início da primeira bobina da próxima fase. O enrolamento desenvolvido é para uma máquina trifásica. A equação (57) permite localizar o começo da primeira bobina da fase subsequente a partir da posição de início da primeira bobina da fase anterior.

$$Offset = \frac{2}{3} \frac{N_t}{2p} + k \frac{N_t}{p}, \quad k = 0, 1, 2, 3 \quad (57)$$

Primeiramente, busca-se o primeiro valor inteiro para  $k$ . Em suma, a primeira bobina da primeira fase teve início da ranhura de número “ $n$ ”, a primeira bobina da segunda fase terá início na ranhura. Os passos anteriores são repetidos até concluir a distribuição das bobinas das três fases e que o estator fique completamente preenchido.

$$Offset = \frac{2}{3} \frac{54}{2 \cdot 12} + 1 \frac{54}{12} = 6 \quad (58)$$

Na equação (58), o valor obtido para  $Offset$  foi de seis ranhuras como  $k = 1$ .

#### 4.9 CÁLCULO DO NÚMERO DE ESPIRAS POR BOBINA

Primeiramente, antes do cálculo no número de espiras por bobina, é preciso ter conhecimento da constante de velocidade da máquina  $k_E$ . De acordo com (MILLER e

HENDERSOT JR, 1994) para determinação da constante de velocidade sem carga de uma máquina *brushless*, quando em relação à rotação nominal, é 20% maior para ímãs de ferrite, e 10% maior para ímãs de NdFeB. Com este pressuposto chega-se à equação (59).

$$k_E = \begin{cases} \frac{V_{cc} 0,8}{\omega_{Max}} & \text{ímã de ferrite} \\ \frac{V_{cc} 0,9}{\omega_{Max}} & \text{ímã de terras raras} \end{cases} \quad (59)$$

Logo, com a tensão de terminal de 60 V e com a velocidade angular de projeto, chega-se ao valor calculado pela equação (60).

$$k_E = \frac{V_{cc} 0,9}{\omega_{Max}} = \frac{60.0,9}{50.8} = 1,06 \text{V/rad/s} \quad (60)$$

O fator de dispersão de fluxo magnético  $f_{LKG}$  deve ser corrigido pela equação (62), onde  $\phi_g$  corresponde ao fluxo magnético através do entreferro e pelo estator para um único polo.  $\phi$  é o fluxo por polo.

$$\phi = B_m l \tau_p \alpha_p = 0,0011 \text{Wb} \quad (61)$$

$$f_{LKG} = \frac{\phi_g}{\phi} = 0,9 \quad (62)$$

A melhor maneira de obter esse valor é através de uma simulação por elementos finitos. *A priori*, foi adotado o valor de 0,9 para  $f_{LKG}$ . Para obter o número de espiras por bobinas em um enrolamento trifásico, foi utilizada a equação (63), onde  $C_{ph}$  é o número de bobinas por fase e  $a$ , o número de condutores paralelos na bobina.

$$N_{\frac{\text{espiras}}{\text{bobinas}}} = \frac{ke \pi}{4} \frac{1}{p} \frac{1}{f_{LKG}} \frac{1}{C_{ph}} \frac{1}{\phi} a = 3,83 \approx 4 \quad (63)$$

O número de espiras em uma ranhura, para enrolamentos de camada dupla, é igual a duas vezes o número de espiras em uma bobina, ou seja, 8 espiras. Como mostrado anteriormente, a corrente nominal em cada fase e, por conseguinte, em cada bobina durante o período de acionamento será de 36,37 A pela equação (38). O diâmetro do condutor único pode ser obtido através da equação (64) para enrolamentos de camada dupla (Hendershot *et al.*, 1994).

$$D_w = \sqrt{\frac{S_n k_{es}}{2N_{bob}}} = 2,4\text{mm} \quad (64)$$

O diâmetro do condutor único que atenderia seria o AWG 12, contudo, ele é muito difícil de trabalhar. Uma solução é utilizar condutores paralelos. Este requisito pode ser atendido com fios esmaltados circulares AWG 17 com três destes condutores em paralelo, com diâmetro de 1,2 mm, seção de 1,04 mm<sup>2</sup> e resistividade de 0,017 Ω/m.

A densidade de corrente de pico no estator pode ser obtida através da equação (65), onde todas as bobinas encontram-se em série.

$$J_e = \frac{\hat{I}_{DC}}{S_{cond}} = \frac{49,41}{4.2,1} = 5,88\text{A/mm}^2 \quad (65)$$

Na realidade, a comutação eletrônica alimenta sempre duas fases em cada período do total de 6 tempos de acionamento, possui um tempo morto de 2/6 para cada fase durante o funcionamento da máquina, ou seja, para fins de cálculo térmico, pode-se utilizar a equação (66).

$$J_{e_{ms}} = \sqrt{\frac{4}{6}} J_e = 4,8 \text{ A/mm}^2 \quad (66)$$

Durante o funcionamento da máquina, cada fase permanece 4/6 do tempo ligada (Hendershot *et al.*, 1994). O valor da densidade eficaz de corrente de 4,8 é realmente razoável, devido principalmente à característica do rotor externo: já que o estator é interno, na máquina a dissipação do calor é prejudicada, o que implica em trabalhar com valores menores da densidade de corrente do que as máquinas com rotor interno (Hendershot *et al.*, 1994).

Com densidade de corrente elevada nos enrolamentos da máquina reduz muito o rendimento da máquina visto que a maior parcela de perdas é ôhmica, uma solução seria utilizar uma chapa ferromagnética com saturação maior que a utilizada de 1,4 T, como por exemplo, materiais que saturam a 1,8 T, a largura dos dentes seria menor, e por consequência mais espaço para o cobre e menor densidade de corrente no enrolamento. Por outro lado, com maiores valores de indução magnética nos dentes do estator; isso elevaria as perdas por histerese, uma vez que é proporcional ao volume do estator e ao valor de indução magnética, de fato, um estudo deve ser feito. Cabe ressaltar que a contribuição das perdas por histerese tem menor significância que as perdas ôhmicas.

#### **4.10 CÁLCULO DA RESISTÊNCIA POR FASE E DO CONJUGADO DA MÁQUINA**

A resistência do enrolamento pode ser calculada pela multiplicação do comprimento médio de cada espira, considerando que cada bobina possui largura de uma ranhura e comprimento aproximadamente igual ao comprimento axial da máquina, pelo número de espiras, pela resistividade do fio, e dividido pelo número de ramos em paralelo.

O fator de correção para o tamanho da cabeça de bobina em função do número de polos pode ser obtido através da equação (67) que se aplica para máquina com número de polos maior que 16 (Pereira, 2014) e (Pyrhonen *et al.*, 2008).

$$F_{cb} = (2 + 0,03.2p) \quad (67)$$

O comprimento médio da espira pode ser obtido através da equação (68), que relaciona o comprimento axial da máquina, o passo polar, o número de ranhuras por polo e o fator de correção para a cabeça de bobina.

$$l_s = 2(l + \tau_p \frac{\gamma_b}{N_t} F_{cb}) \quad (68)$$

A resistência por fase é obtida através do número total de espiras  $w_t$  multiplicado pela resistividade do cobre à temperatura de operação, pelo comprimento da espira média e dividido pela seção do condutor único. A resistência por fase obtida em (69).

$$R_f = w_t \rho_s \frac{l_s}{S_{cs}} = 28,6 \text{m}\Omega \quad (69)$$

Uma aproximação da corrente no barramento CC pode ser obtida através da equação (70), onde  $Vt$  é a tensão de terminal, com ligação em estrela,  $k_E$  é a constante de velocidade da máquina e  $R_f$ , a resistência de fase.

$$I_{nom} = \frac{Vt - k_E \omega_{mec}}{2R_f} = 56,54 \text{A} \quad (70)$$

O conjugado nominal da máquina pode ser obtido através da constante de torque multiplicada pela corrente nominal. O valor de conjugado obtido foi 55,4 Nm e atinge o conjugado necessário à tração de 46,4 Nm que foi requerido para o projeto.

$$T = k_T I_{max} = 55,4 \text{Nm} \quad (71)$$

## 4.11 CÁLCULO DAS PERDAS E RENDIMENTO APROXIMADO DA MÁQUINA

O cálculo de perdas é de suma importância para o projeto adequado das máquinas elétricas, pois as perdas têm influência direta sobre o rendimento e elevação de temperatura em pontos diversos da máquina. Os materiais isolantes devem operar dentro dos limites de temperatura, a fim de evitar a sua degradação prematura e, por consequência, a redução da vida útil da máquina.

Durante o projeto analítico, o rendimento é definido como entrada de projeto, e assim ele deve ser atendido após o dimensionamento da máquina e cálculo das perdas; a eficiência deve permanecer acima do valor estipulado, caso contrário, o projeto deve ser refeito.

O total de perdas em máquinas elétricas é mostrado na equação (72), é obtido pela soma de cinco fatores:

- perdas Joule ( $P_c$ ).
- perdas por histerese ( $P_h$ ).
- perdas por correntes parasitas ( $P_s$ ).
- perdas mecânicas ( $P_m$ ).
- perdas adicionais ( $P_{ad}$ ).

$$\sum P_r = P_c + P_h + P_s + P_m + P_{ad} \quad (72)$$

### 4.11.1 Perdas Joule

As perdas Joule ocorrem nos enrolamentos do estator e são causadas pela passagem de corrente no cobre. São proporcionais ao quadrado da corrente. A corrente que circula pelos enrolamentos da máquina durante um período de acionamento pode ser obtida pela potência

de entrada da máquina dividida pela tensão de terminal e apresentada pela equação (73) (Pyrhonen *et al.*, 2008).

$$I_f = \frac{Pelet}{V_t} = 49,8A \quad (73)$$

A perda Joule devida à operação nominal é obtida pela equação (74).

$$P_c = 2R_f I_f^2 = 113,2W \quad (74)$$

#### 4.11.2 Perdas por Histerese

As perdas por histerese se dão pela mudança da orientação dos domínios magnéticos em um material ferromagnético causado por um campo magnético variável no tempo. O efeito de histerese para cada material pode ser representado pela curva BH. Basicamente, as perdas por histerese são proporcionais à área do ciclo de histerese no caso quase-estático. As perdas por unidade de volume (W/m<sup>3</sup>) relacionadas com a histerese dependem do volume total do estator, e este volume é dado pela equação (75), onde todas as variáveis são dimensionais (Pyrhonen *et al.*, 2008).

$$V_{estator} = l \left\{ \frac{\pi}{4} [(Di + h_r)^2 - D_i^2] + N_t \left[ \left( \frac{2\pi}{N_t} (R - \delta)^2 - b_{ab} \right) b_{s0} \right] \right\} \quad (75)$$

As perdas por histerese são calculadas pela equação (76). O expoente  $n$  é obtido experimentalmente para cada tipo de chapa e varia de 1,6 a 1,8. Foi adotado o valor de 1,8 devido às chapas apresentarem qualidade relativamente baixa, indicando assim o maior valor. Da mesma forma, a constante  $k$  é obtida experimentalmente e varia de acordo com o tipo de chapa. Pode variar de 120 a 500 W/(m<sup>3</sup>HzT). Foi utilizado o valor de  $k$  de 120W/(m<sup>3</sup>.Hz.T).

O valor máximo da indução é 1,4 T foi definido para  $B_{\max}$ , e a frequência foi definida  $f = 97$  Hz.

$$P_h = kf (B_{\max})^n V_{estator} = 23,58W \quad (76)$$

#### 4.11.3 Perdas por Correntes Parasitas

As perdas por correntes parasitas são causadas devido ao fluxo magnético alternado que se estabelece radialmente ao estator e que promove a circulação dessas correntes induzidas na seção transversal do estator. As perdas por correntes parasitas são expressas em unidade de potência por unidade de volume ( $W / m^3$ ) e dependem da espessura da chapa  $d_c$ , da resistividade da chapa  $\rho_c$ , da permeabilidade e da frequência  $f$ . A variável  $k_s$  representa o valor de acréscimo conforme (Pereira, 2014) e (Pyrhonen *et al.*, 2008). Foi atribuído o valor de 2,2. O cálculo das perdas por correntes parasitas a 97 Hz são apresentados pela equação (77).

$$P_s = \frac{(\pi f d_c B)^2}{6\rho_c} V k_s = 1,72W \quad (77)$$

#### 4.11.4 Perdas Mecânicas

As perdas mecânicas ( $P_m$ ) são causadas pelo atrito nos mancais, efeito de ventilação devido ao meio circulante (ar), redutores de velocidade como polias, engrenagens ou caixas de marchas. Depende das dimensões do rotor, disposição e dimensões dos enrolamentos, tipo do enrolamento utilizado entre outros fatores. A determinação exata só é possível através do conhecimento detalhado do projeto mecânico ou através de técnicas numéricas. De acordo com as referências (Pyrhonen *et al.*, 2008), as perdas mecânicas com inclusão das perdas por

atrito e ventilação são dadas pela equação (78), onde,  $k_m$  é um coeficiente experimental de valor  $6\text{Ws}^2/\text{m}^4$ .

$$P_m = k_m 2R(l + 0,6\tau_p) \left( \frac{2\pi fR}{p} \right)^2 = 2,9\text{W} \quad (78)$$

#### 4.11.5 Perdas Adicionais

As perdas adicionais ( $P_{ad}$ ) incluem a parcela das perdas que não são possíveis de serem determinadas e em alguns casos não são possíveis de serem medidas. Elas incluem perdas nas partes estruturais na máquina, efeito de harmônicos de ordem elevada nos enrolamentos e etc. As perdas adicionais estabelecem uma parcela da potência de entrada e são proporcionais ao quadrado da corrente de armadura vezes a frequência elevada na potência 1,5 (Pyrhonen *et al.*, 2008).

$$P_{ad} \sim I_f^2 f^{1,5} \quad (79)$$

Outra forma segundo (Pyrhonen *et al.*, 2008), é utilizar o fator  $k_{ad}$  para a parcela de perdas adicionais. Para máquinas síncronas de polos lisos foi atribuído o valor de 0,009 e o resultado foi apresentado pela equação (80).

$$P_{ad} \sim k_{ad} P_{in} = 22,7\text{W} \quad (80)$$

#### 4.11.6 Rendimento da Máquina

O cálculo da eficiência da máquina envolve o somatório das perdas e a potência mecânica requerida. Para o dimensionamento da máquina foi definido o valor de eficiência de 90%. O somatório de perdas é indicado pela equação (81).

$$\sum P_r = P_c + P_h + P_s + P_m + P_{ad} = 113,2 + 23,58 + 1,72 + 2,9 + 22,7 = 164,1W \quad (81)$$

A eficiência da máquina é obtida através da equação (82), que envolve a potência requerida e o total de perdas na máquina. O valor obtido foi de 93%.

$$n(\%) = 100 \cdot \frac{Pot_{elet} - \sum P_r}{Pot_{elet}} = 100 \cdot \frac{Pot_{mec}}{Pot_{mec} + \sum P_r} = 100 \cdot \frac{2304}{2304 + 164,1} = 93\% \quad (82)$$

A curva de eficiência em função da velocidade e do conjugado é de suma importância na aplicabilidade em veículos elétricos. Através das equações analíticas foi realizada correção na temperatura da máquina para 60°C. A Figura 44 apresenta os resultados. O valor da eficiência da máquina para a operação nominal se mostrou muito próxima dos 90%. Esses cálculos são aproximados, mas, para maior exatidão, deve-se empregar um *software* de elementos finitos, onde são obtidas as curvas de rendimento por velocidade angular em uma simulação transiente. Os resultados são apresentados na seção 5.4.

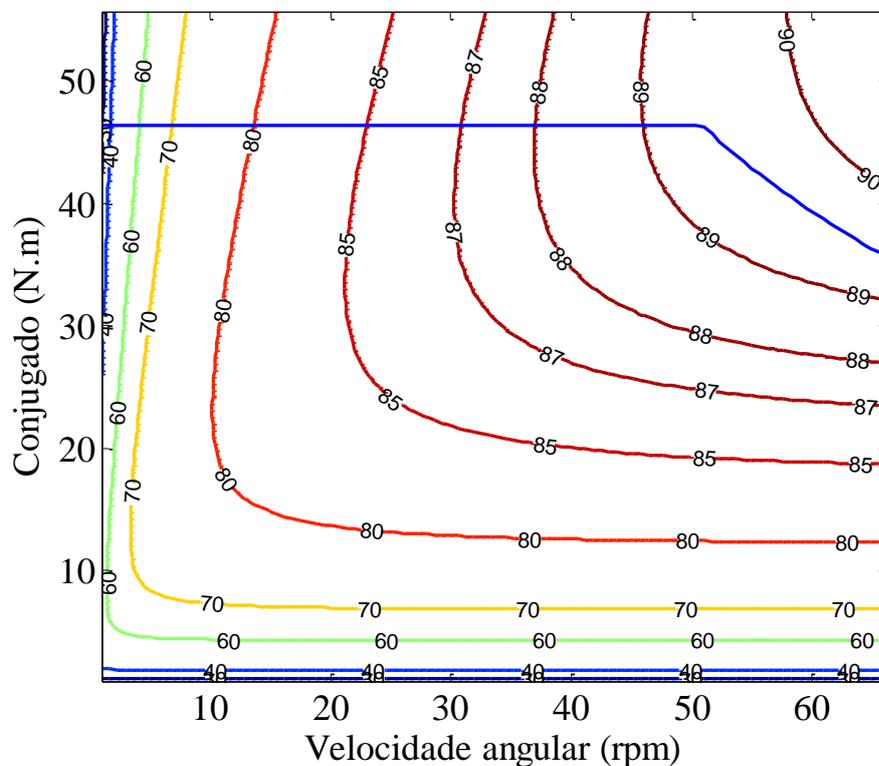


Figura 44 Curvas de valor constante de eficiência da máquina.

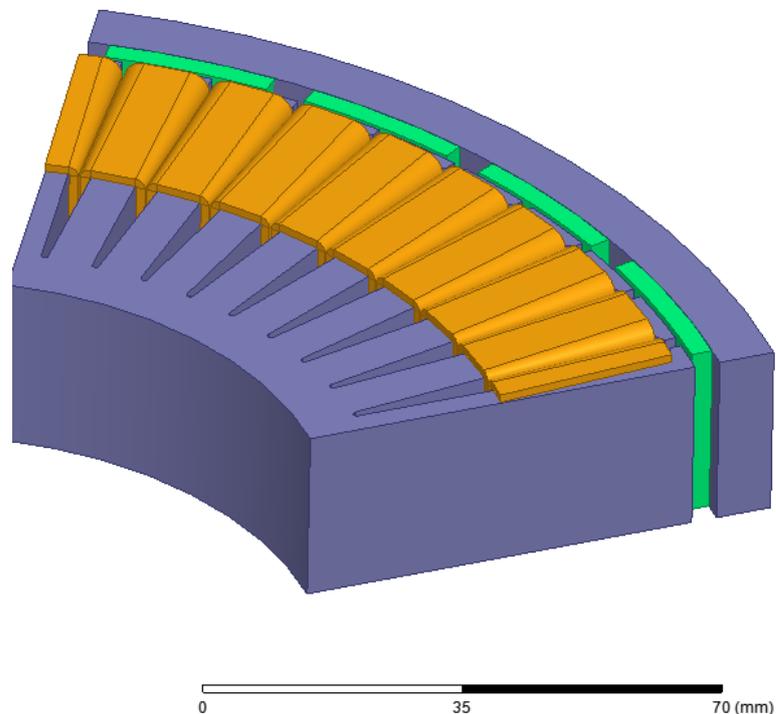
O projeto analítico definiu um modelo preliminar para a máquina elétrica e se apresentou com um processo iterativo para as seguintes variáveis de entrada: carregamento elétrico, magnético, potência e conjugado. O projeto é realizado por iterações até atender todos os requisitos. Em geral o projeto analítico foi satisfatório, contudo é necessário refiná-lo em um *software* de análise de elementos finitos antes de se fazer a prototipação.

## 5 SIMULAÇÃO DA MÁQUINA USANDO ELEMENTOS FINITOS

Antes de construir máquina, é importante simulá-la usando, por exemplo, o método dos elementos finitos e confrontar os valores de indução no entreferro, carregamento elétrico e saturação da máquina. E ainda é possível realizar simulação transiente incluindo-se o conversor.

A máquina foi projetada originalmente com tensão de 60 V. Para a simulação, a tensão foi reduzida para 53 V, pois já atingiu os valores de potência, conjugado e velocidade nominais. A rotação da máquina ficou próxima aos 485 rpm nominais requeridos.

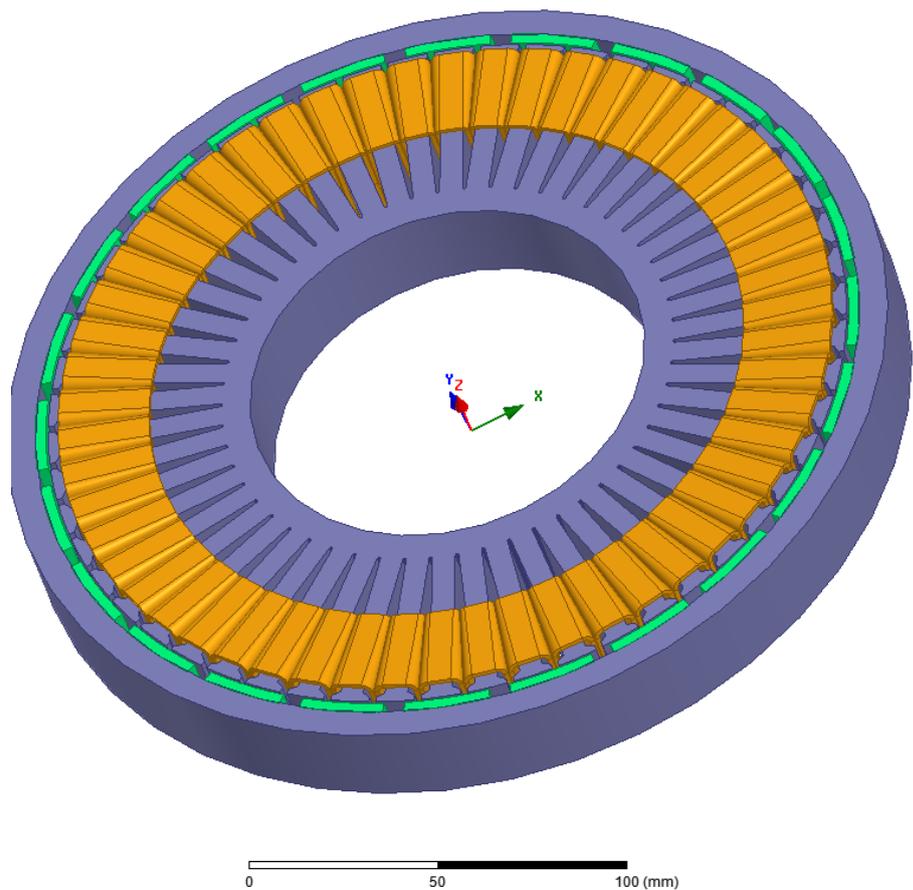
A máquina foi desenhada no *software* de elementos finitos Maxwell a partir das dimensões definidas no modelo analítico. Uma vista em três dimensões é apresentada na Figura 45.



**Figura 45 Simetria em três dimensões da máquina.**

A máquina completa é mostrada na Figura 46. É importante ressaltar que as ranhuras são profundas em virtude das chapas saturarem com 1,4T, com isso, a largura do dente é

maior, o que reduz o espaço na ranhura para alojamento das bobinas e exige ranhuras de maior profundidade. O diâmetro limitado pelo tamanho da roda também acarreta pouco espaço para as ranhuras, uma vez que a máquina opera com baixa densidade de corrente devido à pouca capacidade de refrigeração por possuir rotor externo.

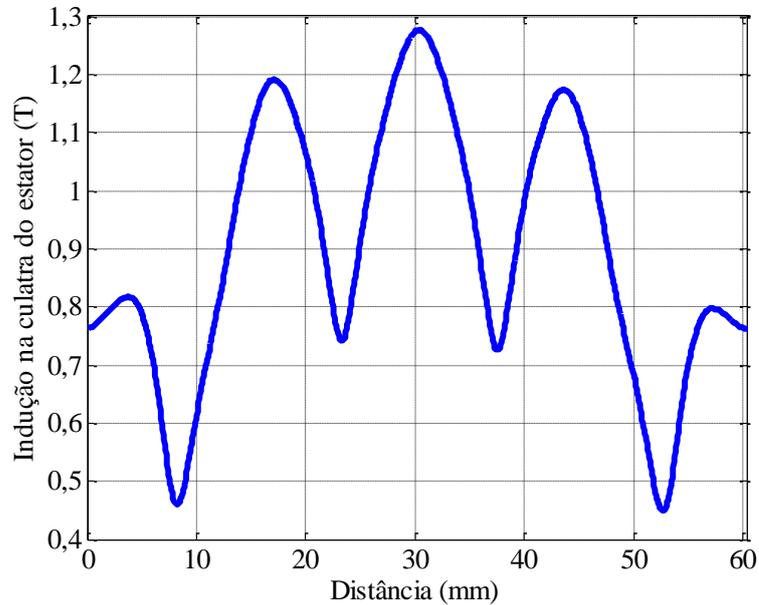


**Figura 46** Vista completa da máquina em três dimensões.

## 5.1 AVALIAÇÃO DA INDUÇÃO NA MÁQUINA

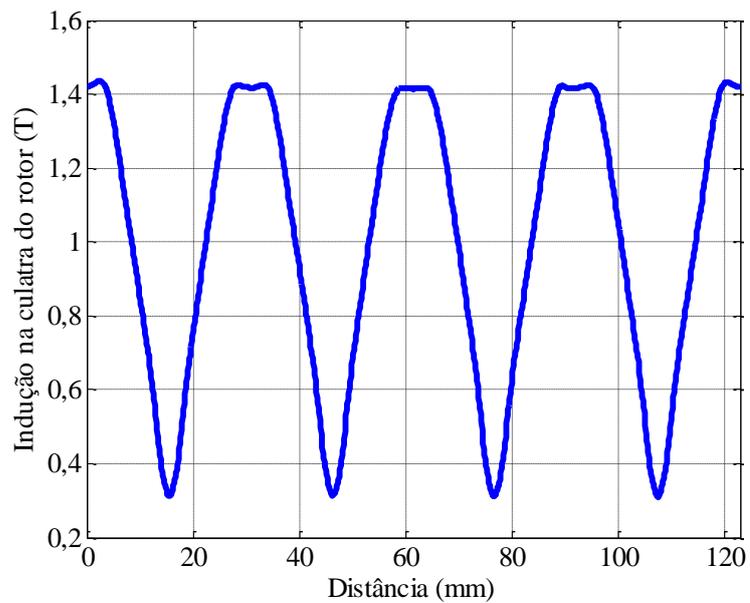
Foi realizada simulação magneto estática com e sem excitação para verificar a saturação das partes ferromagnéticas, indução magnética na coroa do rotor, do estator e no dente do estator. Os resultados são apresentados nas figuras que seguem com a máquina com excitação nominal, os valores devem ser inferiores à saturação da chapa.

Na Figura 47 e Figura 48 foi inserida uma linha em formato de arco ao longo de um sexto da máquina, o comprimento do arco é mostrado como distância no eixo das abscissas.



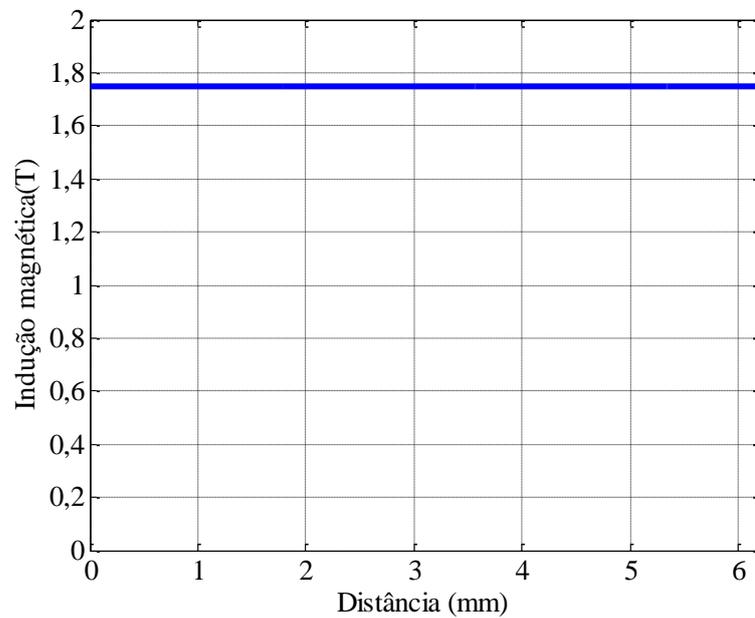
**Figura 47 Indução na coroa do estator com corrente nominal.**

Na Figura 47, o valor de pico da indução na coroa do estator apresentou o valor de 1,3T. Figura 48, o valor de pico da indução na coroa do rotor apresentou o valor de 1,37 T.



