FERNANDO HENRIQUE PISANI TEIXEIRA

**Metodologia para projeto, construção e ensaios em máquina síncrona de imã
permanente - MSIP**

Dissertação de Mestrado apresentado à Escola de
Engenharia de São Carlos da Universidade de São
Paulo, para a obtenção do Título de Mestre em
Engenharia Elétrica.

Área de concentração: Engenharia Elétrica

Orientador: Prof. Dr. Diógenes Pereira Gonzaga

São Carlos

2006

Ficha catalográfica preparada pela Seção de Tratamento
da Informação do Serviço de Biblioteca – EESC/USP

T266m Teixeira, Fernando Henrique Pisani
Metodologia para projeto, construção e ensaios em
máquina síncrona de imã permanente - MSIP / Fernando
Henrique Pisani Teixeira. – São Carlos, 2006.

Dissertação (Mestrado) -- Escola de Engenharia de
São Carlos-Universidade de São Paulo, 2006.
Área: Engenharia Elétrica
Prof. Dr. Diógenes Pereira Gonzaga.

1. Motor síncrono de imã permanente. 2. Metodologia
de projeto. 3. Parâmetros do motor. 4. Motor de
indução monofásico. I. Título.

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **FERNANDO HENRIQUE PISANI TEIXEIRA**

Dissertação defendida e julgada em 18-08-2006 perante a Comissão Julgadora:

Prof. Associado **DIÓGENES PEREIRA GONZAGA (Orientador)**
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

APROVADO

Prof. Dr. **DARIZON ALVES DE ANDRADE**
(Universidade Federal de Uberlândia/UFU)

Aprovado

Prof. Dr. **MANOEL LUÍS DE AGUIAR**
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

Aprovado

Prof. Associado **HOMERO SCHIABEL**
Coordenador do Programa de Pós-Graduação em
em Engenharia Elétrica

Profª. Titular **MARIA DO CARMO CALIJURI**
Presidente da Comissão de Pós-Graduação da EESC

DEDICATÓRIA

A minha esposa, Debora, e minhas filhas, Ingrid e Amanda, agradeço a imensa paciência e gratidão pelo tempo e dedicação que dispensei em todo o processo de elaboração deste trabalho, para que este pudesse ser realizado o melhor possível.

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Doutor Diógenes Pereira Gonzaga, pela cooperação na realização deste trabalho e por todas as sugestões dadas para a sua melhoria, além de possibilitar a realização deste mestrado.

Ao Prof. Doutor José Roberto Boffino de Almeida Monteiro pelas sugestões e melhorias fornecidas para o desenvolvimento do trabalho.

Ao Prof. Doutor Manoel Luis de Aguiar pela imensa ajuda na elaboração deste trabalho.

Ao Rui Bertho que prontamente sempre se dispôs de seu tempo para a execução da parte prática deste trabalho.

Ao Mario Celso Gonella que trabalhando no projeto de simulação para acionamento deste motor, forneceu importantes dados para a execução do trabalho.

A todas as pessoas que participaram ou ajudaram direta ou indiretamente na execução deste trabalho, em especial ao Eng. Pedro Ferdinando Crnkovic Jr. “in memoriam”, que incentivou a realização deste curso e que auxiliou muito na sua execução, e ao Eng. Eduardo P. Baeta, gerente da Tecumseh do Brasil, pela sua colaboração.

Ao Valdecir José da Silva, que trabalhou em conjunto durante a construção de protótipos, assegurando a qualidade e finalização do trabalho.

RESUMO

TEIXEIRA, Fernando H. P. Teixeira. **Metodologia para projeto, construção e ensaios em máquina síncrona de imã permanente – MSIP**. 2006. 142 f. Tese (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos - Universidade de São Paulo, São Carlos, 2006.

A grande aplicação residencial de motores de indução monofásicos é em sistemas de refrigeração doméstica. O desenvolvimento de motores mais eficientes, associado ao controle de velocidade, fez com que, dentre os mais diversos tipos de motores, o motor síncrono de imã permanente tornasse objeto para a criação de uma metodologia de projeto, construção e realização de ensaios. Assim, para adequar o projeto do motor MSIP para substituição do motor de indução monofásico, foram feitos estudos de como aproveitar as laminações já existentes, através de definições das características básicas do estator e do rotor. O imã permanente a ser utilizado foi definido principalmente em função do custo do material e de suas propriedades magnéticas estarem adequadas à necessidade do projeto. O projeto magnético foi feito para maximizar o fluxo nos dentes, considerando as características construtivas e a curva de trabalho dos imãs. O projeto elétrico, a partir de um circuito equivalente do motor, permitiu explicar as relações de torque, corrente e tensão do motor MSIP, bem