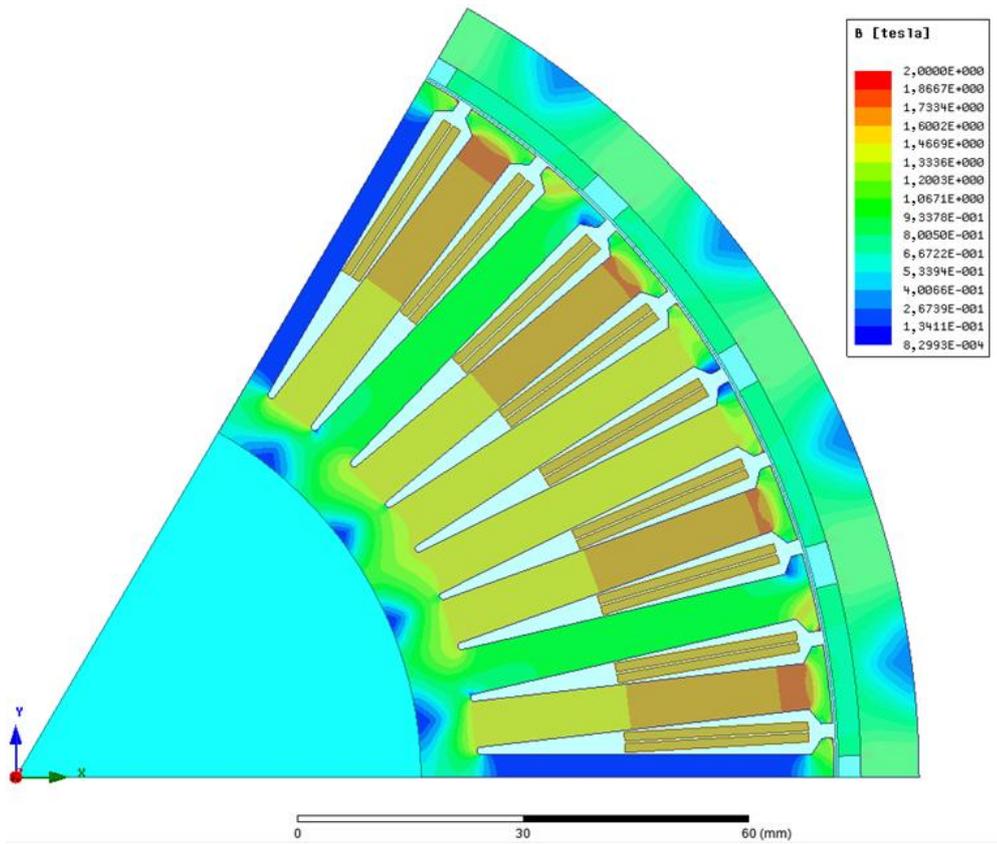
**Figura 48 Indução na culatra do rotor com corrente nominal.**

A indução máxima no dente do estator é apresentada na Figura 49, onde a distância é dada através da largura do dente que é constante. O valor de 1,73 T é relativamente alto, e a chapa opera com certa saturação, entretanto uma maior largura dos dentes impossibilita que a máquina opere com baixa densidade de corrente na armadura, foi definido no projeto um valor intermediário entre 1,4 T e 2 T.

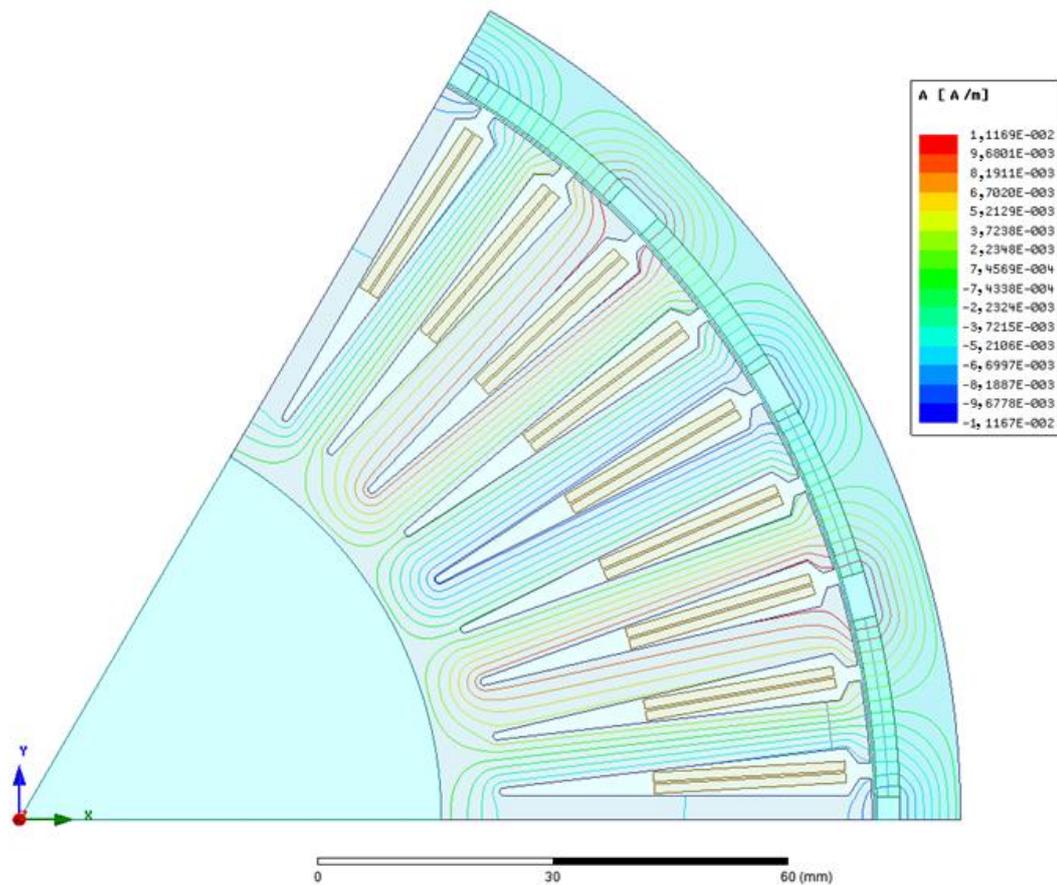


**Figura 49 Indução máxima no dente do estator com corrente nominal.**

A partir da simulação magneto estática, é possível observar o mapa de indução e as linhas de fluxo da simetria da máquina que são apresentados na Figura 50 e na Figura 51.



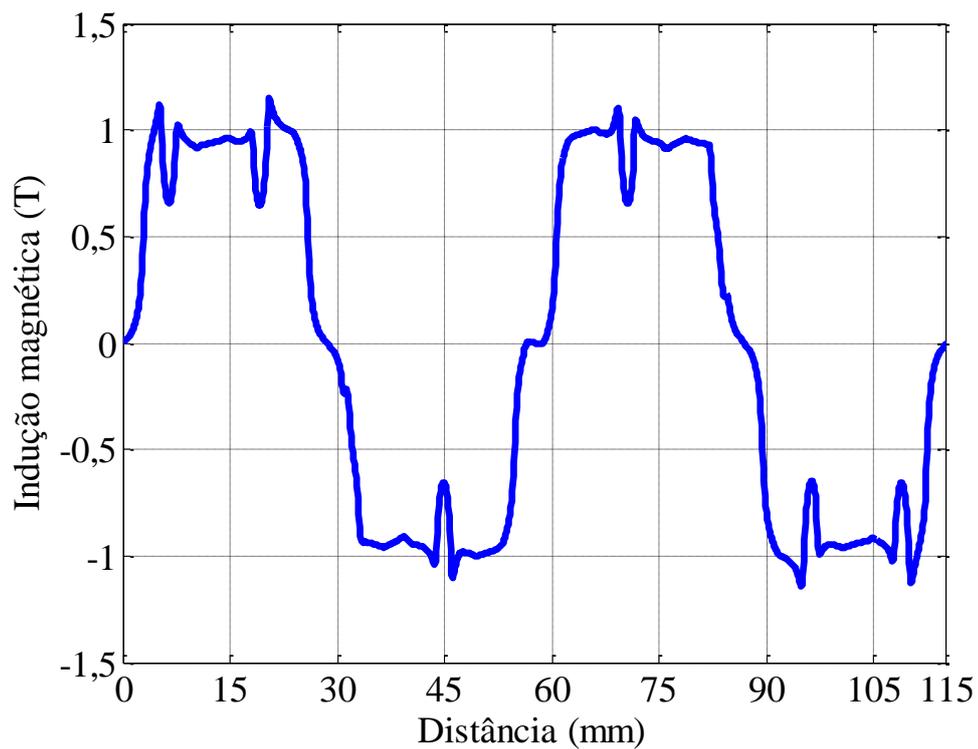
**Figura 50** Mapa da indução magnética da máquina.



**Figura 51 Linhas de fluxo na máquina em A/m.**

A partir da simulação magneto estática com e sem excitação foi verificado o valor da indução magnética no entreferro de 0,6 mm da máquina. Na Figura 52 é apresentada a forma da componente radial da indução no entreferro com a máquina sem excitação em um par de polos.

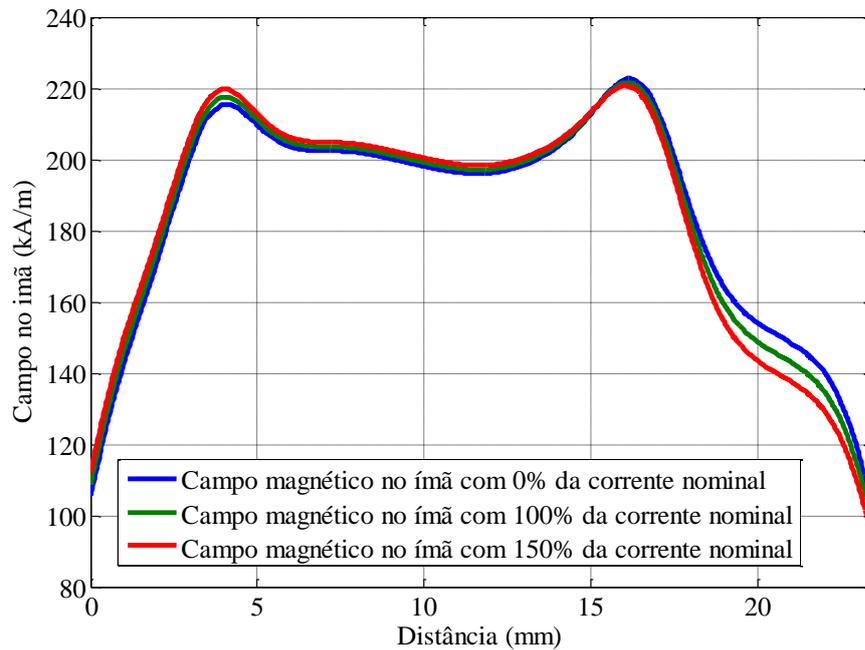
O valor da indução no entreferro utilizado neste projeto foi de 0,9472 T. Para fins de saturação foi utilizada o modulo ou magnitude da componente de indução, mas, para avaliar a componente principal que produz conjugado, foi utilizada a componente radial para gerar o gráfico da Figura 52. O valor da indução no entreferro com carga nominal não apresentou variação significativa.



**Figura 52 Indução no entreferro com corrente nominal.**

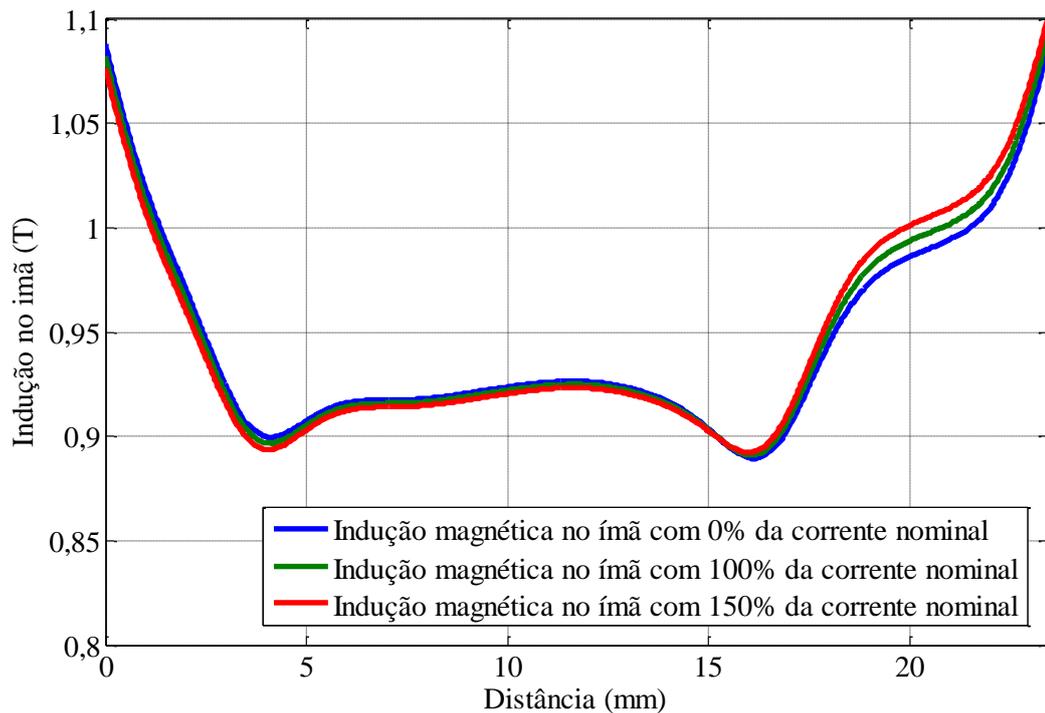
## 5.2 AVALIAÇÃO DA DESMAGNETIZAÇÃO DOS ÍMÃS PERMANENTES

De acordo com a simulação com resultado na Figura 53, foram realizadas simulações para a condição sem excitação, operação nominal e operação com 150% da corrente nominal. Com a condição hipotética de sobrecarga de 50%, e a correção sugerida pelo fabricante, verifica-se que o ímã permanente não está sujeito à desmagnetização permanente, pois o máximo valor do campo magnético é inferior à coercitividade do ímã.



**Figura 53** Máximo campo magnético desmagnetizante dentro do ímã com 0%, 100% e 150% da corrente nominal.

De acordo com a Figura 53, o valor de pico do campo magnético de 205 kA/m foi menor que a máxima coercitividade do ímã permanente à temperatura de operação de 80°C, portanto não ocorrerá a desmagnetização dos ímãs permanentes da máquina.

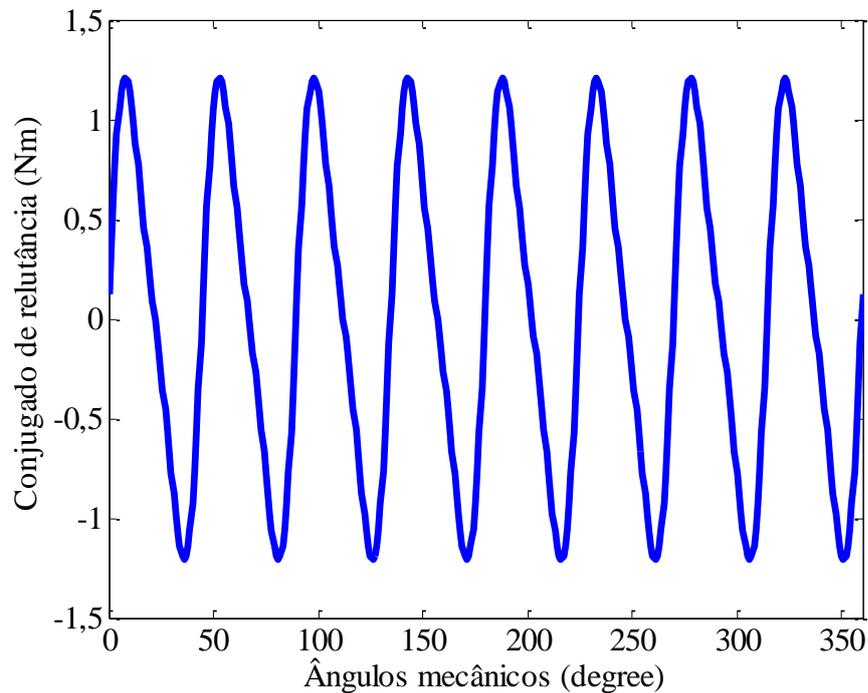


**Figura 54** Indução dentro do ímã com 0%, 100% e 150% da corrente nominal.

Na Figura 54, a indução magnética no interior do ímã permanente também foi obtida para os valores de 0%, 100% e 150% da corrente de armadura. O valor mínimo de indução remanente dos ímãs permanentes durante a operação ficou próxima nos três casos.

### 5.3 CONJUGADO DE RELUTÂNCIA

O conjugado de relutância é mensurado com a máquina girando a 60 rotações por minuto e mensurado o conjugado de relutância. O resultado é apresentado na Figura 55, onde a abertura do dente utilizada foi de 2 mm para facilitar a bobinagem, contudo, poderia minimizar ainda mais este conjugado de relutância com a utilização da abertura de 1 mm; em contrapartida, um fio mais fino e múltiplos condutores em paralelo seriam necessários para a bobinagem.



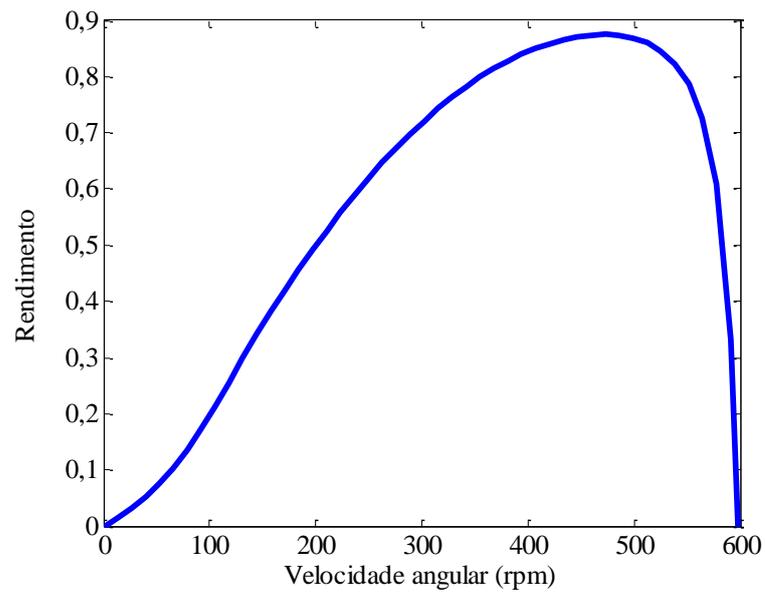
**Figura 55 Conjugado de relutância da máquina a 60 rpm sem excitação.**

Na Figura 55, é apresentada a forma de onda do conjugado que apresentou o valor de pico de 1,26 Nm que equivale a 3,36% do conjugado nominal da máquina, o valor eficaz obtido foi de 0,71 Nm. O período é de 45° mecânicos, a 60 rotações por minuto, em suma, a frequência do conjugado de relutância é 8 Hz.

#### **5.4 CURVAS DE EFICIÊNCIA, POTÊNCIA E CONJUGADO DA MÁQUINA PROJETADA**

A partir do módulo *RMxprt* da *Ansys* que, basicamente, é um software analítico e paramétrico onde são informadas as dimensões da máquina bem como tamanho dos dentes, é possível exportar o modelo em duas ou três dimensões. A partir deste módulo, é possível obter curvas de eficiência, potência e conjugado para tensão de 53V e corrente de 50A no barramento CC.

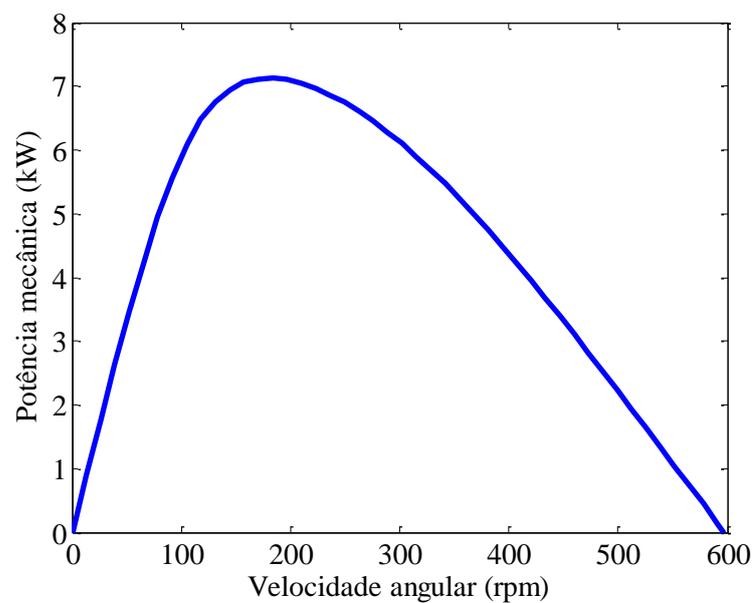
A Figura 56 mostra a curva de eficiência da máquina pela velocidade angular onde a eficiência do acionamento é considerada 100%.



**Figura 56** Curva de eficiência da máquina projetada.

O valor máximo da eficiência de 0,88 ocorre praticamente na rotação nominal do projeto de 485 rpm.

A curva a potência mecânica, ignorando efeitos de temperatura e acionamento sem limite de corrente, é apresentada pela Figura 57.

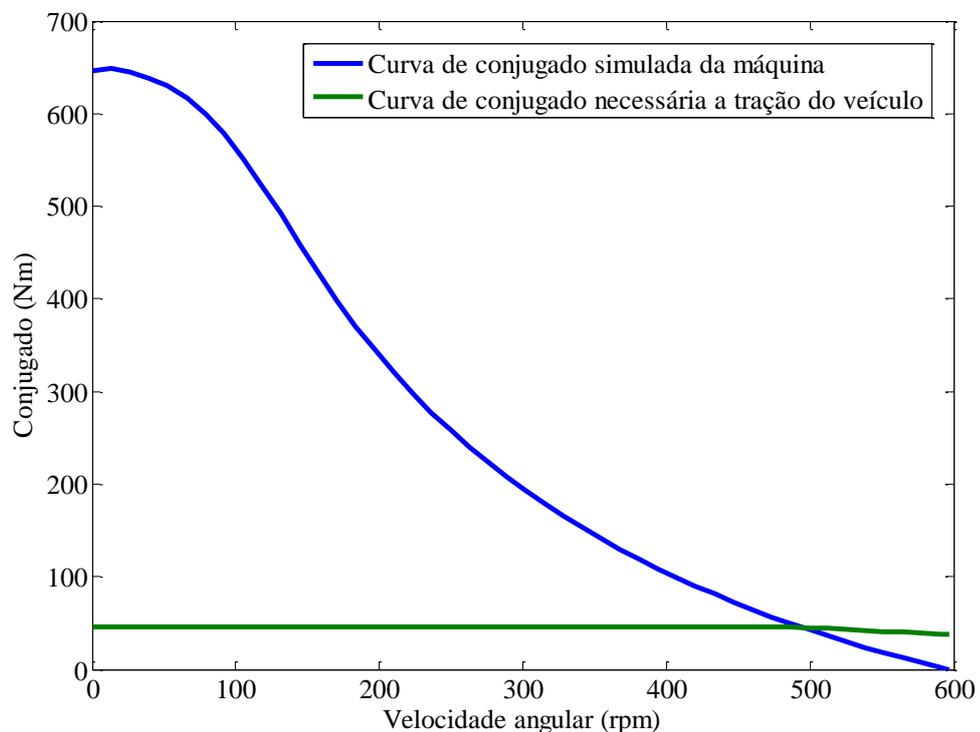


**Figura 57** Curva de potência mecânica da máquina.

O valor da potência obtida à rotação nominal de 485 rpm é de 2500 W que é ligeiramente acima do valor de projeto de 2305 W.

Uma conclusão importante é referente à curva de conjugado oferecida pela máquina projetada e mostrada na Figura 58. Convém novamente ressaltar que assim é obtida a curva sem considerar o efeito de temperatura e sem limite de corrente. A curva em verde retrata o conjugado que o veículo necessita e o conjugado oferecido pela máquina que deve ser superior. Entretanto, após 500 rpm, isto não acontece devido à limitação de potência do conversor, pois a máquina atingiu a potência nominal.

Para resolver este problema sugerem-se duas soluções: utilizar um acionamento com técnica de controle de enfraquecimento de campo; ou alimentar a máquina com maior tensão.



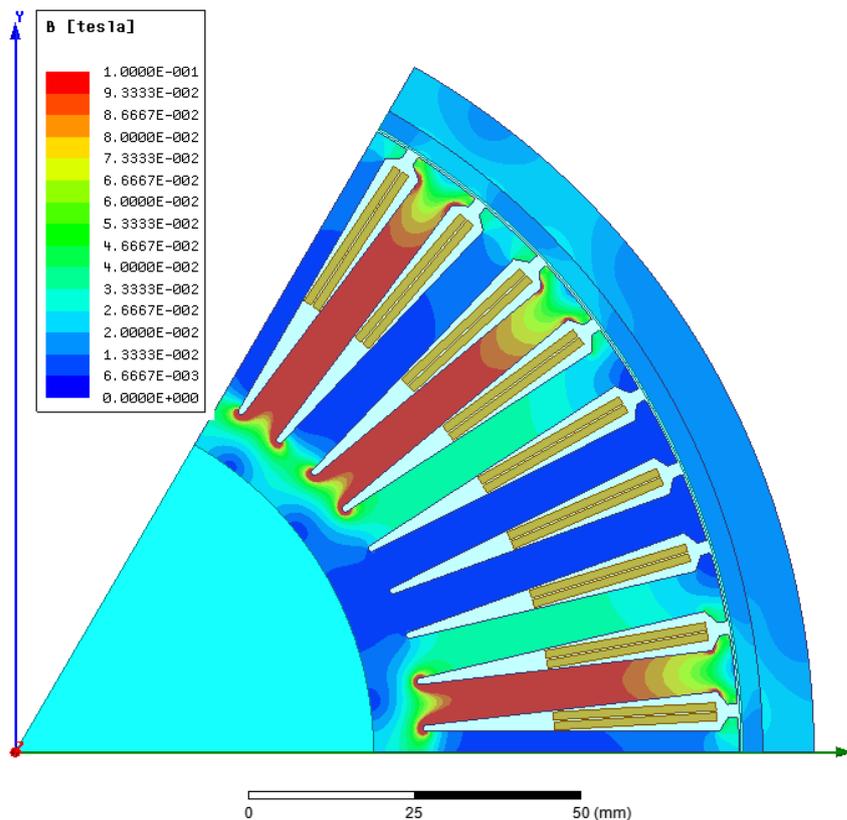
**Figura 58** Curva de conjugado dá máquina e requerido pelo veículo.

O valor obtido de conjugado à velocidade angular nominal é de 49,67 Nm, superior ao valor de projeto de 46,4 Nm.

## 5.5 CÁLCULO DA INDUTÂNCIA POR FASE

Para realizar o cálculo da indutância da máquina, foi necessário executar uma simulação magntoestática com o rotor sem ímãs, ou seja, os ímãs foram modelados como ar. Nesta condição, foi obtido numericamente o valor da indução máxima nos dentes sob a excitação de uma fase com a corrente de 50 A, ou seja, o valor de corrente nominal de projeto.

A Figura 59 apresenta um mapa de campo onde é possível observar o valor da indução nos dentes com a corrente de 50 A em uma fase da máquina.



**Figura 59** Simulação magneto estática sem a presença dos ímãs com corrente de 50 A em uma fase.

A equação (83) apresenta o cálculo da indutância, onde é possível obtê-la através da

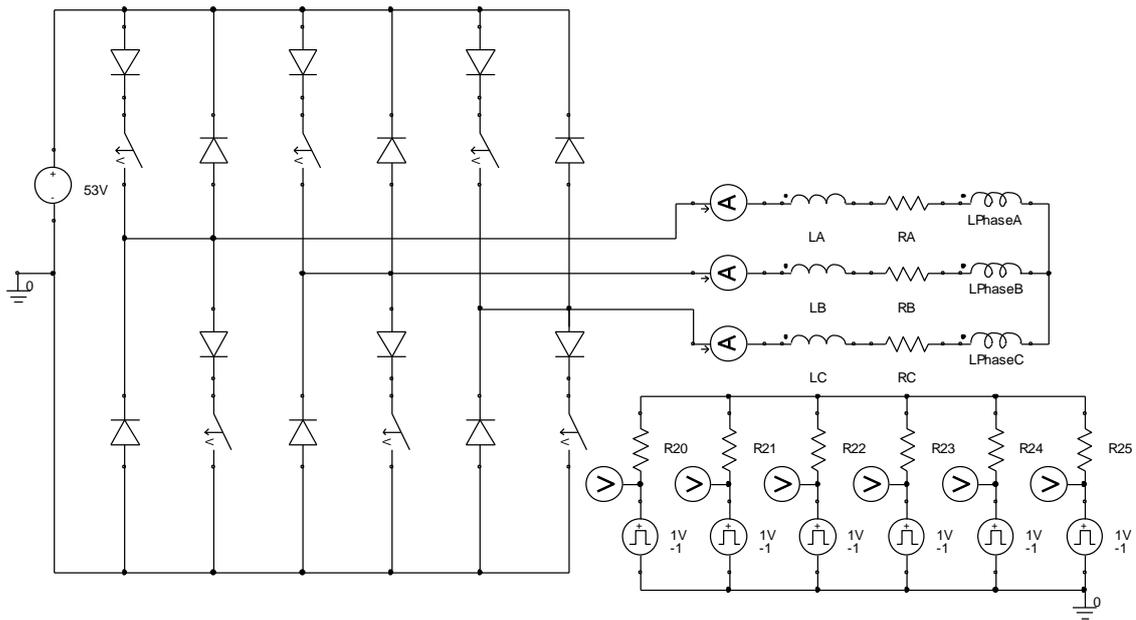
divisão do fluxo concatenado pela corrente. O fluxo concatenado é facilmente obtido através da multiplicação do número de espiras por fase com a indução máxima e também pela área sob um dente.

$$L_{fase} = \frac{\lambda}{I_n} = \frac{N\varphi}{I_n} = \frac{NBA_{dente}}{I_n} = 201,94\mu H \quad (83)$$

O valor obtido de  $201,94\mu H$  confere com o valor apresentado diretamente pela ferramenta. Cabe ressaltar que a máquina é considerada como de polos lisos, uma vez que a permeabilidade dos ímãs é próxima à permeabilidade do ar e a indutância dos eixos direto e eixo de quadratura são praticamente iguais. O valor obtido representa a indutância do eixo direto mais a indutância mútua entre as bobinas adjacentes no enrolamento.

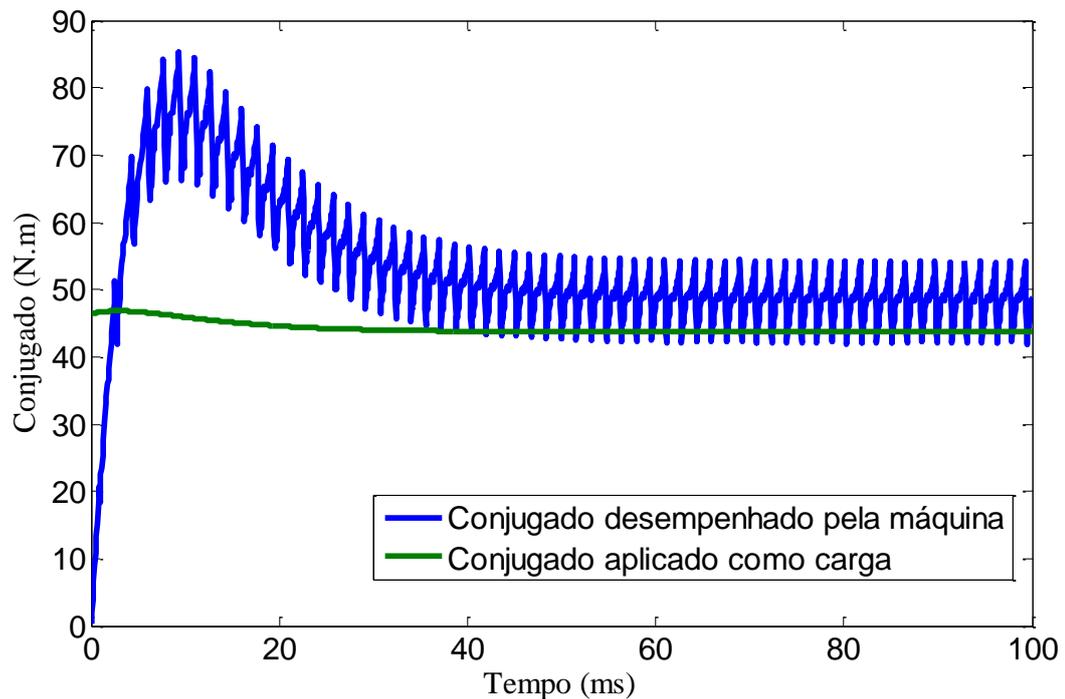
## 5.6 ONDULAÇÃO DE CONJUGADO EM OPERAÇÃO NOMINAL

Foi realizada uma simulação transiente incluindo o efeito do conversor como no circuito externo mostrado na Figura 60 onde a máquina foi alimentado com 53 V sem controle de corrente. A indutância e resistência por fase calculadas pela ferramenta foram  $201,94\mu H$  e  $21m\Omega$ . O modelo representa uma ponte trifásica ideal com seis transistores, onde as tensões de gate são representadas por pulsos.



**Figura 60 Circuito externo utilizado para a simulação transiente com carga.**

A simulação foi realizada com carga no eixo. A curva de conjugado é mostrada na Figura 61. É possível observar a existência de elevada ondulação de conjugado, contudo, devido à inércia do veículo, isto não é um problema. A frequência da ondulação de conjugado é de 625Hz, valor relativamente elevado, o que não ocasiona ressonância com o conjunto mecânico do veículo. O valor médio do conjugado foi superior ao valor necessário à carga.



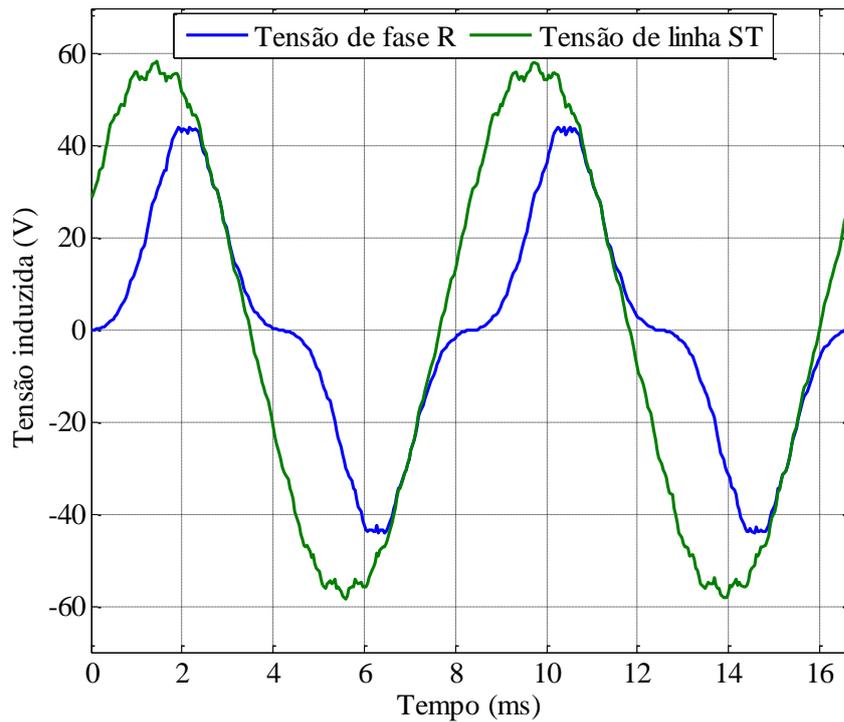
**Figura 61** Curva de conjugado com carga da máquina projetada.

O valor médio  $T_{avg}$  obtido foi de 48,8 Nm, valor superior ao conjugado exigido de 46,4 Nm. O valor da ondulação de conjugado é obtido através da equação (84).

$$T_{ripple} = 100 \cdot \frac{T_{max} - T_{min}}{T_{avg}} = 100 \cdot \frac{(54,28 - 42,08)}{48,8} = 24,99\% \quad (84)$$

## 5.7 TENSÃO INDUZIDA NA ROTAÇÃO NOMINAL

Foi realizada uma simulação transiente com a máquina operando como gerador a 600 rpm que corresponde à velocidade de rotação a vazio e equivale a 60V no barramento CC para funcionamento como motor na mesma velocidade. Os valores para as tensões de fase e de linha são apresentados na Figura 62.



**Figura 62 Tensão induzida de fase.**

Na Figura 62, o valor da tensão induzida de fase resultou em 44,17 V de pico e 24,67 V eficazes. A tensão de linha resultou em 58,41 V de pico e 40,68 V eficazes. A tensão não apresentou formato trapezoidal devido ao encurtamento de passo, e também ao formato dos ímãs serem arqueados. Uma alternativa para resolver este problema seria utilizar ímãs retangulares e aumentar o passo de enrolamento que, em contrapartida, sacrificaria o rendimento que é foco deste trabalho, mas reduziria a ondulação de conjugado que é aceitável em veículos elétricos devido à grande inércia das massas girantes.

A partir deste resultado é possível obter uma aproximação da constante de rotação da máquina dada através da tensão gerada no barramento CC.

$$K_E \approx \frac{V_{P_{LINHA}}}{\omega m} = \frac{58,41}{62,83} = 0,93 \quad (85)$$



## 6 CONSTRUÇÃO DO PROTÓTIPO E DA BANCADA DE TESTES

Este capítulo apresenta a construção do protótipo e de sua bancada de testes. Foi utilizada uma máquina de eletro-erosão a fio para o corte do estator e dos ímãs permanentes, Figura 63. Para magnetização dos ímãs permanentes de NdFeB foi utilizado um magnetizador de pulso com capacitor para armazenar energia e disparo tiristorizado da Magnet-Physik. O magnetizador é apresentado pela Figura 64.

Todos os equipamentos utilizados são pertencentes ao LMEAE.

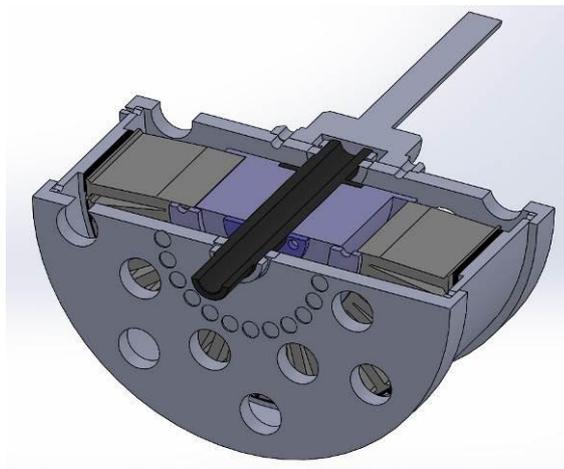


**Figura 63** Máquina de eletro erosão a fio da Fanuc.

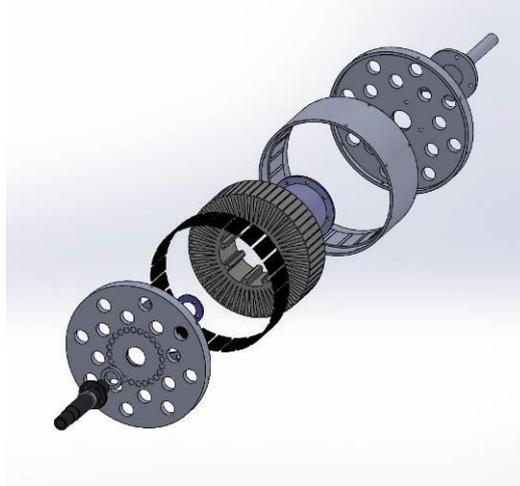


**Figura 64 Magnetizador de pulso da Magnet-Physik.**

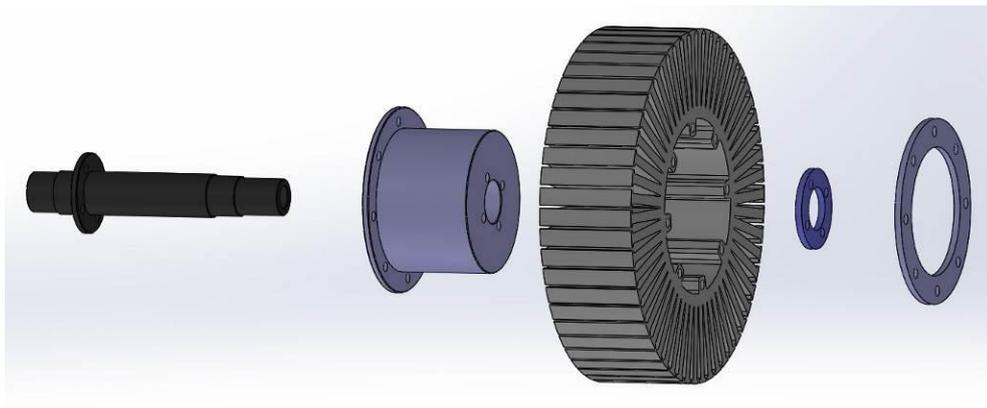
Para poder construir a máquina após realizadas todas as simulações em elementos finitos do projeto, é necessário construir um modelo 3d que possibilite realizar montagens mecânicas virtuais para que seja possível criar todas as peças e elementos de fixação, furações, mancais e etc. Para apoiar a realização deste projeto mecânico, foi utilizado o *software SolidWorks*. Figura 65, Figura 66 e Figura 67 apresentam as partes principais do protótipo.



**Figura 65 Corte horizontal do protótipo.**



**Figura 66** Vista explodida do núcleo, rotor e tampas do protótipo.



**Figura 67** Vista explodida dos componentes de fixação do eixo e do estator.

O dados referentes à máquina construída são apresentados pela Tabela 3, eles apresentam as dimensões e características de projeto utilizadas na construção do protótipo.

**Tabela 3 Dados de *design* do protótipo.**

Conjugado nominal:	46,4Nm
Potência mecânica:	2389W
Rotação nominal:	492rpm
Rotação a vazio	611rpm
Rendimento:	0,872
kE:	0,85 V/rad
kT:	0,98 N/A
Resistência de terminal:	21mΩ
Indutância de uma fase:	201,94μH
Tensão:	60V
Ranuras:	54
Polos:	24
Entreferro:	0,6mm
Comprimento axial:	52mm
Diâmetro externo estator:	219,8
Diâmetro interno estator:	108,8
Diâmetro externo rotor:	242,6
Diâmetro interno rotor:	221,0mm
Encobrimento polar:	0,8
Ímã: NdFeB35/Br1.23T/890kA/m	
Espessura do ímã:	3mm
Raio do arco polar:	110,5mm
Largura interna do ímã:	23,108mm
Massa de cobre:	1,94kg
Massa de NdFeB:	649g
Massa total:	12,509kg
Enrolamento camada dupla:	-
Passo de Bobina:	1
Número de bobinas por fase:	18
Número de espiras por bobina:	4
Número de espiras por fase:	72
Fator de enchimento das ranuras:	43,2%
Dimensão do Slot:	
Abertura da ranhura:	2mm
Largura do dente:	6,3mm
Altura da ranhura:	38mm

## 6.1 CONSTRUÇÃO DO ESTATOR

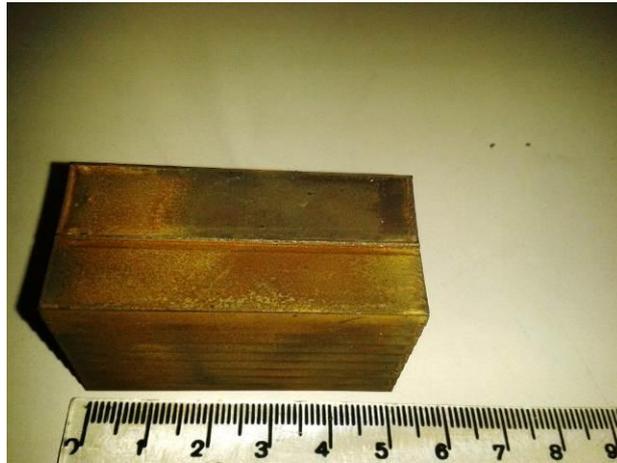
Na Figura 68 é apresentado o corte do estator. O comprimento axial da máquina ou do pacote é de 52 mm. A altura da ranhura é elevada para facilitar na bobinagem devido à redução do aumento de área quando a altura da ranhura é aumentada.



**Figura 68 Corte das chapas do estator da máquina.**

## 6.2 CORTE E MAGNETIZAÇÃO DOS ÍMÃS PERMANENTES

Na Figura 69 e na Figura 70 são apresentados os cortes dos ímãs permanentes a partir de um bloco cru e desmagnetizado de NdFeB com dimensões 150mm x 150 mm x 40 mm. A dimensão de menor comprimento corresponde ao sentido de magnetização. Os ímãs foram cortados em arco com 12°, raio interno de 110,5 mm, raio externo de 113,5 mm e 52 mm de comprimento.



**Figura 69** Corte dos ímãs permanentes da máquina.



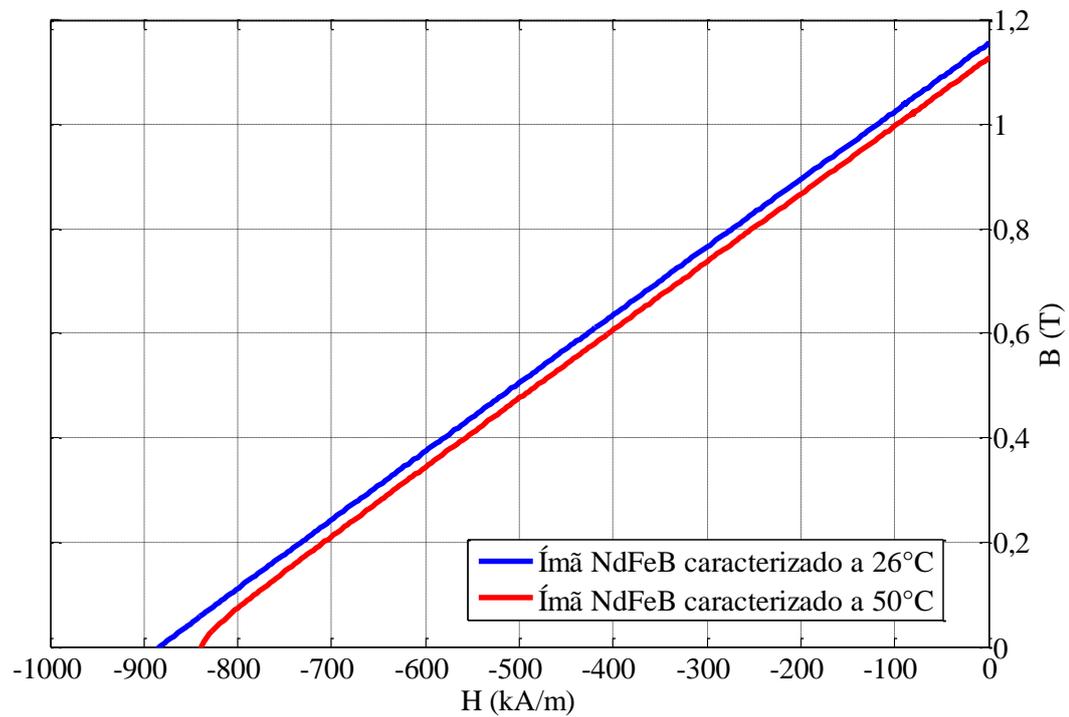
**Figura 70** Ímãs permanentes cortados e desmagnetizados.

Na Figura 71 são apresentados os ímãs permanentes após a magnetização. Eles foram divididos em dois conjuntos e inseridos alternadamente no equipamento para terem sentidos opostos de magnetização. Foram aplicados diversos pulsos e cada subsequente com maior energia que o pulso anterior. A indução remanente foi mensurada com um gaussímetro até a saturação do material.



**Figura 71** Ímãs permanentes após a magnetização.

O material utilizado para confecção dos ímãs foi caracterizado em função da temperatura com o histeresímetro modelo Permagraph da Magnet-Physik disponível no LMEAE. A Figura 72 retrata o resultado da caracterização dos ímãs permanentes. A curva em azul foi obtida a 26°C e a curva vermelha, a 50°C. Na curva de maior temperatura é possível observar o contorno na parte inferior da figura causado devido ao aumento de temperatura. O projeto foi elaborado para evitar a região de desmagnetização, uma vez que o “joelho” é atingido, a reta de operação altera-se, para um nível operação inferior da reta de carga original.



**Figura 72** Curvas BxH do ímã permanente de NdFeB utilizado no protótipo a temperaturas de 26°C e 50°C.

Na Tabela 4 são apresentados a coercitividade, indução remanente, máximo produto energético, permeabilidade relativa e produto energético dos ímãs definidos no projeto, e também os valores reais do ímã permanente utilizado na construção do protótipo. Os valores utilizados no projeto foram inseridos tanto na parte analítica quanto na parte numérica do estudo.

Os valores reais dos ímãs apresentaram uma leve redução da indução remanente de 3,83%, o que não implica em alterações significativas da constante de conjugado e velocidade da máquina. A coercitividade, que é a resistência do ímã à desmagnetização (Pyrhonen *et al.*, 2008) elevou-se em 2,56%, o que é positivo.

**Tabela 4 Comparação da indução remanente e coercitividade, dos ímãs reais com os valores considerados no projeto.**

	Valor de projeto	Valor real dos ímãs
$B_r$	1,2 T	1,154 T
$H_c$	860 kA/m	882 kA/m
Máximo produto energético (kJ/m <sup>3</sup> )	263 kJ/m <sup>3</sup>	254,457 kJ/m <sup>3</sup>
Permeabilidade relativa	1,11	1,041
Produto energético (MGOe)	33 MGOe	32 MGOe

### 6.3 USINAGEM DAS TAMPAS E DO ROTOR

As usinagens foram realizadas fora da Universidade na empresa ASM Usinagem. Foram realizados trabalhos de torno e fresa com precisão para o restante das peças, tampas, eixos, passe do rotor e furação de fixação dos elementos.

A Figura 73 apresenta a tampa do rotor com 24 furos de 10 mm de diâmetro e 1 mm de profundidade para acomodar os ímãs permanentes utilizados para a leitura de posição através de sensores *Hall* com alinhamento exato com os ímãs permanentes do rotor. Foi utilizado sensoriamento externo para anular o efeito de reação da armadura recorrente em sensores inseridos nos dentes do estator. Quando a máquina está com carga, a corrente circulante na armadura distorce o campo magnético no entreferro, e isto acarreta uma leitura errônea de posicionamento e a comutação eletrônica não ocorre no ponto de máximo conjugado.



**Figura 73 Tampa do rotor com pastilhas de NdFeB de 10 mm x 1mm para leitura do transdutor de posição.**

Na Figura 74, são apresentados o conjunto de peças que compõem o protótipo. São diversos componentes que devem ser usinados com precisão para que todos os encaixes sejam perfeitos. O rotor foi construído a partir de um tarugo tratado termicamente (normalização); este tratamento consiste em aquecer e resfriar para eliminar as tensões internas, com isso não ocorre deformação durante o corte do material. Em seguida a peça foi faceada com furação para entrada do fio da máquina de eletro erosão, em seguida, após o corte interna a peça, foi usinada a parte externa e foi realizada a furação para fixação das tampas.



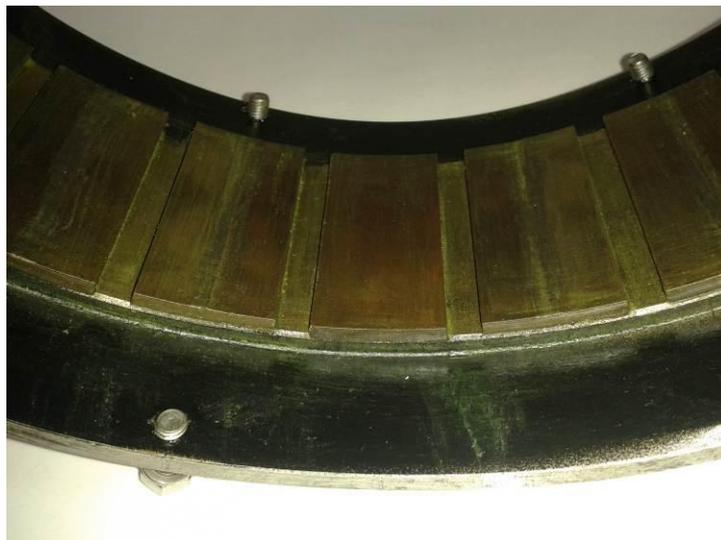
**Figura 74** Conjunto de peças integrantes do protótipo antes de iniciar a montagem.

A Figura 75 apresenta o rotor e culatra sem os ímãs permanentes. Um ressalto de 0,5 mm entre os ímãs permanentes foi necessário para manter o correto posicionamento dos ímãs permanentes com encobrimento polar de 80%. Foi utilizado o menor tamanho possível do ressalto para minimizar ao máximo o aumento do conjugado de relutância.



**Figura 75** Detalhe dos ressalto de 0,5 mm para fixar os ímãs permanentes nas posições adequadas.

A Figura 76 apresenta o rotor com os ímãs permanentes já inseridos, as superfícies foram limpas e removido quaisquer sinais de oxidação. Após a colocação dos ímãs permanentes de NdFeB, foi inserido um adesivo instantâneo da *Loctite 406* através das frestas entre os ímãs permanentes e a culatra. Após a secagem da cola, foi aplicado com pincel uma fina camada de fundo fosfatizante *Wash Primer* utilizado em pintura automotiva e por último aplicado fina camada de verniz automotivo catalisado com alta rigidez mecânica para garantir a proteção dos ímãs permanentes durante a montagem do rotor no estator da máquina e evitar a oxidação.



**Figura 76 Detalhe dos ímãs inseridos no rotor entre os ressaltos de 0,5 mm.**

A Figura 77 apresenta a vista em perspectiva do rotor da máquina, para facilitar a ventilação das cabeceiras de bobinas do estator o rotor foi alargado 20 mm de cada lado em relação ao estator para que sobre 10 mm além da cabeceira para circulação de ar, uma vez que as tampas são ventiladas.



**Figura 77 Vista em perspectiva do rotor da máquina.**

#### **6.4 BOBINAGEM DO ESTATOR**

A bobinagem realizada no estator é apresentada pela Figura 78. Foram inseridas as bobinas de passo de uma ranhura e camada dupla. Na execução, foi atingido o valor de enchimento de 43,2 %, tendo em vista a passagem de uma bobina por cima das outras e o estreitamento da ranhura em direção ao centro que dificultou o alojamento dos enrolamentos.

O projeto definiu abertura de ranhura de dois milímetros e enrolamento série com 4 espiras por bobina e 72 espiras por fase.

O enrolamento executado foi concebido com utilização de condutores em paralelos de diversos tamanhos para atingir o maior enchimento possível da ranhura, foram utilizados os seguintes condutores simultaneamente na bobinagem: três AWG 17, dois AWG18, dois AWG19 e dois AWG20 em paralelo. A seção obtida na execução foi de 7,12 mm<sup>2</sup> e a densidade de corrente obtida após a execução, foi de 6,93 A/mm<sup>2</sup>. É relevante ressaltar que

sempre duas fases são energizadas em cada um dos seis períodos de acionamento, ou seja, ficam 4/6 do tempo energizadas.



**Figura 78 Estator do protótipo bobinado, com saída das três fases e do fechamento da estrela.**

## **6.5 MONTAGEM DA BANCADA DE TESTES**

A bancada de testes para todos os ensaios é bem complexa, com sentido bidirecional de energia, máquinas ora atuando como motor, ora como gerador. Foi utilizado uma máquina de 10 kW de corrente contínua, ilustrada pela Figura 79, capaz de fornecer o conjugado de 46 Nm para os ensaios seja como máquina primária ou como carga mecânica. Esta máquina é acionada por um conversor CA/CC CTW03 da WEG de dois quadrantes. A operação como carga será realizado mediante controle da corrente de campo e cargas resistivas alimentadas pela armadura desta máquina.



**Figura 79** Máquina de corrente contínua 10 kW utilizada para os ensaios como máquina primária ou carga.

Para realizar todos os ensaios é imprescindível a utilização de um torquímetro. Foi usado um da *HBM* para mensurar o conjugado e, conseqüentemente, calcular a potência mecânica e a eficiência ao longo da variação da velocidade angular do protótipo. A Figura 80 apresenta o torquímetro para realização dos ensaios com conjugado nominal de 50 Nm.



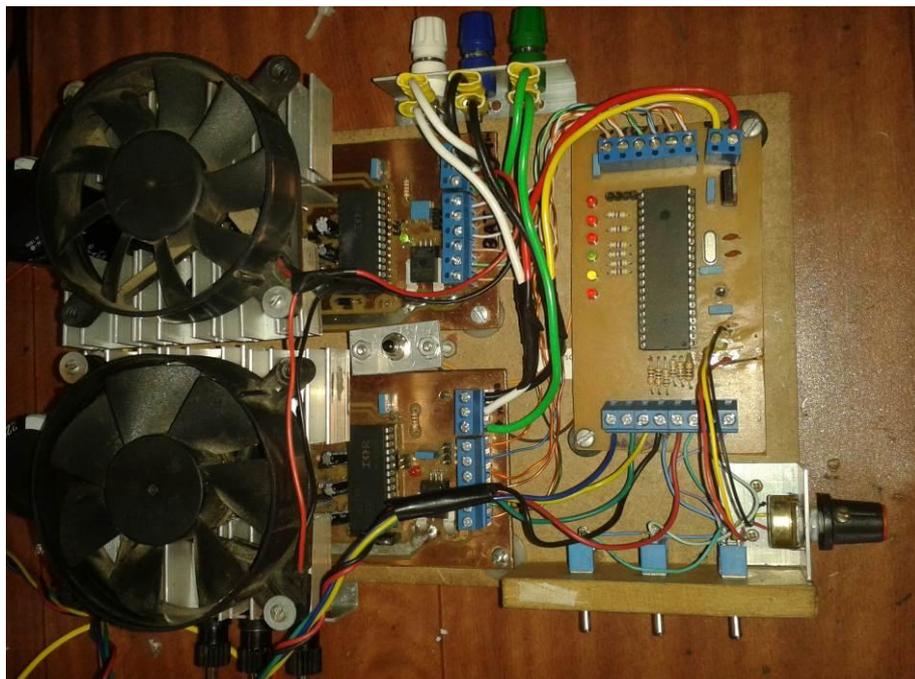
**Figura 80** Torquímetro da HBM de 50 Nm.

Para o acionamento como motor do protótipo, uma máquina *brushless*, foi utilizado um conversor com operação de dois e de quatro quadrantes com frenagem regenerativa com controle de intensidade da frenagem, apresentado pela Figura 81.

A leitura da posição do rotor é obtida a partir de três sensores *hall*. As tabelas de acionamento são executadas por um PIC16F877A. São realizados as técnicas de acionamento monopolar (dois quadrantes) ou bipolar comumente chamado de complementar (quatro quadrantes).

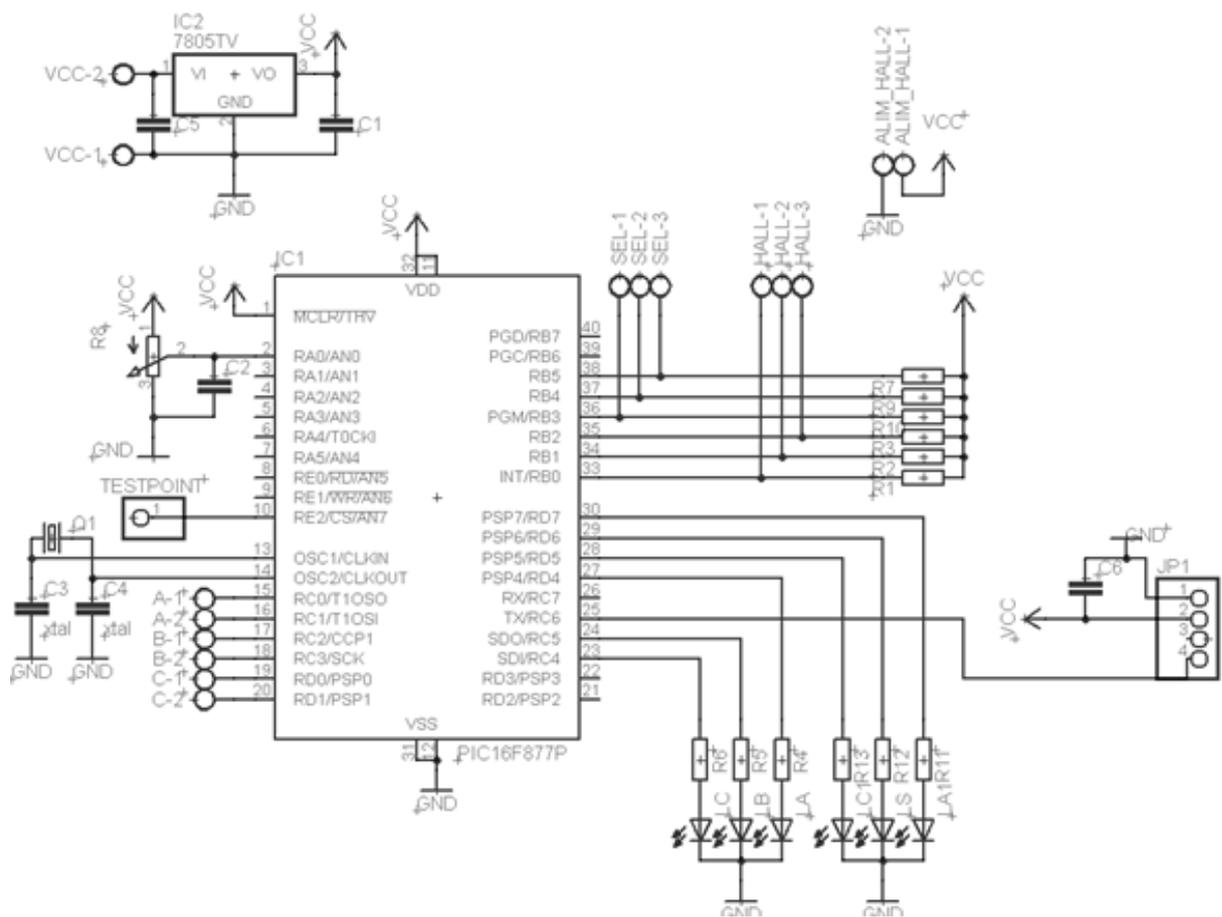
Foi utilizado um conjunto inversor de ponte trifásica com duas placas com operação em paralelo, compostas com dissipadores e ventilação forçada, cada uma com *gatedrive* próprio IR2130 para o acionamento correto e proteção dos *mosfets* com tempo morto para evitar curtos na fonte de alimentação. A corrente máxima de 98 A é inerente aos *mosfet* IRFBA90N20D.

Cabe ressaltar que para operar com corrente de 50 A foram utilizados 12 *mosfets*, ou seja, 2 *mosfets* operando em cada braço inversor em paralelo com outros dois; o trifásico opera com três braços inversores.



**Figura 81 Sistema de acionamento completo para corrente nominal de 50A e potência nominal de 2,5 kW .**

Na Figura 82 é apresentado o circuito microprocessado com PIC12f877A. São utilizados um botão para selecionar frenagem ou não, outro para o sentido, e, por último, o restante para selecionar operação de dois ou quatro quadrantes. Um potenciômetro foi utilizado para seleção do *duty cycle* do PWM para comandar a base de operação do circuito, tanto nos modos de acionamento quanto no modo de frenagem. O PWM foi programado em *software* com frequência de 2,5 kHz.



**Figura 82 Circuito microprocessado para comutação eletrônica e acionamentos em dois ou quadro quadrantes com frenagem regenerativa.**

A Figura 83 apresenta o layout da placa do circuito microprocessado elaborada pelo *software* EAGLE.

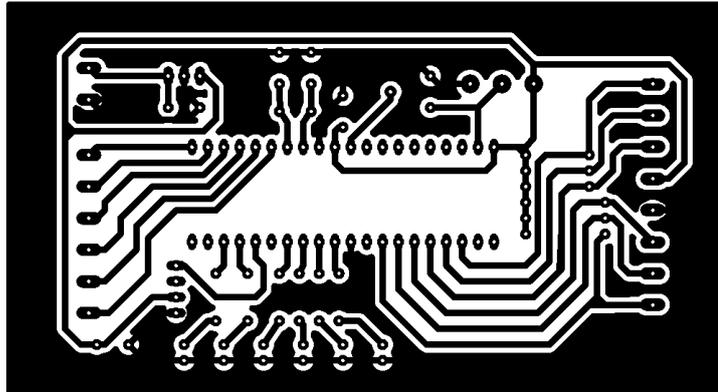


Figura 83 *Layout* da placa do circuito microprocessado.

A Figura 84 ilustra o circuito da placa de acionamento com o *gate driver* e os *mosfets*. Foram utilizadas duas placas idênticas, com *layout* em dupla face apresentado pela Figura 85. A malha de terra foi omitida para facilitar a visualização. Todas as trilhas de potência foram estanhadas.

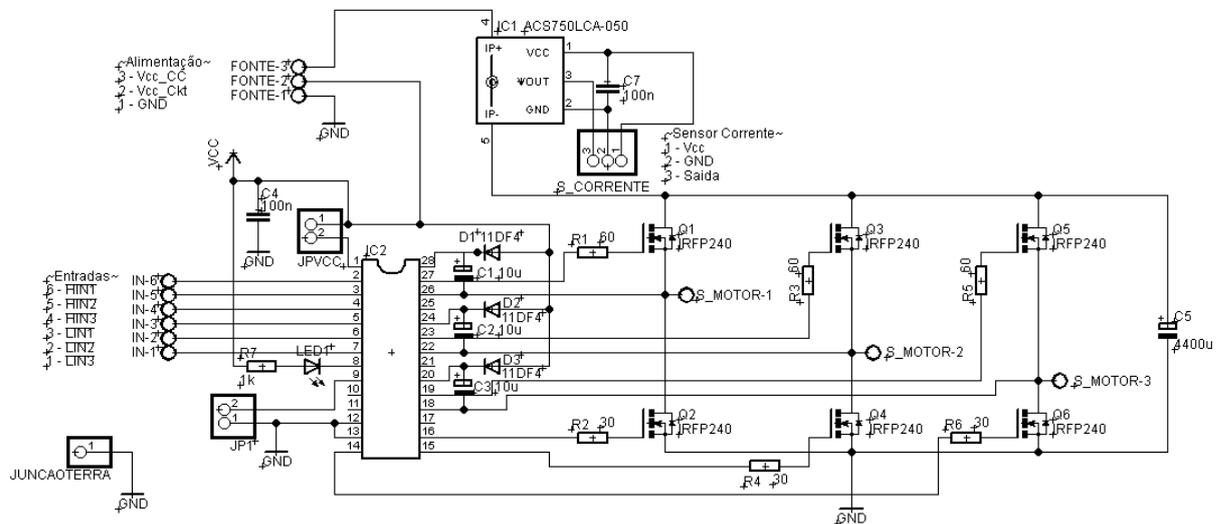
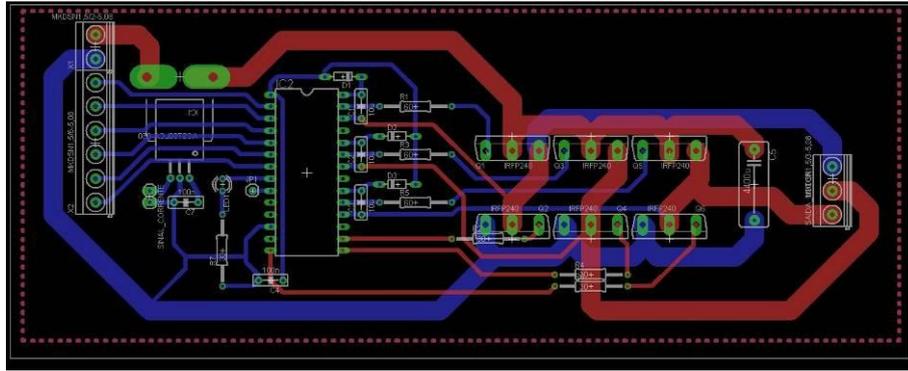


Figura 84 Circuito de acionamento retangular com três fases.



**Figura 85** Layout da placa do circuito de acionamento.

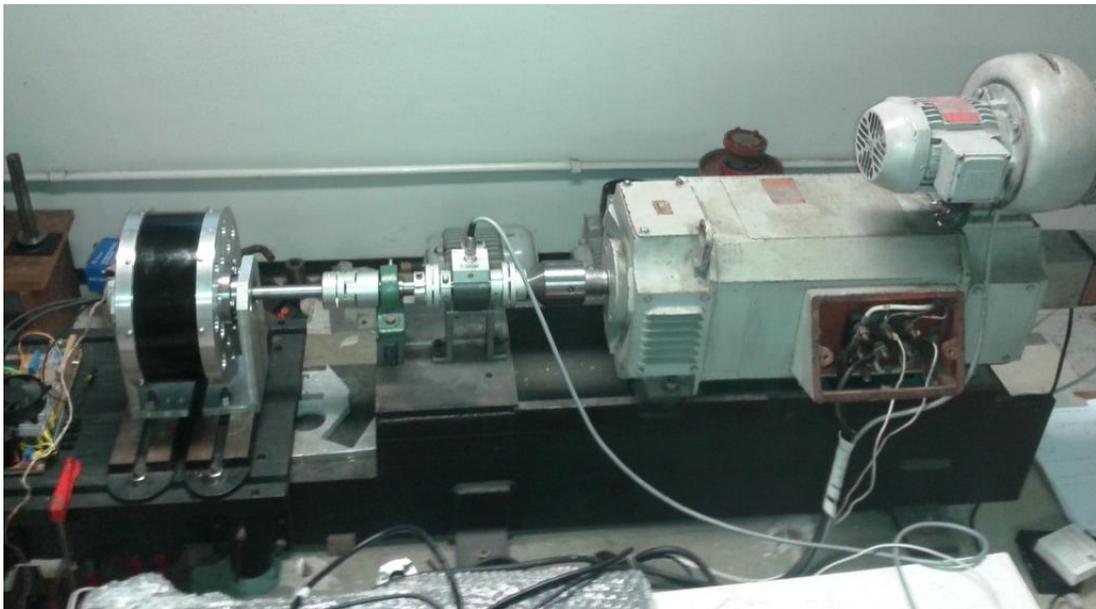
Para operação com motor, o conversor executa uma tabela de acionamento a partir da leitura dos sensores Hall. Esta tabela sempre opera com duas fases energizadas e a terceira fase desconectada. Em suma, a máquina sempre recebe a tensão da bateria positiva ou negativa conectada a um par de fases.

No funcionamento como gerador, não é realizada a leitura dos sensores. As chaves superiores da ponte trifásica permanecem sempre abertas, as três chaves inferiores fecham simultaneamente através de um sinal *PWM* e realizam um curto-circuito trifásico temporário. Durante este curto-circuito, a indutância da máquina armazena a energia, e, quando cessa o curto a energia, é devolvida ao barramento superior através dos diodos intrínsecos das chaves superiores.



## 7 RESULTADOS EXPERIMENTAIS

A máquina de corrente contínua que será utilizada como freio e como máquina primária, está presente no laboratório, ela é da marca WEG 10 kW de conjugado máximo de 106 Nm e com a rotação com controle de armadura de 900-3600 rpm. Será utilizado acoplamento direto com torquímetro de 50 Nm de valor nominal. Os ensaios operarão com conjugado máximo de 46,4 Nm. A bancada é apresentada na Figura 86.



**Figura 86 Bancada com torquímetro para realização dos experimentos.**

### 7.1 DETERMINAÇÃO DA RESISTÊNCIA DE ARMADURA

Para determinar a resistência de armadura foi utilizado um miliohmímetro. Este instrumento realiza a leitura através do método dos quatro fios. O enrolamento de armadura está conectado em estrela, a resistência de linha é medida, e o valor por fase é facilmente obtido através da divisão por dois. De acordo com (IEEE, 2014), são realizadas cinco repetições das medições da resistência, entre as fases A, B e C da máquina. A Tabela 5 apresenta os valores mensurados. A resistência por fase medida foi de 39 m $\Omega$ .

A escala do instrumento utilizado para mensurar a resistência entre duas fases foi de 400 mΩ, e apresenta o erro de ±5% da leitura e ±5% do fundo de escala. Para uma medida de 77 mΩ, apresentada pela equação (86), o erro será de 0,31%.

$$Erro(\%) = 0,05 + \frac{0,05}{\frac{77m\Omega}{400m\Omega}} = 0,31\% \quad (86)$$

**Tabela 5 Medidas de resistência de armadura.**

Medições entre fases:	A B(mΩ)	A C(mΩ)	B C(mΩ)
1	77,77	76,97	78,04
2	77,78	77,03	78,02
3	77,78	76,9	78,14
4	77,82	76,93	78,01
5	77,81	76,99	78,01
Média (mΩ):	77,792	76,964	78,044
Medidas para cada fase:			
	RA (mΩ)	38,896	
	RB (mΩ)	38,905	
	RC (mΩ)	39,022	

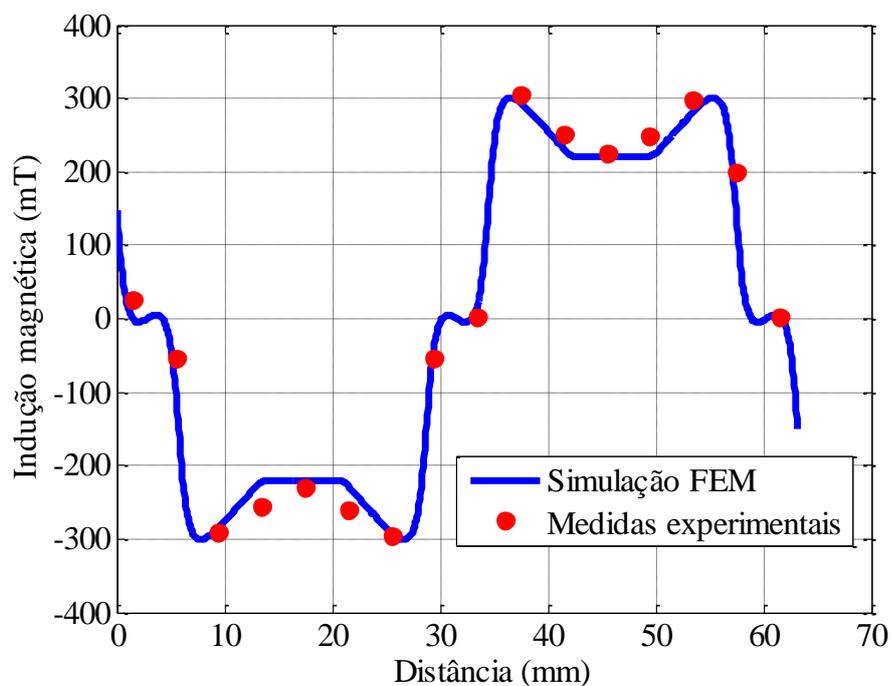
## 7.2 MEDIÇÃO DA INDUÇÃO MAGNÉTICA

Este ensaio consiste em medir a densidade de fluxo magnético ou indução magnética produzida pelos ímãs da máquina para confrontar com os valores utilizados em projeto e de maneira prática justificar os resultados experimentais. Caso haja divergência o protótipo não terá o comportamento esperado, a constante de conjugado e de rotação da máquina se alterará bem como os valores nominais de operação.

Para realizar este ensaio, a armadura da máquina foi removida em virtude da dimensão do entreferro mecânico ser de apenas 0,6 mm, ou seja, a ponteira do instrumento de medição de um milímetro de espessura não entraria no entreferro. Foi utilizado um gaussímetro FH 55 da Magnet-Physik para medir a indução sobre um par de polos através de um quadriculado transparente do tamanho da ponteira de 4mm por 4mm.

Para as medições foram realizadas três baterias de medidas e foram mensurados cinco pontos ao longo do comprimento do ímã permanente não abrangendo a borda. Valores médios foram obtidos. A incerteza propagada do instrumento para medida de 0,3 T no fundo de escala de 1 T é de  $\pm 2,31\%$ .

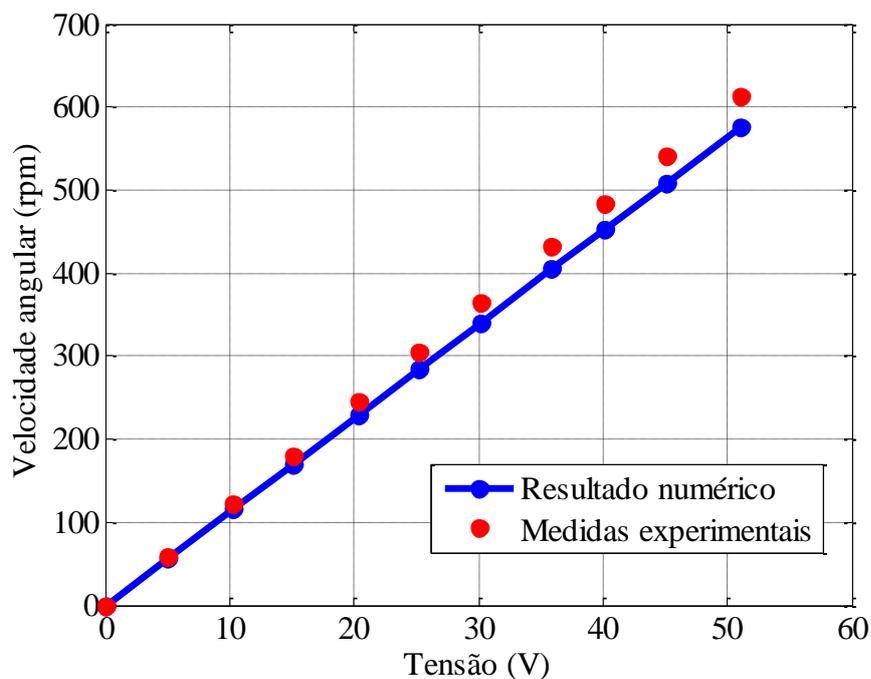
A Figura 87 apresenta a forma da onda de indução magnética em um par de polos sem a presença da armadura da máquina. É possível comparar o resultado numérico (FEM) com os pontos mensurados experimentalmente. Os pontos obtidos experimentalmente apresentaram valores muito próximos dos resultados obtidos pela simulação em elementos finitos através do *software* Maxwell 2016.



**Figura 87** Componente radial da indução em um passo polar sem a presença da armadura.

### 7.3 ROTAÇÃO DA MÁQUINA EM FUNÇÃO DA TENSÃO NO BARRAMENTO CC

No que concerne o uso em veículos elétricos, é interessante obter a constante de rotação do motor em função da tensão no banco de baterias tracionária do veículo. Para tanto, é apresentada na Figura 88 a medição da rotação a vazio da máquina em função da tensão no barramento CC. Para o valor de velocidade a vazio de 632 rpm definido no projeto, pode ser atingida com 52,82 V. Normalmente, o sistema de baterias tracionárias operam com tensão nominal múltipla de 12 V, porém é possível limitar o valor médio da tensão do banco de baterias.

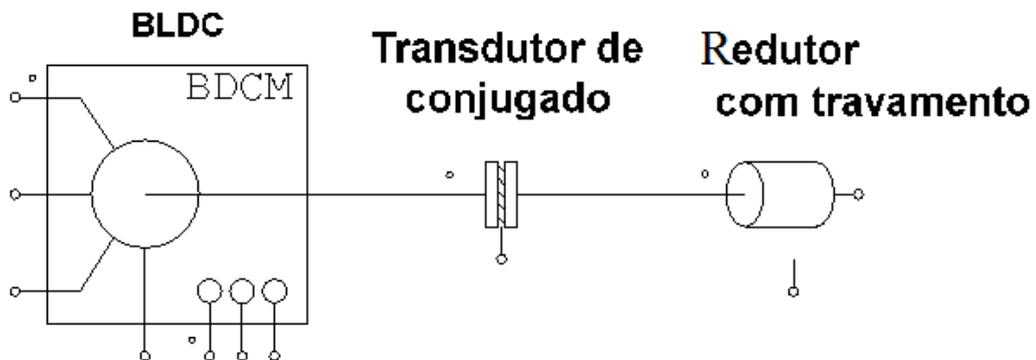


**Figura 88** Velocidade do protótipo em função da tensão no barramento CC.

A reta dos valores experimentais não apresentou a mesma inclinação dos valores numéricos em virtude de perdas de condução ocorridas no conversor. Cabe ressaltar que o conversor utilizado pelo *software* de elementos finitos na simulação transiente é ideal.

#### 7.4 MEDIDA APROXIMADA DO CONJUGADO DE RELUTÂNCIA

Foi utilizado um torquímetro T20WN da HBM de conjugado nominal de 10 Nm, que é o transdutor disponível com valor mais baixo para mensurar um conjugado de relutância de valor de pico máximo de 0,6 Nm. Foi utilizado um redutor composto por rosca sem fim com travamento, baixa rotação e redução de 300:1. O resumo da bancada de testes é apresentada na Figura 89.



**Figura 89 Bancada para determinação do conjugado de relutância.**

A Figura 90 apresenta a medição quase estática do conjugado de relutância. Cada volta do redutor representa 1,2 graus mecânicos do rotor da máquina. O redutor foi rotacionado continuamente à velocidade de 450 rpm e 15 rpm no rotor do protótipo.

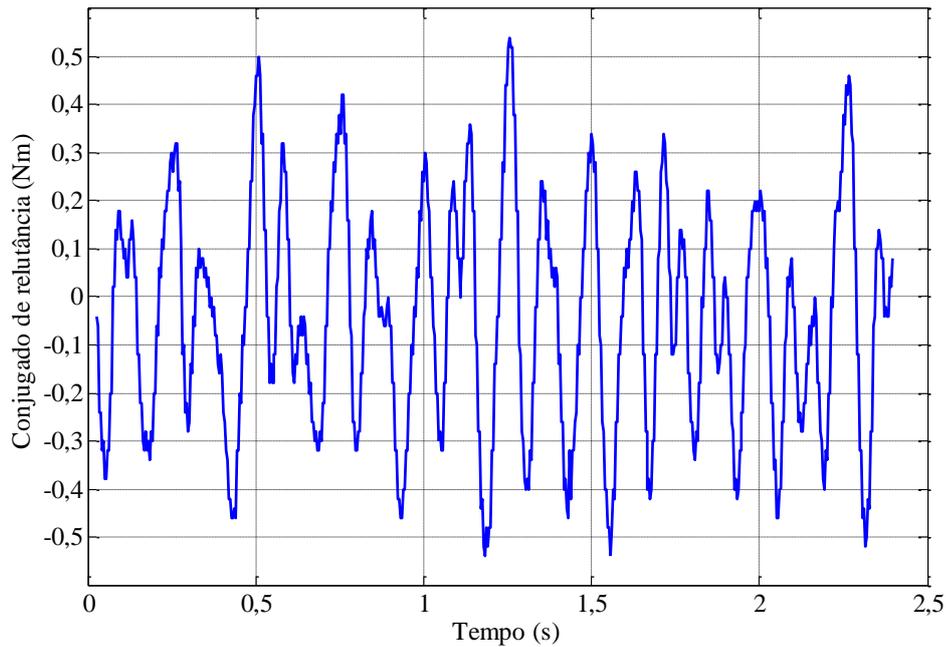
Para a preparação do experimento, o torquímetro TWN20 foi submetido a ensaios para verificar a calibração através da utilização de pesos padrão e um braço de alavanca de 0,5 m. Os resultados são apresentados pela Tabela 6. O desvio padrão foi calculado entre a média dos conjugados mensurados e o conjugado aplicado.

**Tabela 6 Teste de calibração do transdutor de conjugado TWN20-10 Nm.**

Conjugado Aplicado (Nm)	Conjugado mensurado (Nm)	Conjugado mensurado (Nm)	Conjugado mensurado (Nm)	Conjugado mensurado médio (Nm)	Desvio
0,000	0,013	0,012	0,013	0,013	0,009
1,050	-1,010	-1,020	-1,030	1,020	0,021
2,031	-2,000	-1,990	-1,990	1,993	0,026
3,012	-2,960	-2,960	-2,960	2,960	0,037
3,993	-3,920	-3,920	-3,920	3,920	0,051
4,974	-4,880	-4,880	-4,880	4,880	0,066
5,955	-5,830	-5,830	-5,830	5,830	0,088

O resultado do ensaio para mensurar o conjugado de relutância é apresentado pela Figura 90. O valor máximo medido de pico é na ordem de 0,6 Nm, e o transdutor opera com leitura de fundo de escala de  $\pm 10$  V e  $\pm 10$  Nm. O transdutor apresenta baixa sensibilidade para a medição requisitada, além disso, a histerese mecânica do redutor e contato mecânico no sistema prejudica a medição, mesmo em rotação contínua.

O resultado apresentou um valor de *offset* de 0,6 Nm causado pelo atrito dos mancais e rolamentos, para obter a aproximação do conjugado de relutância foi subtraído o valor de *offset* da medição.

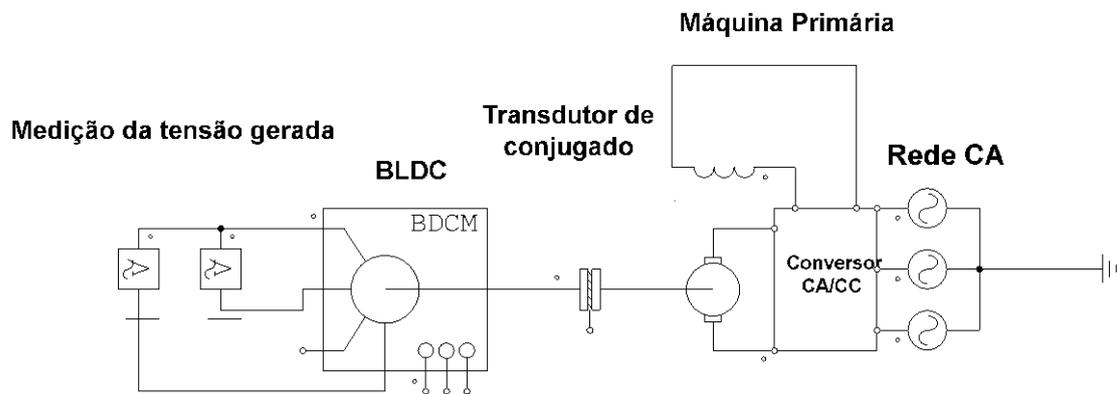


**Figura 90 Medição experimental do conjugado de relutância.**

O valor máximo de pico obtido foi de 0,54 Nm que representa 1,08 Nm pico a pico. Para o cálculo do percentual de conjugado de relutância foi considerado o conjugado nominal da máquina de 46,4 Nm e o valor pico a pico do conjugado de relutância. O resultado apresentou o conjugado de relutância experimental de 2,33% frente ao valor numérico obtido de 3,36% na simulação pelo Maxwell RMxprt. Este valor reduzido de conjugado de relutância deve-se à utilização de número fracionário de ranhuras por polo.

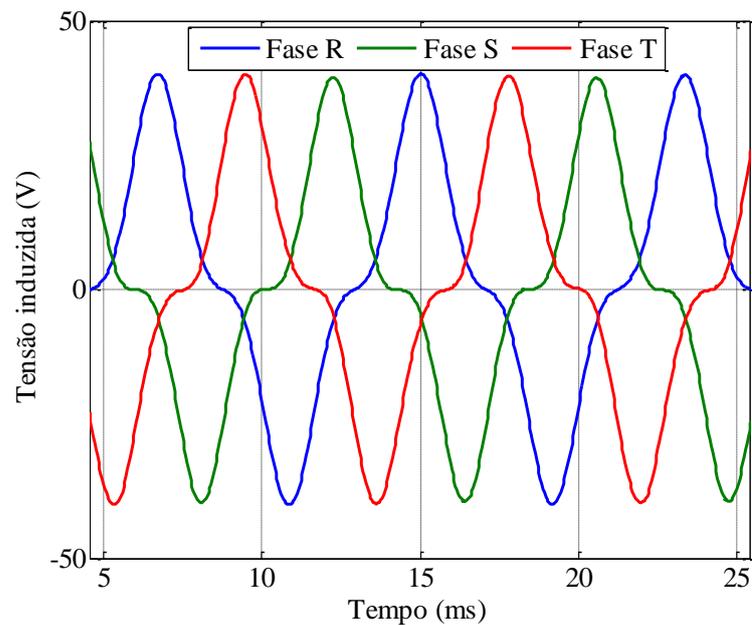
## 7.5 OBTENÇÃO DA FORMA DE ONDA DA TENSÃO INDUZIDA

A máquina protótipo foi operada como gerador a 600 rpm com os terminais em aberto. A máquina primária foi um motor CC de 10 kW. A tensão do gerador é adquirida por um multimedidor Genesis da HBM. O esquemático dessa bancada é mostrada na Figura 91.



**Figura 91 Bancada para medição da tensão induzida.**

As formas de onda da tensão induzida das três fases à velocidade de 600 rpm são apresentadas pela Figura 92. A frequência das tensões geradas é de 120 Hz.

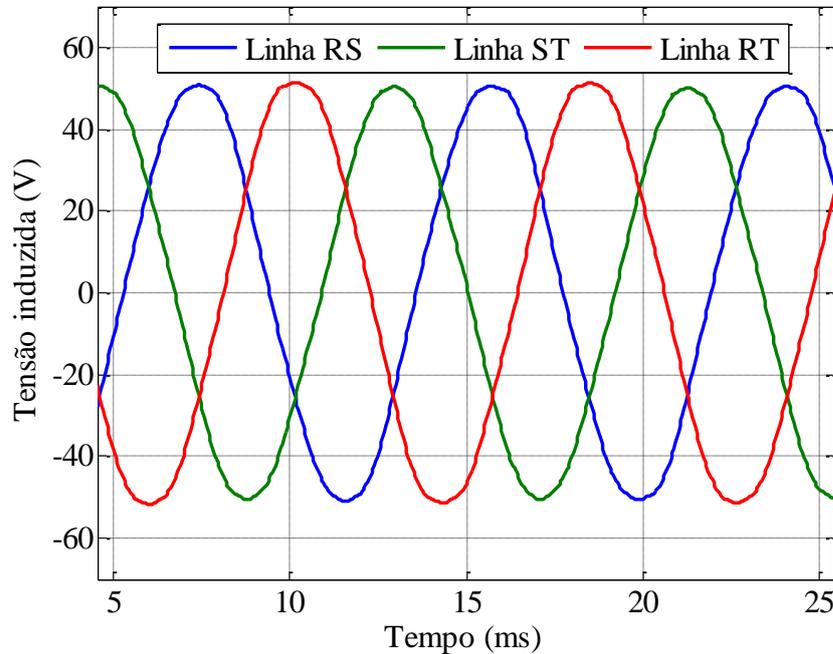


**Figura 92 Tensões induzidas de fase a 600 rpm.**

A formadas de de onda apresenta componentes harmônicas de terceira ordem e são fiéis às formas de onda simuladas.

Na Figura 93 são apresentadas as formas de onda de tensão de linha da máquina também a 600rpm e os enrolamentos estão conectados em estrela. As tensões de linha são mais próximas de formas senoidais que as tensões de fase, e se caracterizam pela eliminação

das componentes harmônicas de terceira ordem. Também são fieis a formas de ondas simuladas.



**Figura 93 Tensões induzidas de linha a 600 rpm.**

Na Tabela 7, são apresentados os valores eficazes das tensões de fase e de linha da máquina. É evidente uma pequena diferença entre os valores causados pela bobinagem na qual é impossível construir um enrolamento exatamente igual entre as três fases, ou cabeceiras de bobinas de tamanho exato. É importante ressaltar que os valores de linha apresentaram baixa distorção total harmônica, o que torna interessante utilizar o protótipo em acionamento senoidal, para este trabalho foi utilizado o acionamento retangular.

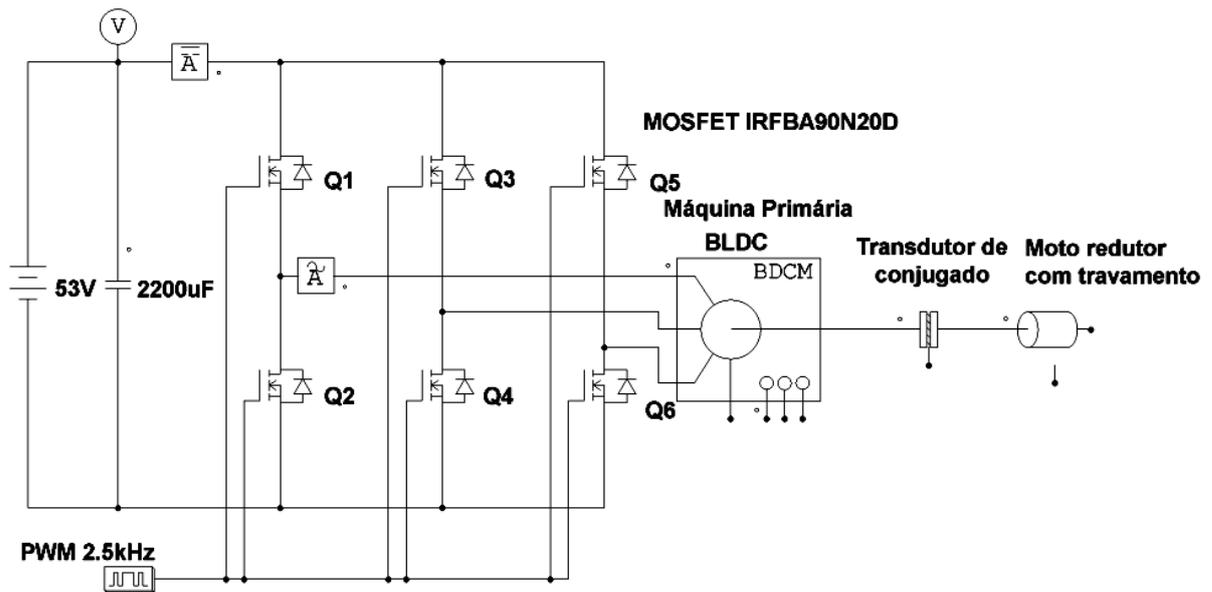
Os valores de tensão por fase apresentaram distorção harmônica de terceira ordem de pelo menos 30%. Os valores de tensão de fase apresentaram média de 22,12 Vrms, e para os valores de linha a média é de 36,43 Vrms. Os valores simulados através de elementos finitos foram de 24,67 Vrms para fase e 40,68 Vrms para linha.

**Tabela 7 Valores eficazes, de pico e distorção harmônica das tensões de fase e de linha, obtidos experimentalmente.**

	Tensão Eficaz (V)	Tensão de pico (V)	THD (%)	Terceira Harmônica (%)	Quinta Harmônica (%)	Sétima Harmônica (%)	Nona Harmônica (%)
Fase R	22,525	40,385	30,71	30,67	1,2	0,11	0,045
Fase S	21,693	39,862	34,57	34,51	1,65	0,78	0,076
Fase T	22,137	40,1851	32,4	32,36	1,2	0,67	0,095
Linha RS	36,425	50,971	2,05	1,3	1,39	0,4	0,07
Linha ST	35,774	50,651	1,45	0,74	1,1	0,36	0,043
Linha RT	37,103	51,814	1,71	0,8	1,36	0,4	0,076

## 7.6 DETERMINAÇÃO DO CONJUGADO MÁXIMO ESTÁTICO

Foi utilizado o torquímetro T22/50NM da HBM para mensurar um conjugado máximo estático. Foi utilizado um redutor que é composto por rosca sem fim com o qual é possível travar a máquina. Essa bancada é mostrada na Figura 94.



**Figura 94 Bancada para determinação do máximo conjugado estático.**

Para alimentação da máquina foi utilizada uma fonte de alimentação de 10 kW, 10 V e 1000 A. O conjugado atingido foi de 48,89 Nm com 52,08 A. Valores maiores de conjugado podem ser atingidos, entretanto, devido à limitação do transdutor de conjugado de 50 Nm, valores maiores não puderam ser obtidos. A Tabela 8 apresenta os dados obtidos no ensaio, os valores elevados de corrente são obtidos em função da baixa resistência de armadura de  $77\text{m}\Omega$  entre fases. A temperatura da armadura foi mensurada com termômetro infravermelho, a temperatura máxima atingida na parte externa das bobinas foi de  $49\text{ }^\circ\text{C}$

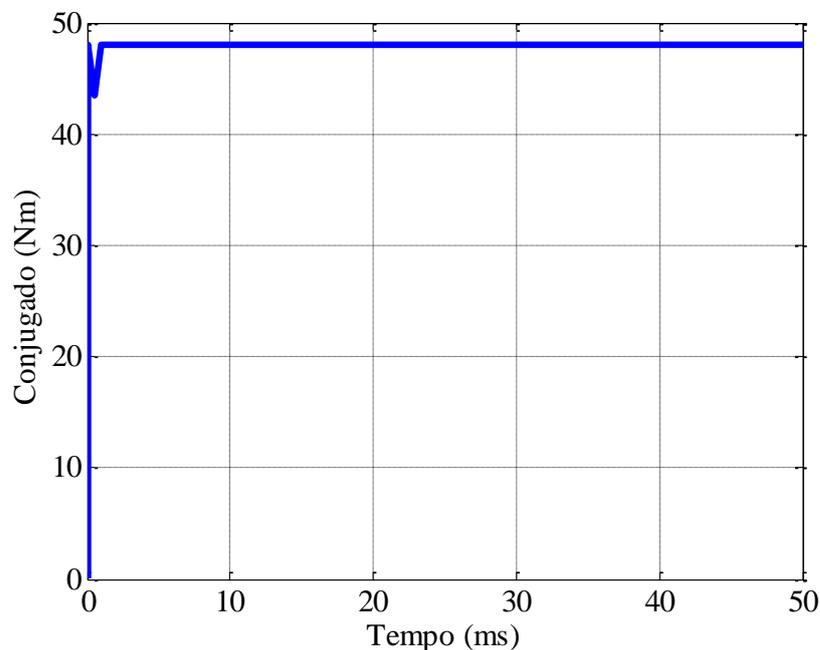
**Tabela 8 Resultados do ensaio de máximo conjugado estático.**

Máximo conjugado estático (Nm)	48,896
Desvio padrão (Nm)	0,0142
Tensão barramento CC (V)	9,99
Corrente Barramento CC (A)	52,08
KT (Nm/A)	0,9389

O valor de conjugado atribuído no projeto foi de 46,4 Nm. Este ensaio pode confirmar

se o volume ativo da máquina está correto para alcançar o valor de conjugado necessário ao sistema de tração veicular.

De maneira a validar os resultados experimentais foi realizada uma simulação transiente com a corrente de 52 A, ou seja, a mesma situação realizada experimentalmente. A Figura 95 mostra o valor médio de conjugado atingido, que foi de 47,10 Nm, validando o valor experimental.



**Figura 95 Conjugado obtido em simulação transiente com o rotor bloqueado com corrente de 52 A.**

Após validar os resultados conclui-se que o conjugado é atingido com o valor de corrente nominal, e realmente o volume ativo da máquina corresponde ao necessário para tracionar a *scooter* elétrica utilizada no estudo de caso.

## **7.7 ENSAIOS DE FRENAGEM REGENERATIVA ATRAVÉS DE SUPERCAPACITORES**

Para realizar os testes dinâmicos do protótipo, que incluem frenagem regenerativa e funcionamento como motor, foi utilizado um conversor construído (Wiltuschnig, 2013) que

opera em dois e quatro quadrantes no qual é possível controlar a intensidade de frenagem.

Para armazenar a energia foram utilizados três módulos, em série, de supercapacitores da *Maxwell* de 58 F de capacitância e 16,2V de máxima tensão suportada em cada módulo. A corrente máxima fornecida, especificada pelo fabricante, é de 170 A. O banco de supercapacitores é mostrado pela Figura 96.



**Figura 96 Banco de supercapacitores utilizados nos ensaios de frenagem regenerativa.**

O banco de capacitores foi protegido por um fusível de 40 A, e a tensão no banco foi monitorada no valor limite de 48,6V. Em virtude de atingir grandes capacitâncias, o “filme” é muito fino para obter dimensões pequenas de distância entre as “placas” e maior área de superfície; com isto, cada módulo vem com um encapsulamento bem resistente, pois o dispositivo é muito sensível a danos mecânicos.

A capacitância equivalente do banco é calculada em (87) e chega ao valor de 19,333 F.

$$C_{eq} = \frac{1}{\frac{1}{58} + \frac{1}{58} + \frac{1}{58}} = 19,333F \quad (87)$$

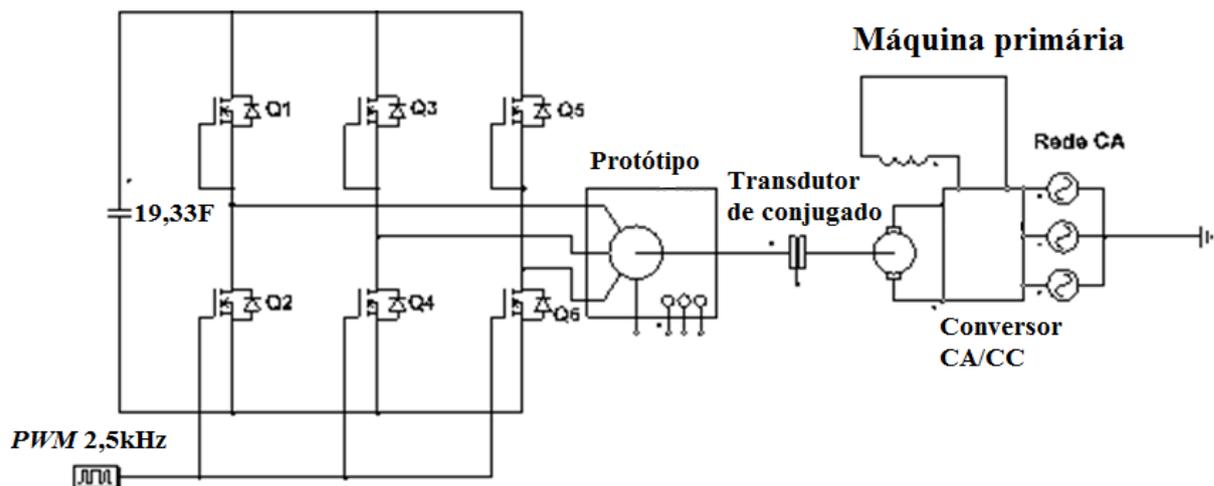
A energia máxima armazenada no banco é obtida em (88) e chega ao valor de 22,8 kJ.

$$E_c = \frac{1}{2} CV^2 = 0,5 \cdot 19,333 \cdot 48,6^2 = 22,8 \text{ kJ} \quad (88)$$

De acordo com (Wiltuschnig, 2013), o super capacitor representa uma fonte com grande densidade de energia e potência, ao passo que uma bateria tem grande densidade de potência, e um capacitor convencional, grande densidade de energia. Supercapacitores já são aplicados em ferramentas manuais, tais como furadeiras e parafusadeiras, mas o custo ainda elevado acaba por limitar a sua comercialização.

### 7.7.1 Frenagem Regenerativa e Carga dos Supercapacitores

A máquina protótipo foi acionada como gerador, e foi utilizado uma máquina primária CC de 10 kW para os testes. Foi utilizado um torquímetro T22/50Nm da HBM, e foi feita a aquisição da curva de conjugado e corrente na carga com o protótipo em operação nominal. O esquema da bancada é mostrada na Figura 97.



**Figura 97** Bancada para o ensaio de frenagem regenerativa e carga dos supercapacitores.

Para o ensaio de frenagem regenerativa, os supercapacitores foram carregados até o banco atingir a tensão de 26 V na rotação de 300 rpm. Foram evitadas operações a tensões e

energias maiores para se evitar conjugados excessivos no sistema mecânico. O *PWM* utilizado possui frequência de 2,5 kHz. Ele é responsável por chavear o sistema de frenagem que consiste em uma falta trifásica por curto período de tempo, durante *TON*, quando somente os *mosfets* Q2, Q4 e Q6 estão ligados. Quando o *PWM* está desligado *TOFF*, todos os *mosfets* desligados, a energia armazenada é entregue aos supercapacitores através dos diodos intrínsecos existentes nos *mosfets* da ponte inversora trifásica.

### 7.7.2 Entrega da Energia Armazenada nos Supercapacitores

A máquina protótipo foi acionada como motor e foi utilizado uma máquina CC de 10 kW como carga com um banco resistivo acoplado na armadura e controle da intensidade através de corrente CC no enrolamento de campo. Foi utilizado um torquímetro T22/50Nm da HBM e realizada a aquisição da curva de conjugado com o protótipo em operação como motor. O esquema da bancada está na Figura 98.

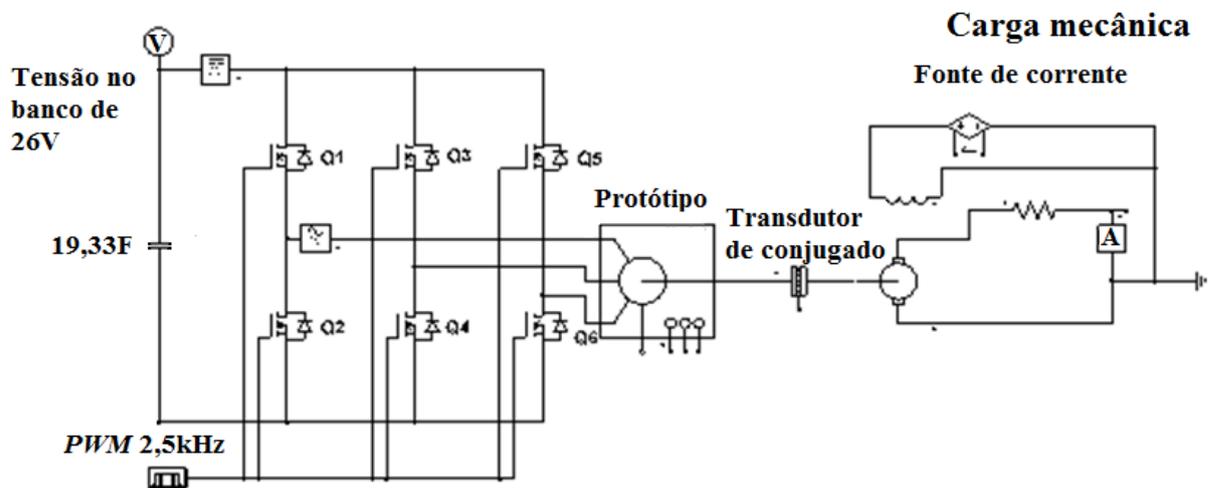


Figura 98 Bancada para o funcionamento como motor e entrega da energia armazenada nos supercapacitores.

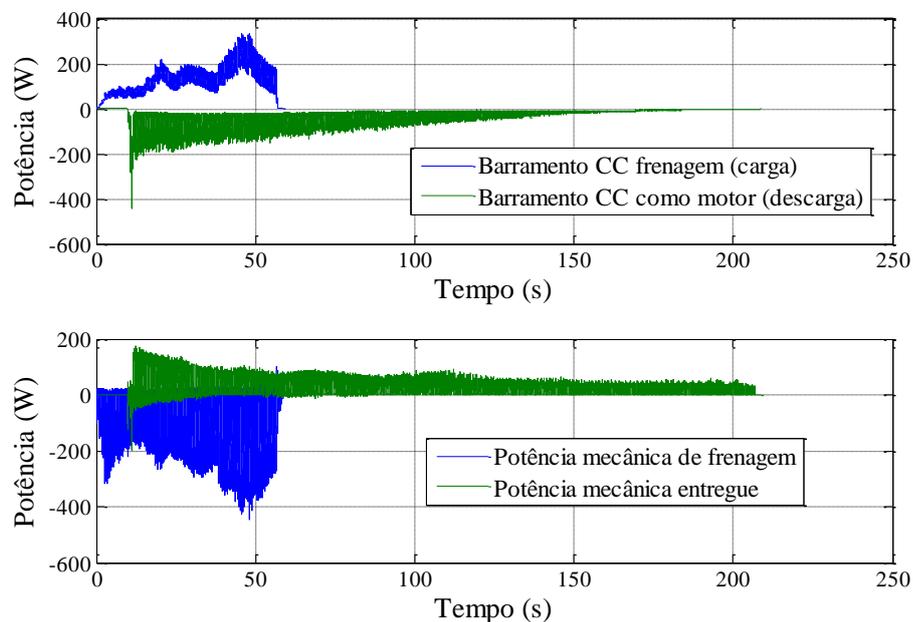
Após a realização da frenagem, foi alterada a função do conversor para atuar como acionamento de motor, onde realiza a comutação eletrônica através da leitura dos sensores

Hall. A frequência de chaveamento é 2,5 kHz, contudo, operou com ciclo de trabalho de 100%.

### 7.7.3 Resultados dos Ensaios de Frenagem e Entrega de Energia

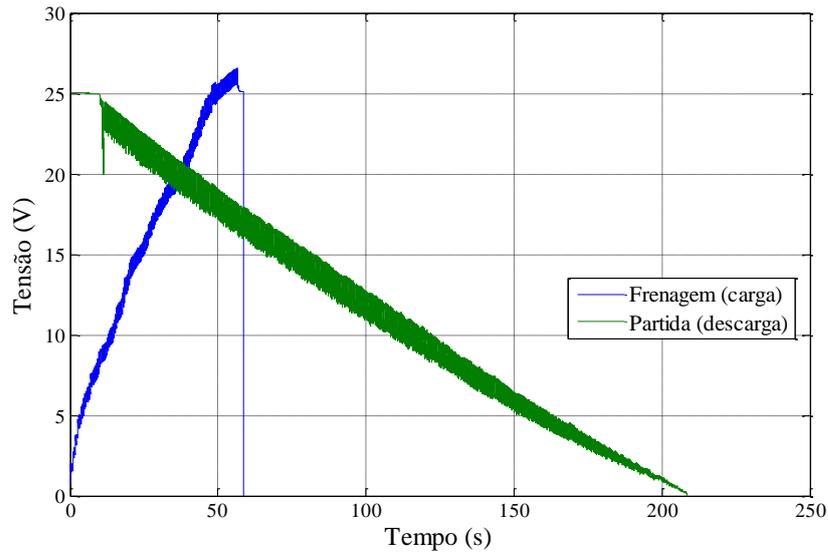
Os ensaios de frenagem regenerativa foram realizados a 300 rpm. Após atingir a tensão de 26 V, o acionamento de frenagem é comutado para atuar como motor, e a máquina CC passa a ser sua carga mecânica.

Na Figura 99, são apresentados na cor azul o ensaio de frenagem e na cor verde os valores de potência no barramento CC e mecânica para o funcionamento como motor. Apesar de possuírem tempos de duração diferentes, a energia é obtida através da integração da potência instantânea. Foram realizadas duas repetições deste ensaio de frenagem e partida.



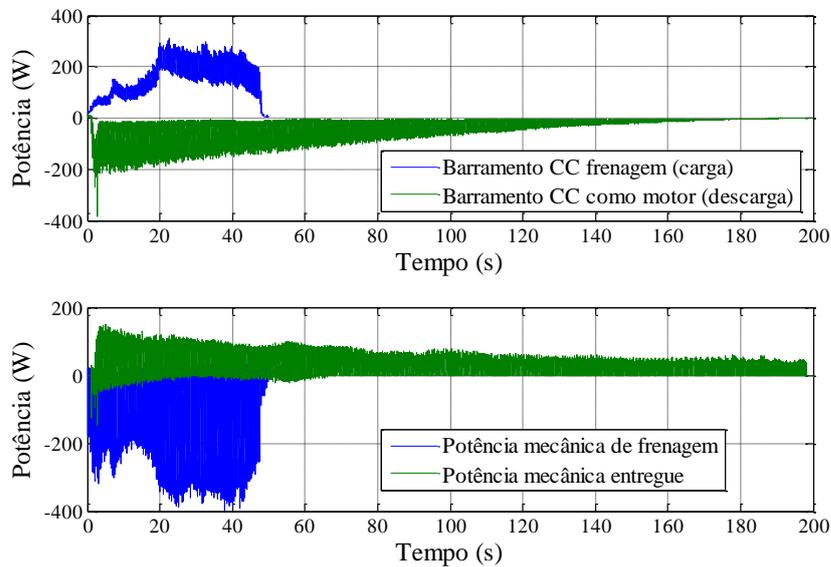
**Figura 99 Potência elétrica e mecânica como gerador e mecânica no primeiro ensaio.**

A Figura 100 mostra a tensão no banco de supercapacitores durante os primeiros ensaios. Na cor azul, é durante a geração, na cor verde, durante a partida. Durante a carga, a velocidade da máquina primária foi elevada gradativamente.



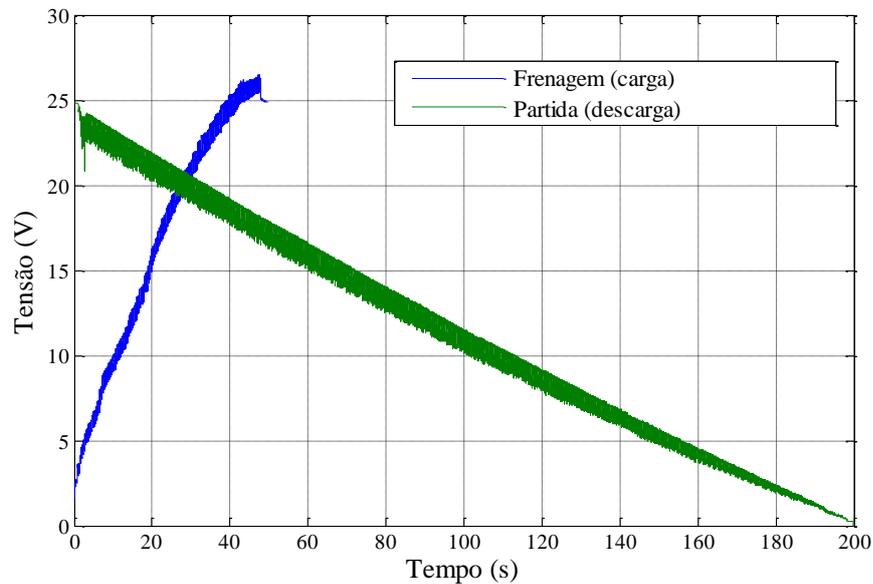
**Figura 100 Carga e descarga da tensão no banco de supercapacitores no primeiro ensaio.**

Na Figura 101, apresenta-se o resultado do que foi repetido novamente no ensaio de frenagem e partida, para analisar a coerência e precisão dos resultados. A velocidade de rotação de 300 rpm.



**Figura 101 Potência elétrica e mecânica como gerador e mecânica no segundo ensaio.**

A Figura 102 apresenta as tensões de carga e descarga do banco durante o segundo ensaio para carga (frenagem) e partida.



**Figura 102** Carga e descarga da tensão no banco de supercapacitores no segundo ensaio.

Com a integração dos resultados de potência absorvida e entregue nos ensaios de frenagem regenerativa e partida, tal como ocorre no trânsito quando o veículo para em um semáforo e parte quando este recebe o sinal verde, os dados obtidos são mostrados na Tabela 9.

A totalidade da energia mecânica recebida durante a frenagem pela máquina primária e entregue durante a partida com a máquina primária operando como freio permaneceu próxima a 0,5 da energia mecânica inicial, ou seja, 50% da energia absorvida na frenagem é devolvida durante a partida. A utilização de supercapacitores é muito atrativa devido à grande quantidade de energia absorvida. Grandes quantidades de energia cinética geradas por veículos automotores podem ser recuperadas e aplicadas novamente na partida, e deste modo é possível atingir valores maiores de autonomia.

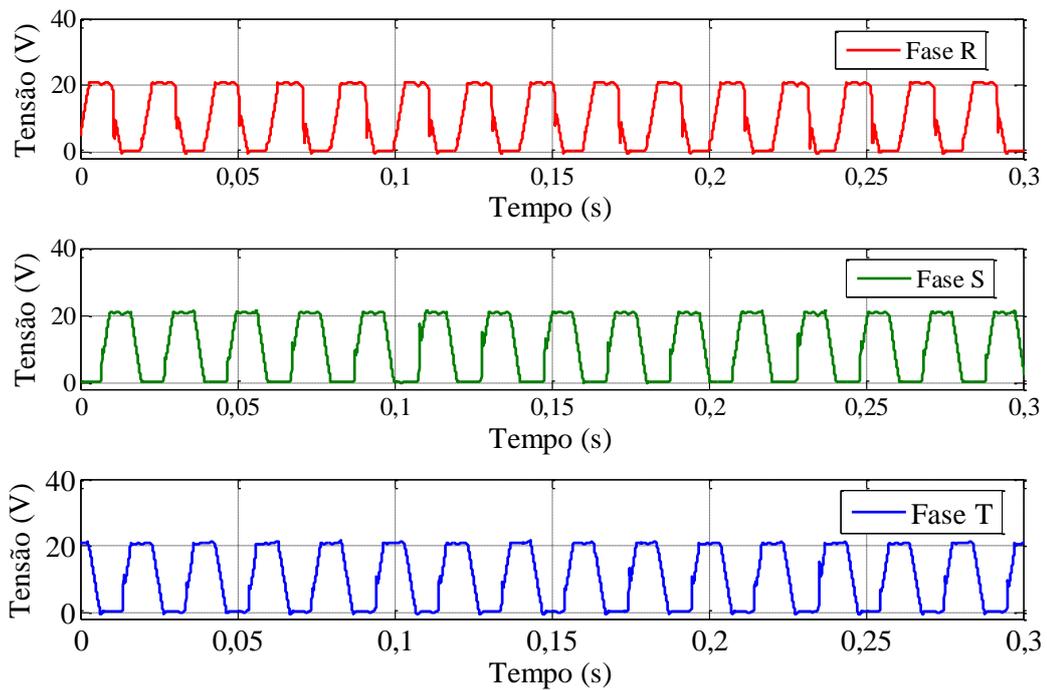
**Tabela 9** Rendimento total de frenagem regenerativa e partida.

Ensaio	Energia mecânica absorvida (J)	Energia mecânica entregue (J)	Rendimento total	Rendimento aproximado conversor e máquina elétrica
1	4615	2451	0,53	72,9%
2	4686	2510	0,54	73,2%

Um valor médio aproximado de rendimento pode ser obtido para contemplar o rendimento da máquina mais o conversor. O rendimento obtido foi da ordem de 73%, ou seja, de maneira indireta com a leitura da potência elétrica na máquina é possível obter o rendimento do conversor e da máquina elétrica.

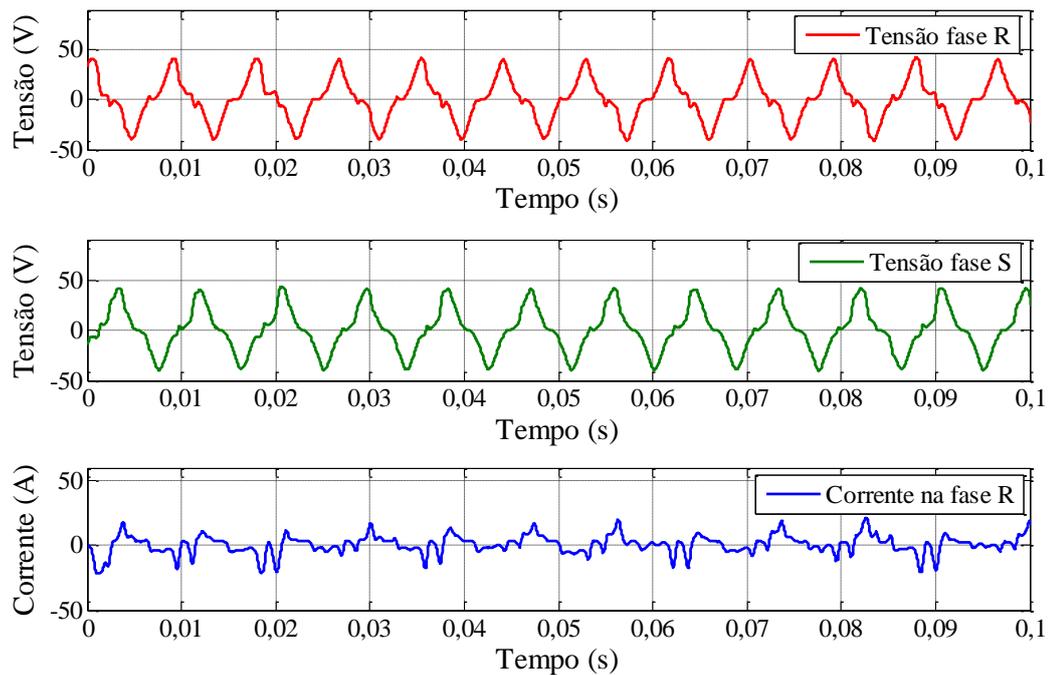
Este protótipo atingiu valores elevados de conjugado. O máximo conjugado estático foi de 48 Nm, o que comprometeu a integridade do sistema mecânico. A medição do torquímetro foi prejudicada em função de pequeno desalinhamento do acoplamento e conjunto eixo mancal que transmitiu vibrações para leitura do torquímetro.

Durante o funcionamento de motor, alimentado por fonte CC de 20 V e 20 A, os sinais de tensão da saída do conversor em relação ponto comum da fonte de alimentação e do barramento CC, foram verificados para ver a forma de onda do acionamento. O *PWM* estava com ciclo de trabalho de 100%. A Figura 92 apresenta a tensão retangular de acionamento que caracteriza uma máquina *brushless DC*.



**Figura 103** Formas de onda na saída do conversor entre fases da máquina e GND da ponte inversora.

As tensões das fases R e S e a corrente circulante na fase R são apresentadas pela Figura 104. É possível observar uma distorção da forma de onda devida à comutação eletrônica realizada a partir da leitura dos sensores Hall. O sinal de corrente apresenta distorção para este acionamento a cada instante a corrente circula somente entre duas fases da máquina.

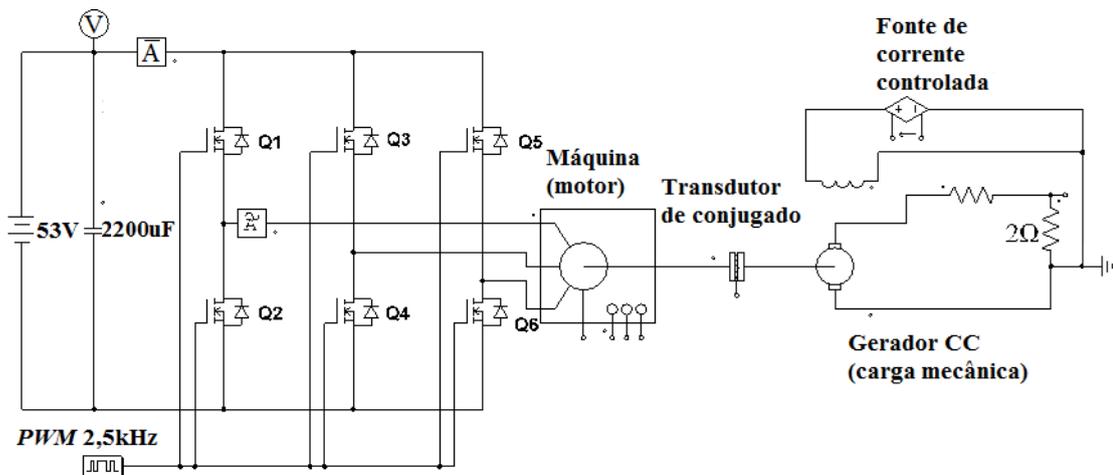


**Figura 104** Formas de onda das tensões das Fases R e S e corrente da fase R.

A operação do protótipo como gerador para carga dos capacitores foi realizada com cautela com tensão de 26 V para evitar sobre tensão no banco de capacitores.

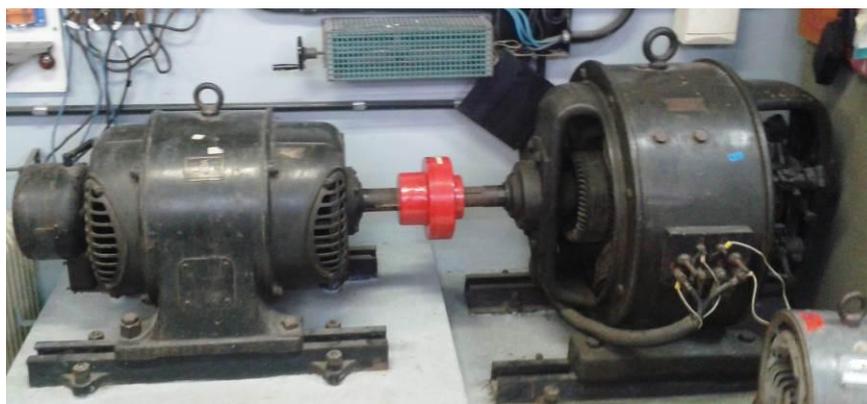
### 7.8 OBTENÇÃO DA CURVA DE RENDIMENTO E DE CONJUGADO EM OPERAÇÃO NOMINAL

A máquina protótipo foi acionada como motor e foi utilizada uma máquina CC de 10 kW como dinamômetro através de um banco resistivo acoplado na armadura. O controle da carga mecânica deu-se através de uma fonte de corrente CC controlada, que alimenta o enrolamento de campo. Utilizou-se o equipamento Genesis HBM para aquisição dos sinais, e o torquímetro T22/50Nm da HBM para a medição de conjugado. Com o protótipo em operação nominal, obteve-se a curva de conjugado e de rendimento, conforme mostrado na Figura 105.



**Figura 105** Determinação da ondulação de conjugado e eficiência como motor em operação nominal.

Para alimentar com corrente contínua o conversor que realiza o acionamento do protótipo, foram empregados um motor trifásico de 22,1 kW como máquina primária e um gerador de corrente contínua de 20 kW e 174 A, tendo este ligação shunt auto excitado, onde uma resistência variável em série com o enrolamento de campo controla o nível de tensão gerada. A Figura 106 apresenta o conjunto de geração utilizado, a máquina primária está a esquerda, e o gerador de corrente contínua a direita.



**Figura 106** Gerador de corrente contínua utilizado para alimentar o protótipo.

Esse conjunto gerador foi aplicado em vez de um banco de baterias devido à robustez e à capacidade de variar o nível de tensão para realização dos testes. Para execução dos

ensaios, atingiu-se a tensão de 60 V e a corrente de 60 A.

Necessitou-se cautela na realização dos ensaios devido ao conjugado nominal de 46,4 Nm estar muito próximo do valor nominal do torquímetro utilizado de 50 Nm. Aplicou-se a carga mecânica com o protótipo em velocidade máxima até obtenção do conjugado desejado. Sendo, então, mantida fixa a corrente de campo do gerador para as medidas com velocidades inferiores a 100 rpm até 600 rpm.

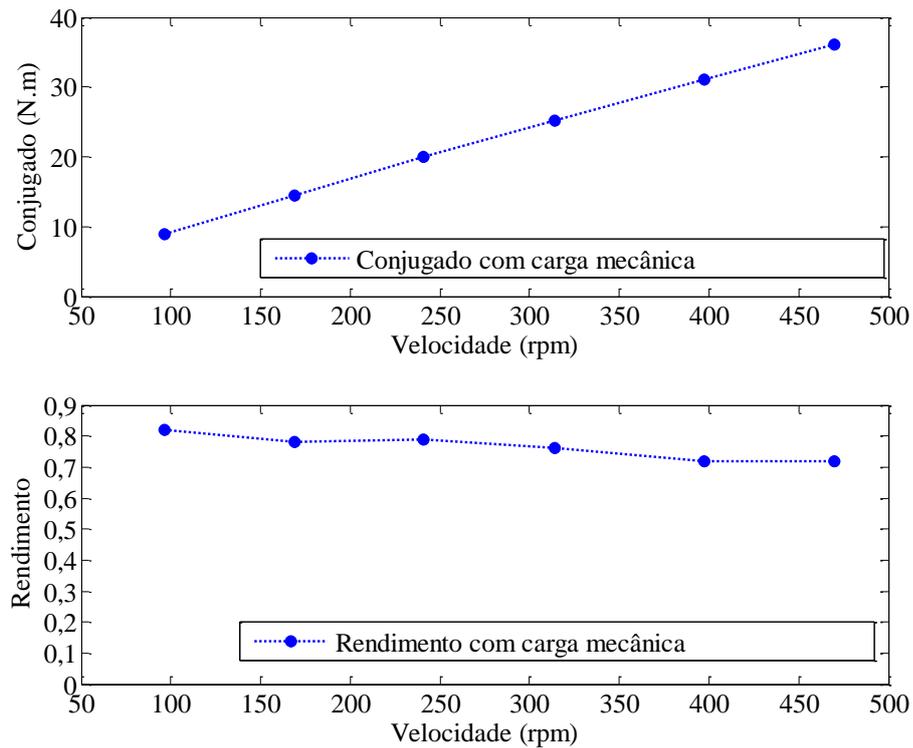
Deve-se também salientar que não foi possível realizar o ensaio com conjugado nominal a partir da velocidade nula. Digamos que a máquina esteja operando a 100 rpm com conjugado nominal. Conforme aumenta-se a rotação da máquina, maior é a carga mecânica aplicada pelo dínamo e maior o conjugado. Em suma, seria necessário alterar a carga mecânica a cada medição, inviabilizando a corência com outras medições, já que a carga mudaria a cada intervalo de velocidade medido.

Para obtenção dos ensaios em operação nominal, constatou-se que o conversor proposto e desenvolvido no presente trabalho não opera com correntes superiores a 50 A, sendo empregado um conversor usado em *scooter* elétrica modelo FC18-2500W com corrente nominal de 50 A, corrente máxima de 80 A e tensão de operação de 50 V até 96 V. Este possui acionamento diferente do proposto: ao invés de o acionamento operar com duas fases energizadas e a restante desconectada, ele trabalha com as três fases energizadas, ou seja, a corrente que entra por uma fase percorre as outras duas em paralelo. O acionamento com as três fases obtém maior conjugado, porém, apresenta rendimento inferior da máquina.

Todos os ensaios descritos neste capítulo foram realizados em uma amostra de 5 segundos de operação, onde contabilizou-se as leituras médias dos valores de conjugado, potência elétrica, potência mecânica e velocidade. A leitura da velocidade é obtida através de um *encoder incremental*, sendo calculada a média da velocidade a cada 12 ciclos da tensão, equivalente a uma rotação mecânica, pois o protótipo possui 12 pares de polos. A temperatura

durante os ensaios não ultrapassou 50°C na parte externa das bobinas.

A Figura 107 e a Tabela 10 mostram os resultados de conjugado e rendimentos para a carga máxima de 1,78 kW em 469 rpm. O rendimento para essa velocidade foi de 0,72, com tensão aplicada de 50 VCC.



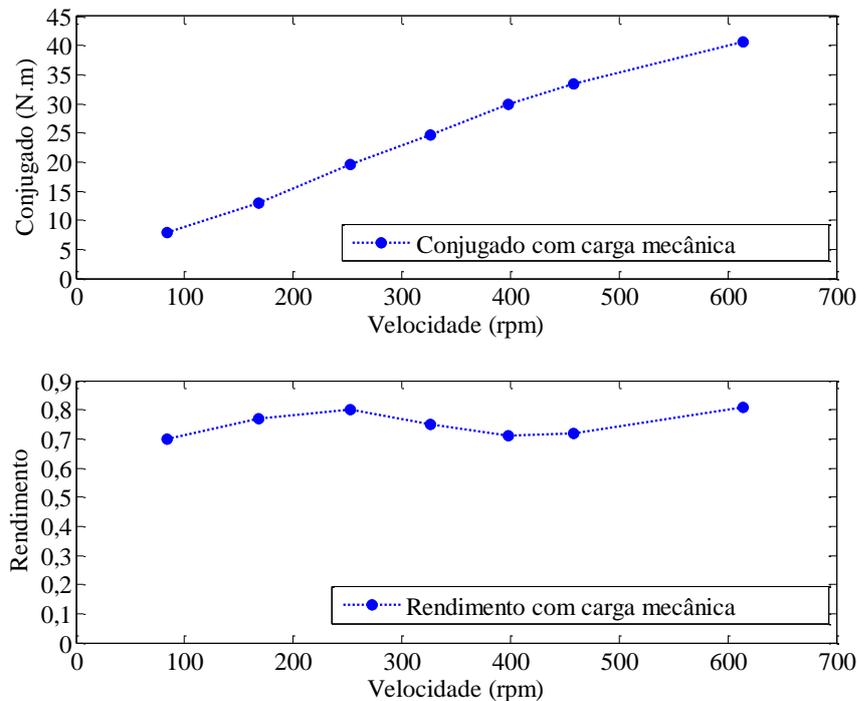
**Figura 107 Ensaio com carga máxima de 1,78 kW.**

A Tabela 10 apresenta também os resultados numéricos com tensão de 60 VCC, onde o maior rendimento alcançado foi de 82% à velocidade de 90,44 rpm e conjugado máximo de 36,11 Nm a 469,85 rpm.

**Tabela 10 Ensaio realizados com 50 V e carga mecânica máxima de 1,78 kW.**

Potência elétrica (W)	Conjugado (Nm)	Velocidade (rpm)	Potência Mecânica (W)	Rendimento
110,91	8,96	96,38	90,44	0,82
326,56	14,48	168,66	255,68	0,78
642,45	19,99	240,94	504,43	0,79
1086,89	25,21	314,23	829,64	0,76
1783,98	31,05	397,56	1292,71	0,72
2450,86	36,11	469,85	1776,64	0,72

A Figura 108 e a Tabela 11 demonstram os resultados de conjugado e rendimentos obtidos para a carga máxima de 2,61 kW em 614 rpm, o rendimento para essa velocidade foi de 0,81, com tensão de 60 VCC.

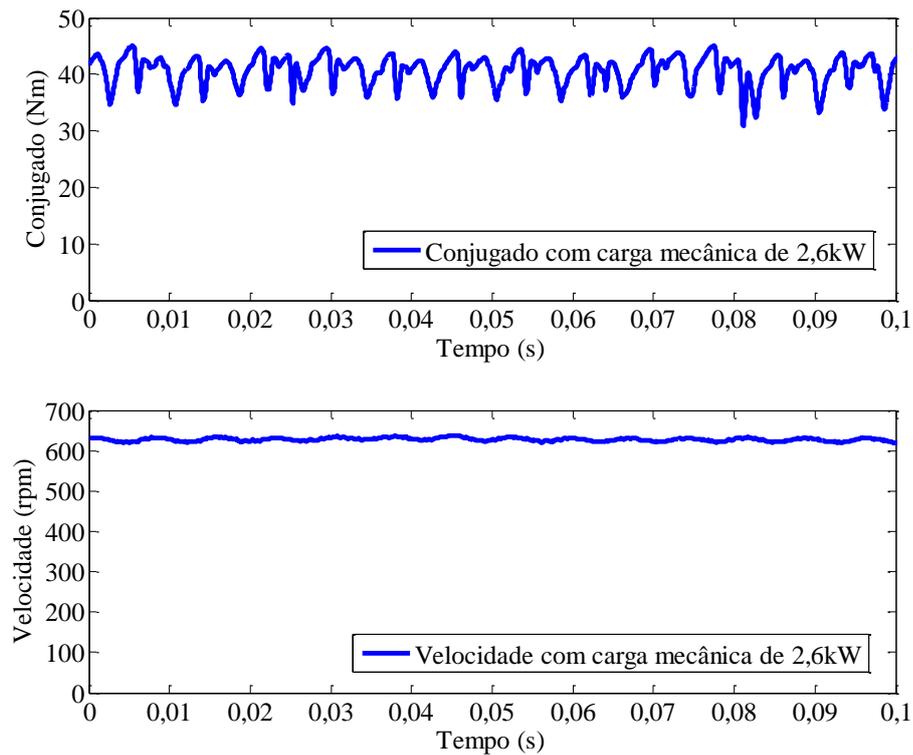
**Figura 108 Ensaio com carga máxima de 2,6 kW.**

Na Tabela 11 são apresentados os resultados numéricos com tensão de 60 VCC, onde o maior rendimento obtido foi de 82% à velocidade de 614,41 rpm, e conjugado máximo de 40,61 Nm à 469,85 rpm.

**Tabela 11 Ensaio realizados com 60 V e carga mecânica máxima de 2,61 kW**

Potência elétrica (W)	Conjugado (Nm)	Velocidade (rpm)	Potência Mecânica (W)	Rendimento
100,56	7,92	84,33	69,96	0,70
298,81	12,98	168,66	229,29	0,77
647,48	19,60	251,99	517,22	0,80
1124,39	24,72	326,29	844,75	0,75
1759,19	29,81	397,56	1241,12	0,71
2210,27	33,41	457,79	1601,52	0,72
3215,60	40,61	614,41	2613,06	0,81

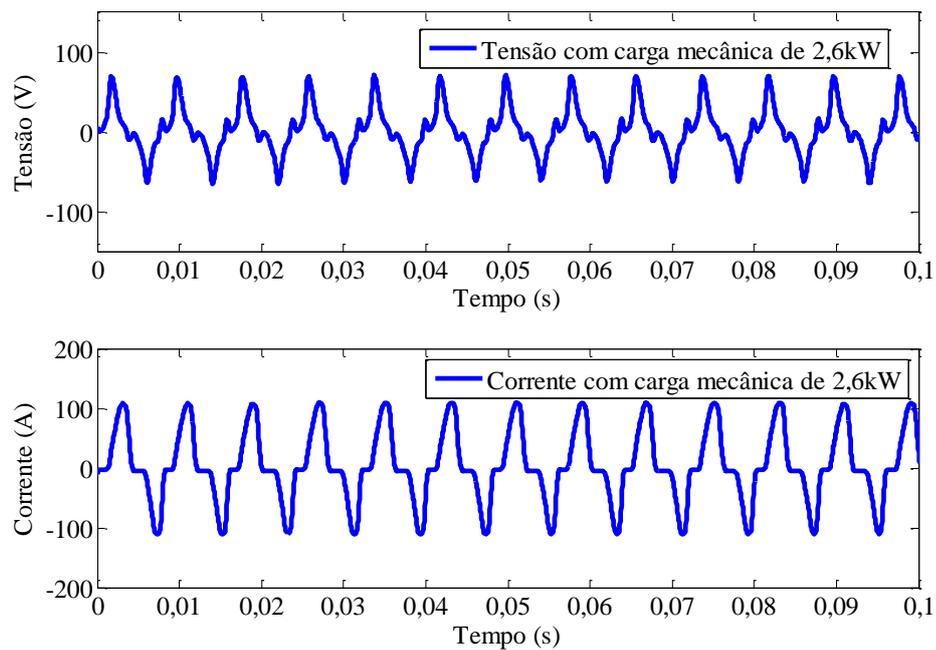
Na Figura 109 é possível observar a leitura de velocidade e de conjugado para uma carga mecânica de 2,6kW e potência elétrica de 3,2kW.

**Figura 109 Conjugado e velocidade em operação nominal com carga mecânica de 2,6 kW.**

O conjugado médio obtido foi de 40,61 Nm com valor máximo de 44,96 Nm e valor mínimo de 40,1 Nm. A ondulação de conjugado calculada pela equação (89) foi de 33,29%:

$$T_{ripple} = 100 \frac{T_{max} - T_{min}}{T_{avg}} = 100 \frac{(44,96 - 31,61)}{40,1} = 33,29\% \quad (89)$$

Na Figura 110 é vista a forma de onda da tensão e corrente para o ensaio com carga mecânica de 2,61 kW e velocidade de 614 rpm. Nota-se a distorção da tensão com valor eficaz de 30,44 V. A corrente apresentou menor distorção devido à indutância da máquina, que se opõem a variações bruscas de corrente durante os chaveamentos do conversor, obtendo-se o valor eficaz de 60,94 A.



**Figura 110 Tensão e corrente da fase R em operação nominal com carga mecânica de 2,6 kW.**

Após a realização dos ensaios com conversor FC18-2500W, que opera com as três fases energizadas, observou-se valores inferiores de rendimento frente ao valor de projeto de 0,9.

O acionamento proposto no projeto foi aplicado, levando o conversor proposto ao limite, onde foi possível atingir o conjugado de 44,73 Nm a 541 rpm e rendimento de 0,89.

**Tabela 12 Ensaio realizados com acionamento e conversor proposto.**

Tensão (V)	Corrente (A)	Potência elétrica (W)	Conjugado (Nm)	Velocidade (rpm)	Potência Mecânica (W)	Rendimento
22,4	8,19	183,46	5,60	193,00	113,18	0,73
54,38	50,99	2772,84	35,70	510,90	1909,80	0,92
59,89	64,19	3844,34	44,73	541,01	2534,15	0,89

A fim de atingir operação nominal da máquina como motor, é desejável atingir o conjugado nominal desde a velocidade zero até a velocidade nominal da máquina e, desta forma, atingir o valor de potência desejado. Para tanto, os dados dos ensaios com conjugado próximo ao nominal foram inseridos na Tabela 13.

A Tabela 13 mostra os valores máximos de conjugado atingidos com os respectivos rendimentos e velocidades para os dois conversores utilizados. O valor máximo atingido para o conjugado foi de 44,73 Nm. O maior valor para rendimento foi de 0,92, com conjugado de 35,7 Nm e velocidade de 510 rpm com conversor com acionamento de duas fases energizadas.

**Tabela 13 Leituras de maiores conjugados atingidos durante o ensaio como motor.**

Potência elétrica (W)	Conjugado (Nm)	Velocidade (rpm)	Potência Mecânica (W)	Rendimento
2511,98	43,89	385,29	1770,73	0,70
1783,98	31,05	397,56	1292,71	0,72
2701,03	42,67	433,70	1938,16	0,72
2210,27	33,41	457,79	1601,52	0,72
2393,44	35,59	469,85	1751,12	0,73
2251,22	31,89	505,95	1689,56	0,75
2772,84	35,70	510,90	1909,80	0,92
2905,84	40,63	536,12	2280,81	0,78
3844,34	44,73	541,01	2534,15	0,89
3215,60	40,61	614,41	2613,06	0,81

Foi bastante oneroso obter dados experimentais para o ponto de operação nominal em função do ajuste da carga mecânica, da parte mecânica, e da bancada medição das grandezas

elétricas e mecânicas. O conversor que acionou o protótipo influenciou diretamente o rendimento da máquina. Os sensores são externos e o ajuste da posição dos mesmos foi fundamental para obter a posição em que a comutação eletrônica ocorra no ponto de máximo conjugado com carga, e em suma, tem influência direta na operação da máquina.

O conversor desenvolvido com acionamento através de duas fases energizadas obteve os maiores valores de rendimento, que atingiram 0,92 superior ao valor de projeto de 0,9. Uma curva de rendimento *versus* velocidade com o mesmo valor de conjugado foi impraticável devido à dificuldade de ajuste da carga mecânica frente à influência de velocidade.

O valor de conjugado médio máximo obtido foi de 44,73 Nm, com valores de pico próximos a 50 Nm, limite do transdutor de conjugado. Os testes chegaram a valores próximos ao valor de conjugado de projeto de 46,4 Nm. O valor de potência mecânica de projeto de 2,305 kW foi superado, alcançando 2,613 kW, considerado satisfatório e indicando que a máquina está operando de acordo com as variáveis de projeto.



## CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS

Este trabalho proporcionou grande experiência no que concerne ao dimensionamento de máquinas elétricas para veículos elétricos e para o projeto e construção de uma máquina elétrica. O dimensionamento adequado da máquina necessária para equipar um determinado veículo necessita de um modelo preciso do veículo com coeficientes obtidos experimentalmente com a maior precisão possível. A otimização das dimensões mecânicas como redução de peso, área frontal e coeficiente de atrito dos pneus colaboram com maior influência na autonomia e velocidade final do veículo.

O projeto da máquina elétrica leva muitas condições de contorno no que concerne ao limite de volume ativo e saturação das partes magnéticas. A utilização do rotor externo é imprescindível para a utilização *direct-drive*, ou seja, inserido dentro da roda do veículo. Esta configuração no quesito de projeto aumenta o nível de complexidade uma vez que o estator é interno à máquina, e a dissipação de temperatura é prejudicada. O espaço disponível para os enrolamentos é mais limitado em uma máquina com o rotor externo; em vista disso, para um dado volume com limite de diâmetro, para aumentar a área da ranhura, deve-se aumentar a altura do dente em direção ao centro da máquina, e a cada aumento de altura da ranhura, menor é o incremento de área de ranhura.

Em vista do esforço efetivo em aumentar ao máximo a área da ranhura, foi possível atingir o fator de enchimento de 43,2 %. Em consequência disso, a seção dos condutores foi reduzida em aproximadamente 15 %. O aumento da densidade de corrente na armadura contribui para redução do rendimento da máquina, pois as maiores perdas em máquinas elétricas são de origem ôhmica.

Para obter maior área de ranhura com ranhuras com pouca altura é preciso utilizar um material mais nobre para as chapas ferromagnéticas, que sature a um maior valor de indução,

por exemplo, 1,8 T; entretanto, para esta máquina não foi possível obter e utilizar chapas de melhor qualidade.

A parte experimental apresentou dificuldades na medição de conjugado em vista da ondulação de conjugado do protótipo e grande momento de inércia do sistema causado pelo rotor da máquina CC de 10 kW aplicados no conjunto.

A operação da máquina como motor apresentou resultados satisfatórios no que concerne ao conjugado, potência e rendimentos esperados. Após realizar os ensaios do protótipo em operação nominal como motor, é possível averiguar que todo o conjunto mecânico e elétrico em torno da máquina elétrica tracionária tem influência direta nos valores de conjugado, rendimento e velocidade do sistema tracionário.

O rendimento máximo obtido foi de 0,92, superior ao valor de projeto de 0,9, valor atingido com conversor desenvolvido pelo autor com acionamento através de duas fases energizadas. O valor de conjugado médio máximo obtido foi de 44,73 Nm, com valores de pico próximos a 50 Nm, o que resulta em proximidade com conjugado de 46,4 Nm definido no projeto.

O valor de potência mecânica em operação nominal atingiu 2,613 kW, que supera o valor de projeto que é de 2,305 kW. Os resultados analíticos, numéricos e experimentais convergiram, eles apontam que a metodologia de projeto está correta e atinge todos os requisitos para desenvolver uma máquina elétrica de tração veicular.

No que concerne a trabalhos futuros, seria o interessante realizar o comparativo do acionamento com e sem sensores através de microprocessadores dedicados e avaliar o rendimento da operação como motor de gerador com diversas frequências de chaveamento.

A frenagem regenerativa deve ser realizada em diversos casos como: veículos em declives, e após, liberam energia no plano, ou em veículos em frenagem total e partida para

diversos níveis de potência.

Um estudo interessante seria equipar um veículo com características mecânicas semelhantes as do veículo utilizado para este estudo de caso e avaliar a autonomia na prática em vias urbanas com a utilização da frenagem regenerativa e supercapacitores.



## REFERÊNCIAS

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR-10520**: Informação e Documentação - Apresentação de citações em documentos. Rio de Janeiro, 2002.4 p.

CIBAS. **Ímãs Permanentes e Dispositivos Magnéticos**: especificação de produto. Disponível em: <http://siteimages.radarindustrial.com.br/SiteImages/Client/11200/Product/52095/Document/CAT%C3%81LOGO%20GERAL%20imas%20CIBAS-906.pdf> >. Acesso em: 20 maio 2016.

DIESELNET. **Emission Test Cycles**. Disponível em <http://www.dieselnet.com/standards/cycles>>. Acesso em: 20 maio 2016.

ECKERT, P. R.; WILTUSCHNIG, I. P.; FLORES FILHO, A. F. Design Aspects of Quasi-Halbach Arrays Applied to Linear Tubular Actuators. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LINEAR DRIVES FOR INDUSTRY APPLICATIONS (LDIA), 10., 2015, Aachen. **Proceedings...** Aachen: LDIA, 2015. p 1-4.

EHSANI, M. et al. **Modern Electric, Hybrid Electric, and Fuel Cell Vehicles**: fundamentals, theory, and design. Boca Raton: CRC Press, 2004. 424p. ISBN 978-0-8493-3154-1.

GERMAR, M.; VOGT, K.; PONICK, B. **Berechnung Elektrischer Maschinen**. Weinheim: Wiley-VCH, 2007. 664p. ISBN: 978-3-527-40525-1.

GIERAS, J. F. **Permanent Magnet Motor Technology**: design and application. Boca Raton: Taylor and Francis Group, 2010. eBook. ISBN: 978-1-4398-5901-8

GOLTZ, E.C. **Estudo de Máquina Elétrica de Fluxo Axial Aplicada a Sistema de Tração Automotiva com Acoplamento Direto e Frenagem Regenerativa**. 2012, 218p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica). Programa de Pós Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2012.

GRUBER, W.; BACK, W.; AMRHEIN, W. Design and implementation of a wheel hub motor for an electric scooter. In: IEEE VEHICLE POWER AND PROPULSION CONFERENCE (VPPC), 2011, Chicago. **Abstract Book of the IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC)**. Chicago: IEEE Conference Publications, 2011. p. 1-6.

HANSELMAN, D.C. **Brushless Permanent Magnet Motor Design**. Ohio: Magna Physics Publishing, 2006. 392 p. ISBN: 1-881855-15-5.

HENDERSHOT, J. R.; MILLER, T. J. E. **Design of Brushless Permanent-Magnet motor**. Ohio: Magna Physics Publishing, 1994. 536 p. ISBN: 1-881855-03-1.

LARMINIE, J.; LOWRY, J. **Electric Vehicle Technology Explained**. Londres: John Wiley & Sons, 2012. 344p. ISBN 978-1119942733.

LOUREIRO, L. T. R. et al. Model of a Permanent Magnet Axial-Flux Machine Based on Lie's Symmetries. **IEEE Transactions on Magnetics**, [S. l.], v.44, n.11, p.4321-4324, Nov. 2008.

LOUREIRO, L. T. R. **Um Estudo sobre a Máquina Tórus**. 2008. 106 p. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica). Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2008.

OSÓRIO, J. O. M. **Análise da Máquina Tórus sob Frenagem Eletrodinâmica**. 2011. 159 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica). Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2011.

P1812 IEEE Approved Draft Trial-Use Guide for Testing Permanent Magnet Machines. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/servlet/opac?punumber=6469144>>. Acesso em 27 maio 2016.

PEREIRA, L. A. **Apostila de Projeto de Máquinas Síncronas**. 2014. 61 p. Material da ELE410 Tópicos Especiais em Engenharia Elétrica A: Projeto de Máquinas Elétricas, Programa de Pós-graduação em Engenharia Elétrica.

PYRHONEN, J.; HRABOVCOVA, V.; JOKINEN, T. **Design of Rotating Electrical Machines**. Nova Déli: John Wiley & Sons, 2014. 648 p. ISBN 978-1118581575.

REVOREDO, T. C. **Modelagem e Gerenciamento de Potência de um Veículo Elétrico Híbrido de Célula a Combustível**. 2007. 133 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia). Programa de Pós-Graduação e Pesquisa em Engenharia Elétrica, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2007.

SOMA SOLUÇÕES MAGNÉTICAS. **Soma Catálogo eletrônico**. 2014. Disponível em: <<http://www.somabrasil.com.br/downloads/Soma-Solucoes-Catalogo-Eletronico.pdf>>. Acesso em: 27 maio 2014.

SONG, B.; CHANG, K.; CHOI, J. Design of an Outer-Rotor-Type Permanent Magnet Motor for Electric Scooter Propulsion Systems. In: INTERNATIONAL POWER ELECTRONICS CONFERENCE (IPEC), 10., 2010, Sapporo. **Abstract of the 2010 International Power Electronics Conference (IPEC)**. Sapporo: IEEE Conference Publications, 2010. p.2763-2742.

WILTUSCHINIG, I. P.; FLORES-FILHO, A. F.; DORRELL, D. G.A. Regenerative Braking System Using a Torus Machine. In: IEEE INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON INDUSTRIAL ELECTRONICS (ISIE), 24., 2015, Buzios. **Abstract Book of the 24th IEEE International Symposium on Industrial Electronics (ISIE)**. Buzios: IEEE Conference Publications, 2015. p.1435-1439.

WILTUSCHNIG, I. P. **Uma Proposta de Sistema de Frenagem Regenerativa para uma Máquina sem Escovas de Fluxo Magnético Axial**. 2013. 78 p. Projeto de Diplomação (Graduação em Engenharia Elétrica) - Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2013.

WILTUSCHNIG, I. P. et. al. Study of the Influence of Quasi-Halbach Arrays on a Torus Machine. In: JOINT MMM-INTERMAG CONFERENCE, 13., 2016, San Diego. **Abstract Book of the 13th Joint MMM-Intermag Conference**. San Diego: IEEE Transactions on Magnetics, 2016. p PP.

WILTUSCHNIG, I. P. et al. A Study of the Influence of Quasi-Halbach Arrays on a Torus Machine. **IEEE Transactions on Magnetics**, v. PP, n. 99, p. 1-4, 2016.

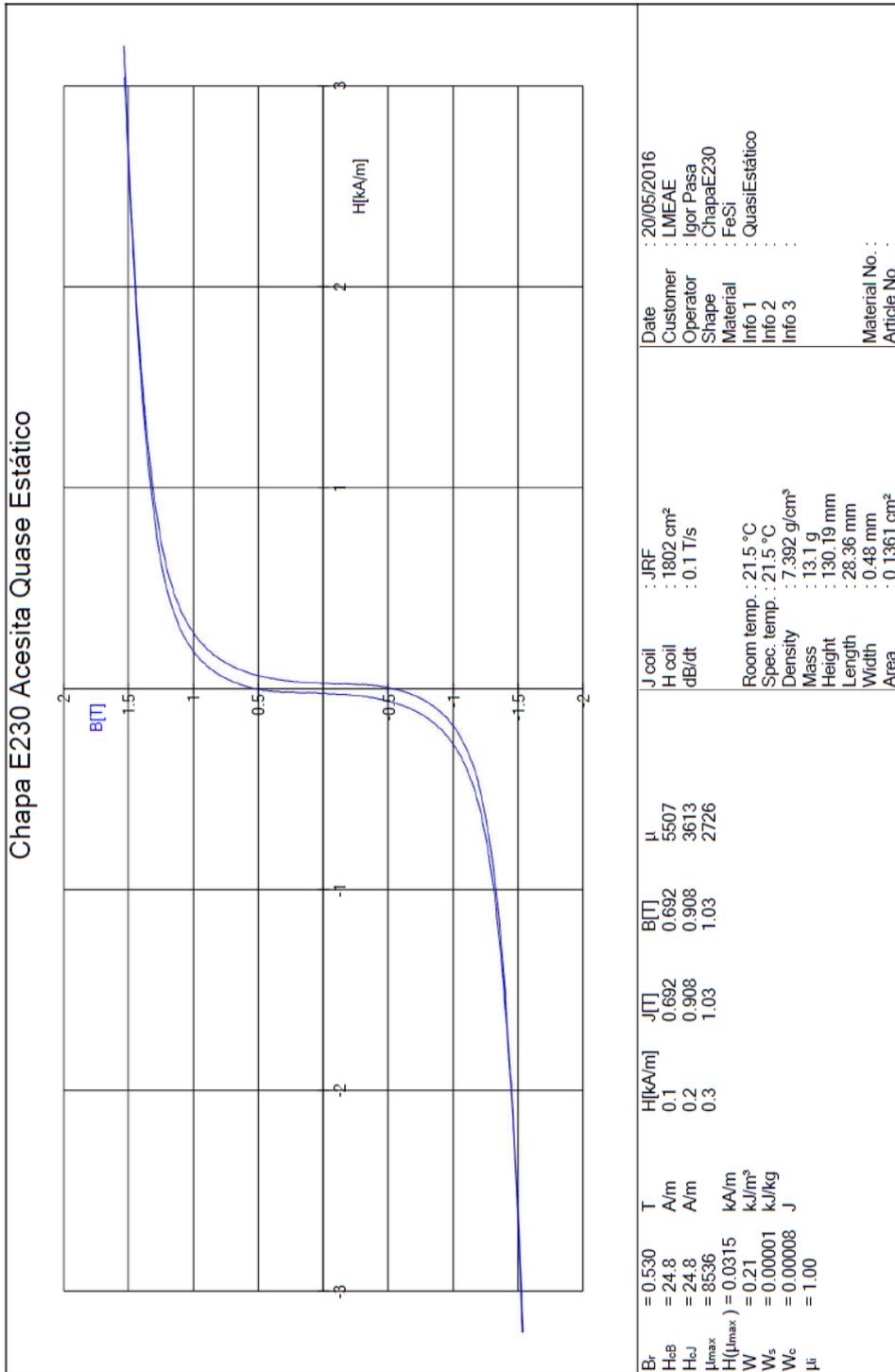


## ANEXOS

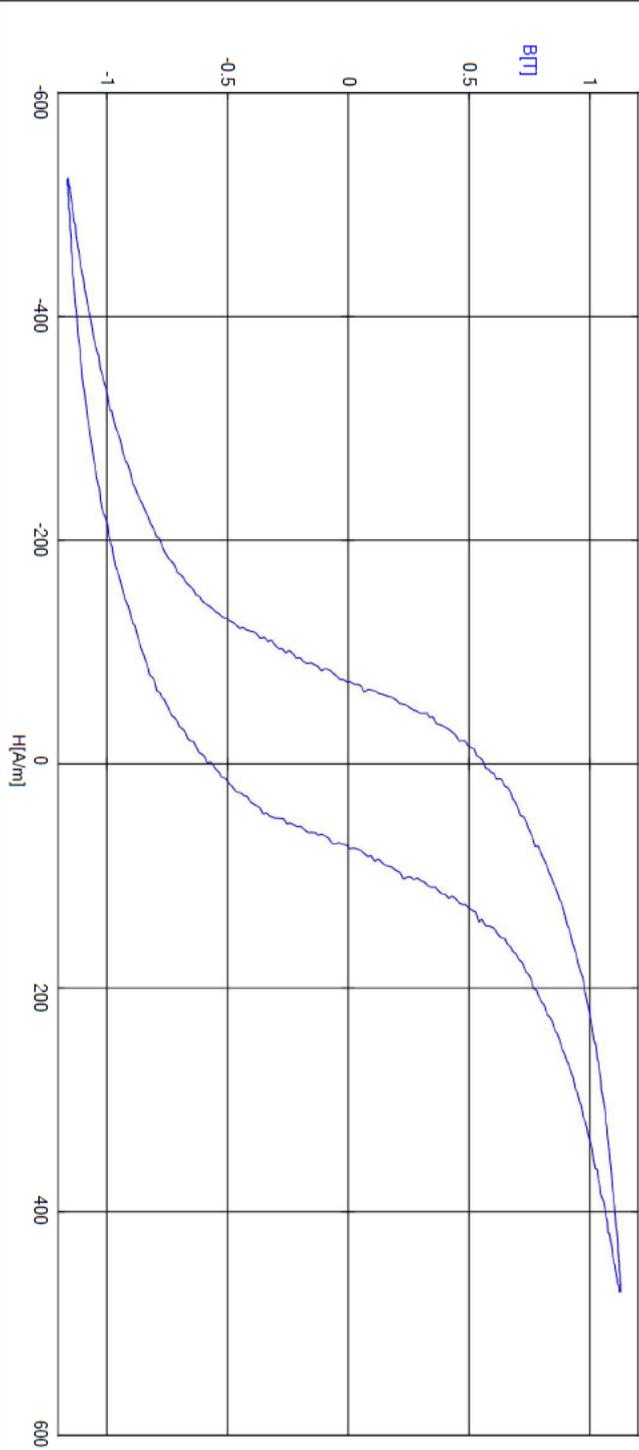
## DADOS DO CATÁLOGO DO FABRICANTE DE CHAPAS E230 ACESITA

Acesita Product	Thickness (mm)	Maximum Core Loss (W/kg)				Magnetic Induction (T)			Max. Magnetic Aging (%)	Assumed Density (g/cm <sup>3</sup> )	Minimum Stacking Factor (%)	Minimum Bending Index
		1.0 T		1.5 T		B25	B50	B100				
		50 Hz	60 Hz	50 Hz	60 Hz							
E233 <sup>(1)</sup>	0.64	1.95	2.50	4.25	5.40	1.64	1.73	1.84	5	7.75	97.0	10
E230		2.80	3.55	6.10	7.70	1.54	1.64	1.75				
E185		2.20	2.75	4.70	6.00	1.51	1.61	1.72				
E170		1.95	2.50	4.25	5.40							
E157		1.80	2.30	3.95	5.00	1.50	1.60	1.71				
E230	0.54	2.30	2.91	5.40	6.84	1.54	1.64	1.75	5	7.75	97.0	10
E233 <sup>(1)</sup>	0.50	1.70	2.15	3.68	4.66	1.64	1.74	1.84	5	7.75	97.0	10
E230		2.30	2.91	5.40	6.84	1.54	1.64	1.75				
E185		1.85	2.34	4.10	5.19	1.51	1.61	1.72				
E170		1.70	2.15	3.68	4.66							
E157		1.57	2.00	3.42	4.33	1.50	1.60	1.71				
E145		1.45	1.84	3.33	4.22							
E137		1.37	1.74	3.14	3.98	1.49	1.60	1.71	5	7.70	97.0	3
E125		1.25	1.58	3.05	3.85							
E115		1.15	1.45	2.90	3.65							
E110		1.10	1.40	2.70	3.45							
E105		1.05	1.35	2.50	3.20							
E100		1.00	1.35	2.35	3.05							
E170		1.48	1.88	3.32	4.20							
E157	1.39	1.76	3.11	3.95	1.50	1.60	1.71					
E145	1.26	1.60	2.93	3.71								
E137	1.17	1.48	2.75	3.49	1.49	1.60	1.71					
E125	1.00	1.28	2.53	3.20								
E115	0.95	1.20	2.30	2.90								
E110	0.90	1.15	2.10	2.65				1.62			5	7.70

**RESULTADOS DA CARACTERIZAÇÃO DAS CHAPAS E230**

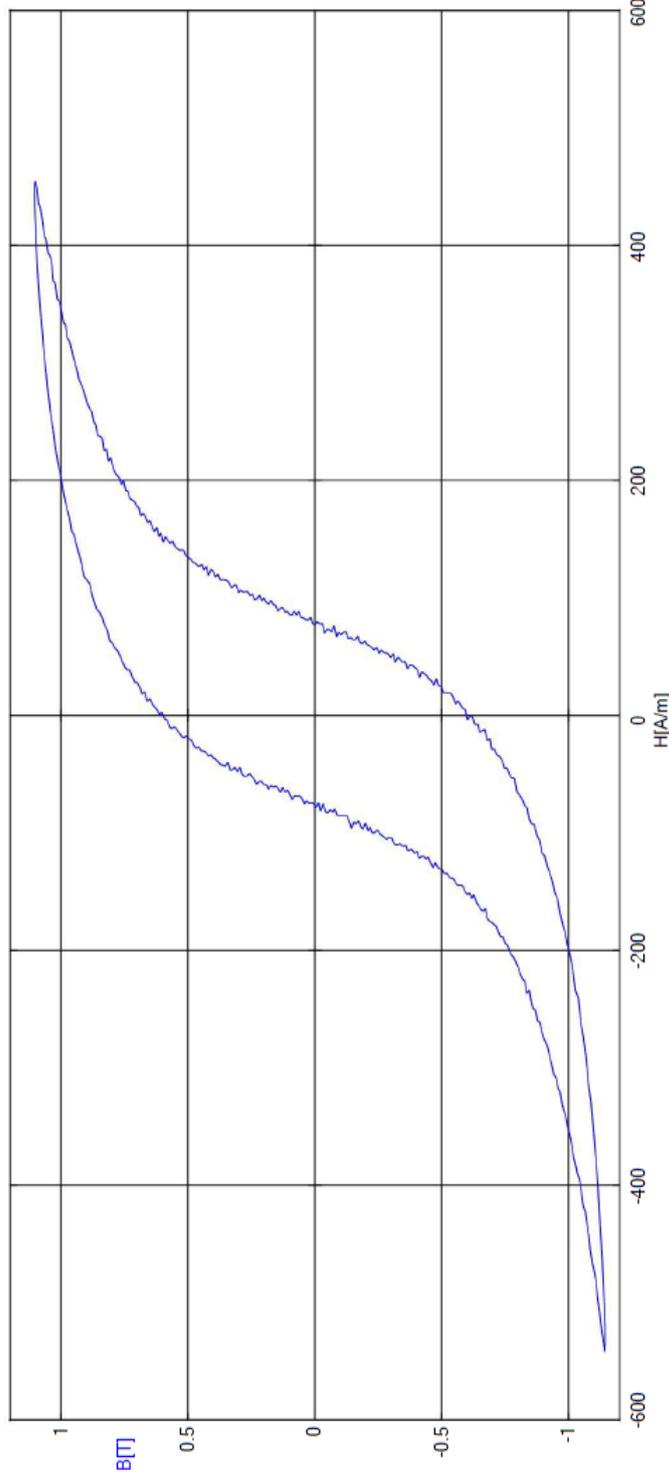


E230 Aoesita senoidal 60Hz



B <sub>c</sub> = 0.580 T	H <sub>c</sub> = 73.1 A/m	Frequency	: 60 Hz	Date	: 20/05/2016
H <sub>e</sub> = 1.13 T	B <sub>max</sub> = 1.13 T	Waveform	: Sine	Customer	: LMEAE
H <sub>max</sub> = 472 A/m	P = 19 kW/m <sup>3</sup>	Amplitude	: 0.186 V	Operator	: Igor Pasa
I <sub>a</sub> = 1828 nH	A <sub>L</sub> = 538 W/kg	Points per period	: 500,5	Shape	: Chapa E230
P <sub>s</sub> = 1.1 T	J <sub>max</sub> = 1.13 T	Averages	: 10	Material	: FeSi
		H range	: 0.2 V	Info 1	: 60 Hz - Sine
		B range	: 2 V	Info 2	:
		Room temp.	: 23 °C	Info 3	:
		Spec. temp.	: 23 °C	Test No.	:
		Mass	: 13.1 g	Material No.	:
		Area	: 0.1361 cm <sup>2</sup>	Article No.	:

E230 retangular100Hz



$B_r = 0.607$  T  
 $H_c = 76.9$  A/m  
 $B_{max} = 1.10$  T  
 $H_{max} = 455$  A/m  
 $P = 35$  kW/m<sup>3</sup>  
 $\mu_e = 1794$   
 $AL = 528$  nH  
 $P_s = 2.1$  W/kg  
 $J_{max} = 1.10$  T

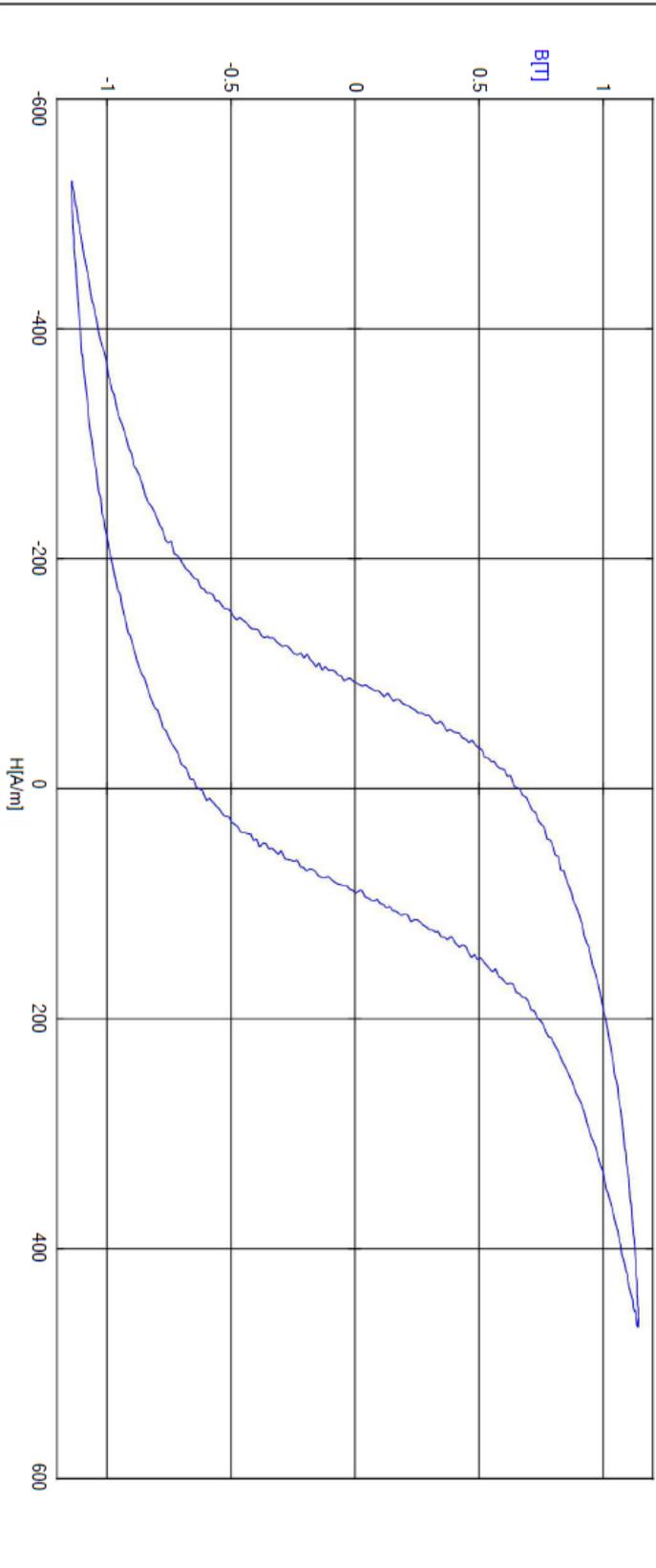
Frequency : 100 Hz  
 Waveform : Square  
 Amplitude : 0.192 V  
 Points per period : 500  
 Averages : 10  
 H range : 0.2 V  
 B range : 2 V  
 Room temp. : 23 °C  
 Spec. temp. : 23 °C

Mass : 13.1 g  
 Area : 0.1361 cm<sup>2</sup>

Date : 20/05/2016  
 Customer : LMEAE  
 Operator : Igor Pasa  
 Shape : Chapa E230  
 Material : FeSi  
 Info 1 : 100 Hz - Square  
 Info 2 :  
 Info 3 :

Test No. :  
 Material No. :  
 Article No. :

E230 trapezoidal 100Hz



**B<sub>r</sub>** = 0.648 T  
**H<sub>c</sub>** = 90.4 A/m  
**B<sub>max</sub>** = 1.14 T  
**H<sub>max</sub>** = 469 A/m  
**P** = 39 kW/m<sup>3</sup>  
**I<sub>a</sub>** = 1821  
**A<sub>L</sub>** = 536 nH  
**P<sub>s</sub>** = 2.4 W/kg  
**J<sub>max</sub>** = 1.14 T

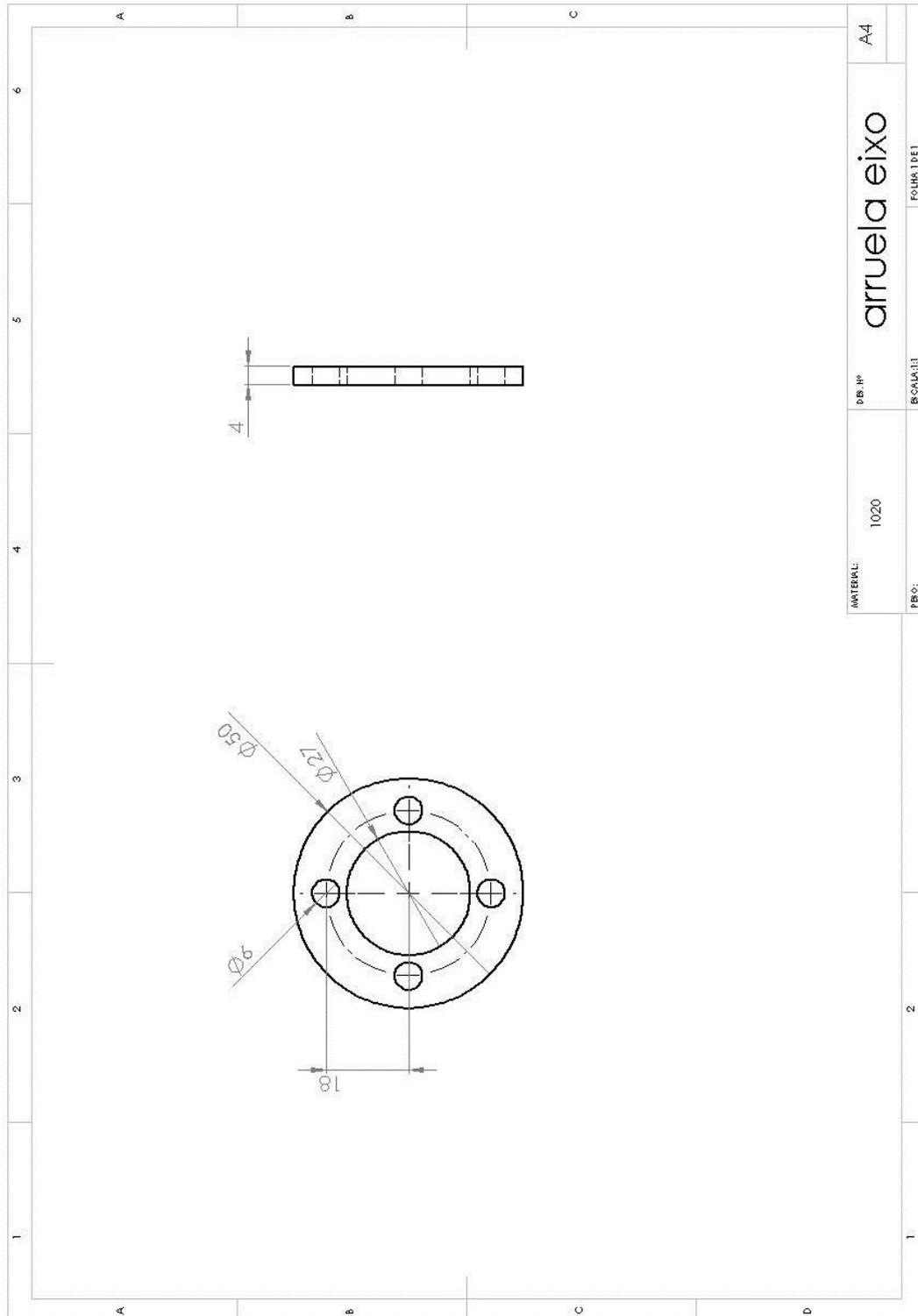
**H<sub>l</sub>[A/m]** 100  
**B<sub>Tl</sub>** 0.886  
**H<sub>h</sub>[A/m]** 200  
**B<sub>Th</sub>** 1.01  
**H<sub>max</sub>[A/m]** 300  
**B<sub>Tmax</sub>** 1.08

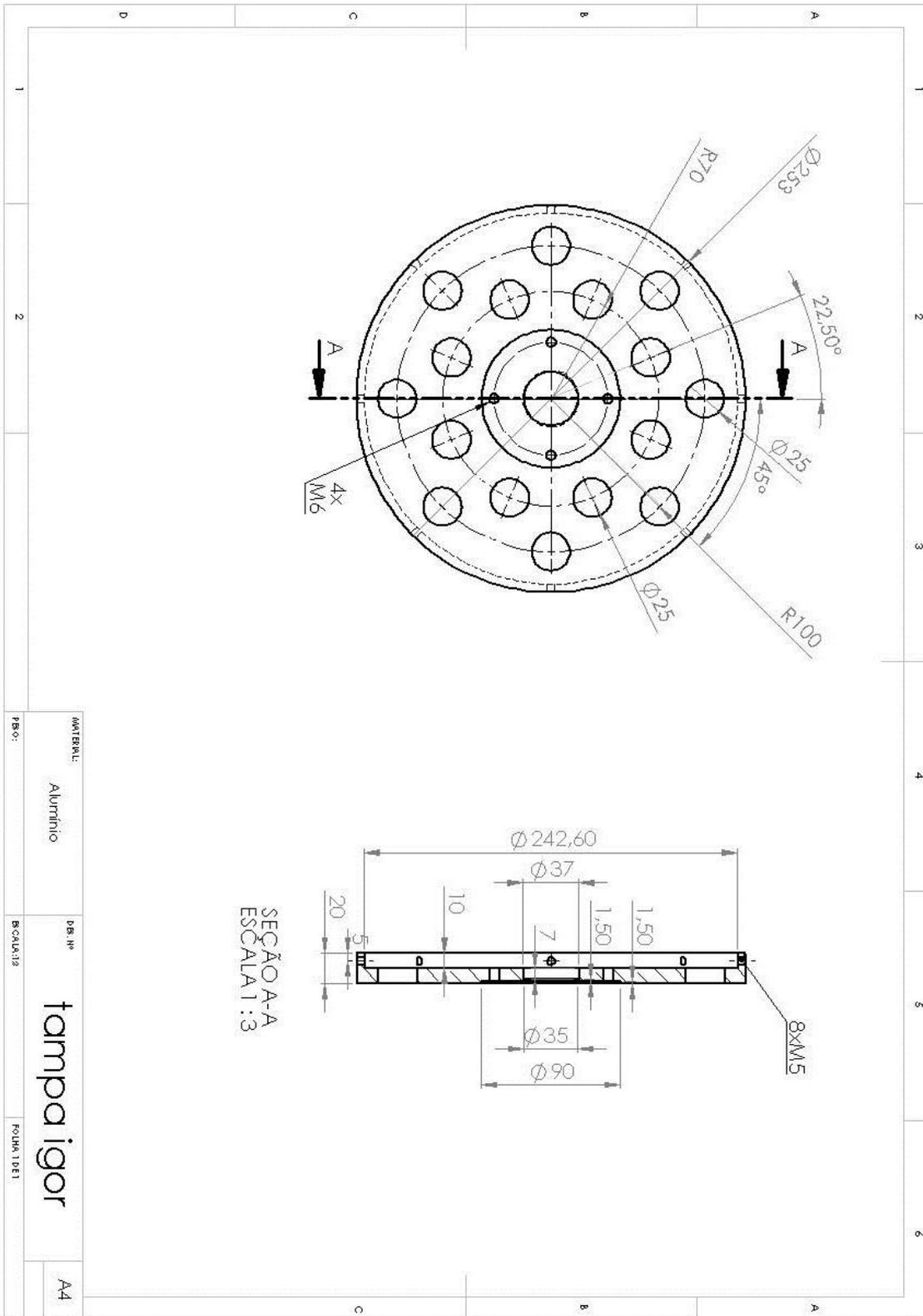
**Frequency** : 100 Hz  
**Waveform** : Trapezoid  
**Amplitude** : 0.257 V  
**Points per period** : 500  
**Averages** : 10  
**H range** : 0.2 V  
**B range** : 5 V  
**Room temp.** : 23 °C  
**Spec. temp.** : 23 °C

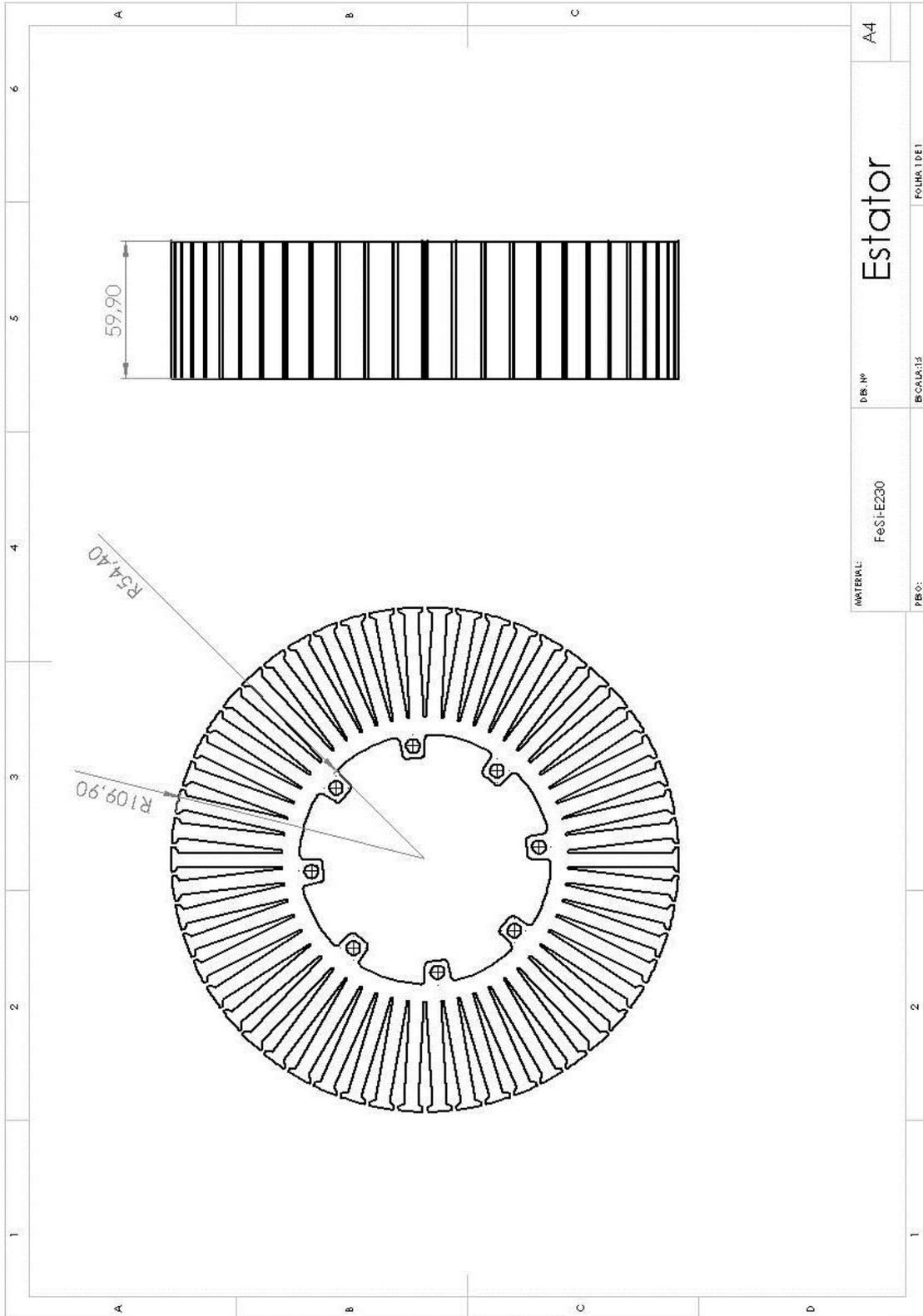
**Mass** : 13.1 g  
**Area** : 0.1361 cm<sup>2</sup>

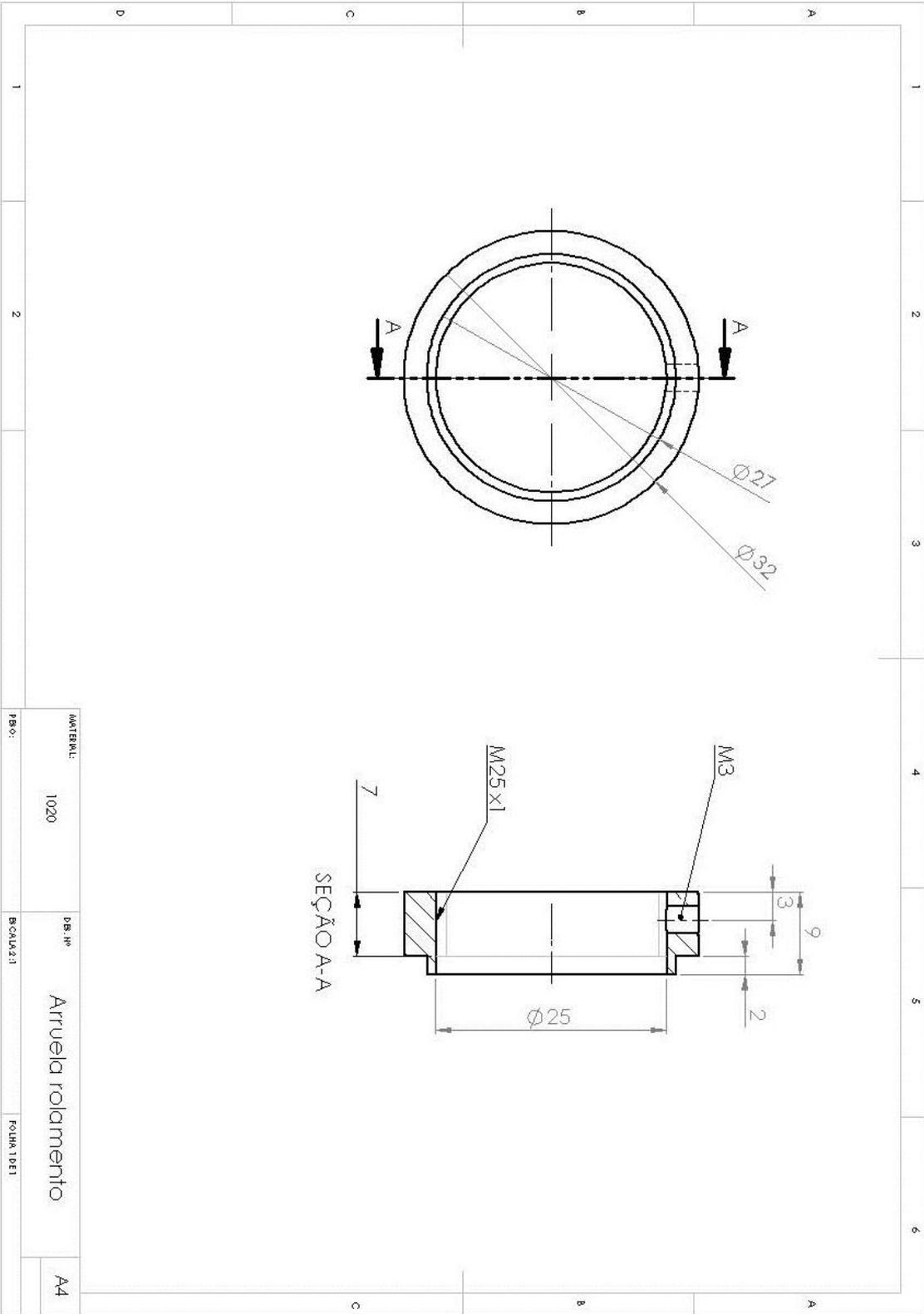
**Date** : 20/05/2016  
**Customer** : LMEAE  
**Operator** : Igor - HRA  
**Shape** : Chapa E230  
**Material** : FeSi  
**Info 1** : 100 Hz - Trapezoidal  
**Info 2** :  
**Info 3** :  
**Test No.** :  
**Material No.** :  
**Article No.** :

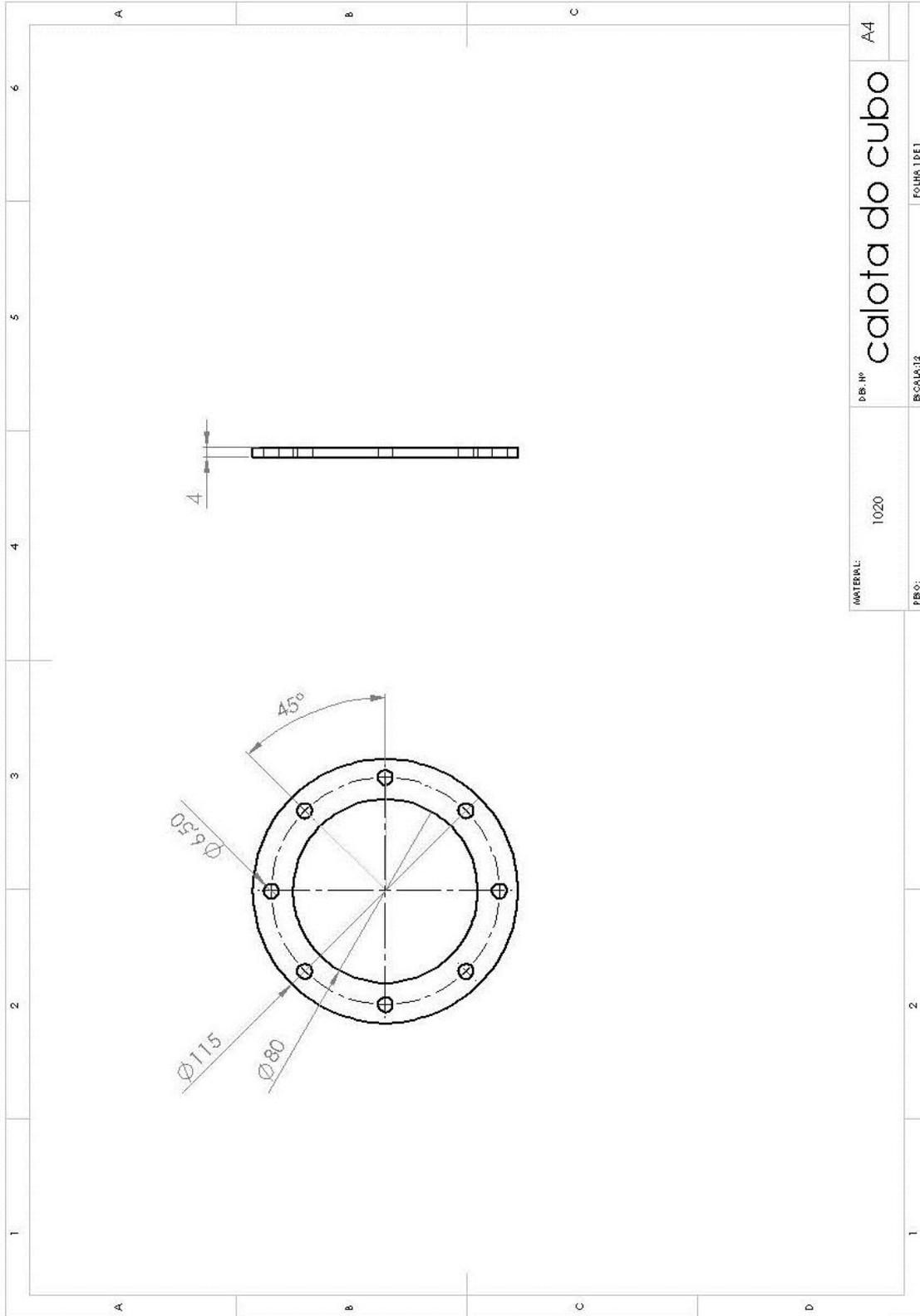
## DESENHOS TÉCNICOS E VISTAS DO PROJETO MECÂNICO DO PROTÓTIPO

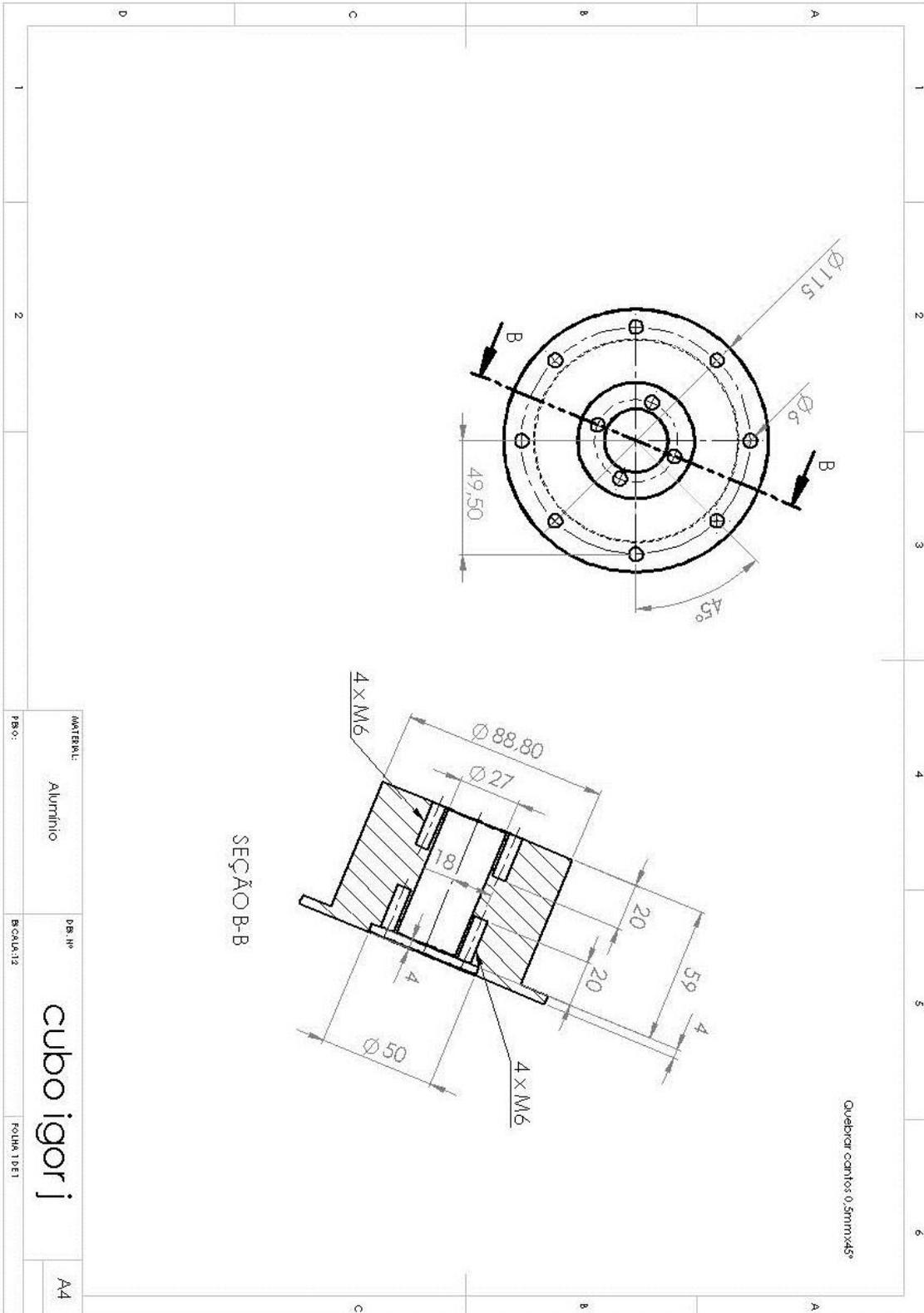






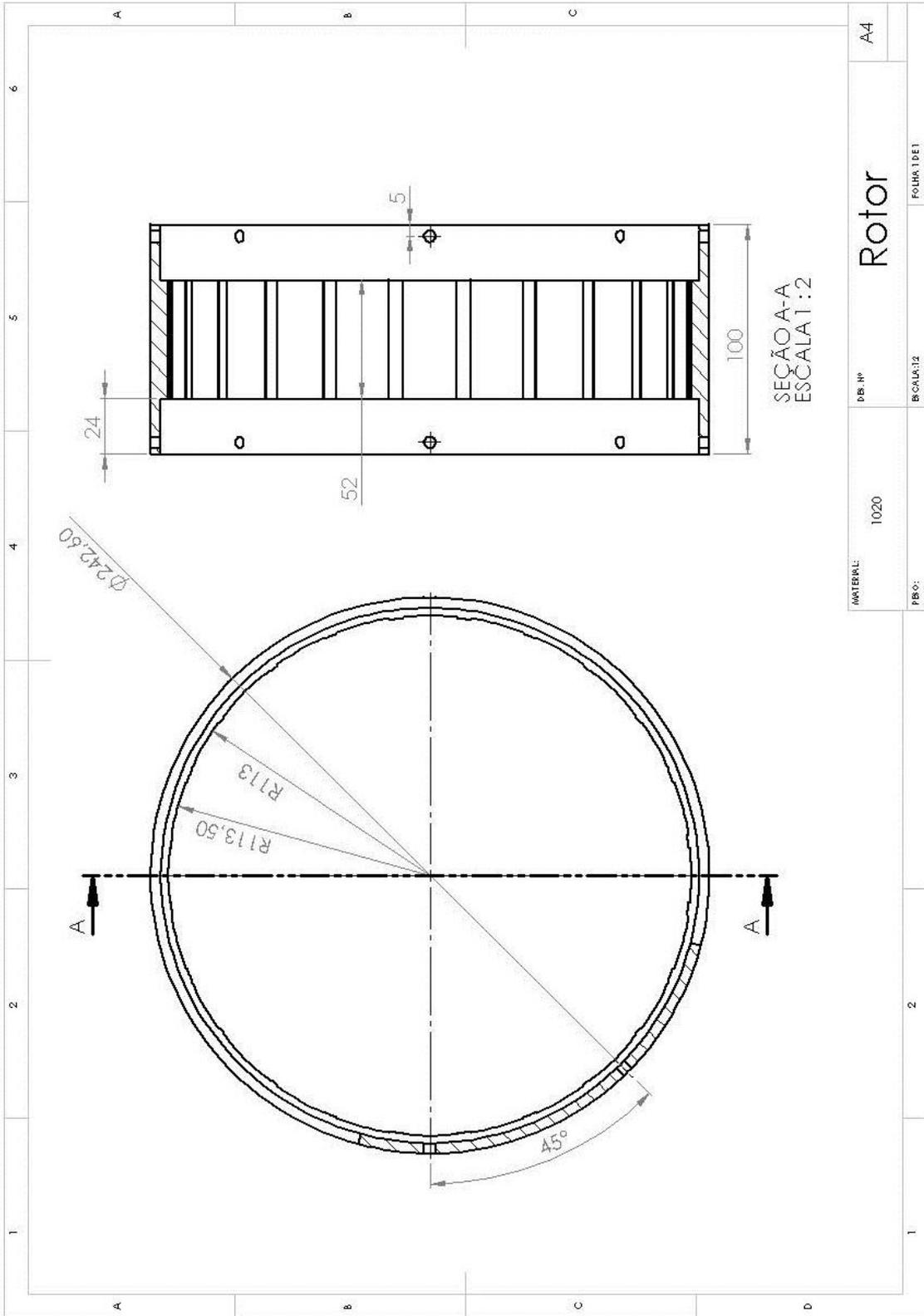






MATERIAL	Alumínio	SER. Nº	BOALA12	FOUNDA 1 DE 1	A4
PISO:					

cube igorji



MATERIAL:	1020	DB. Nº:	Rotor	A4
PB.º:		BCALA:12		FOLHA 1 DE 1

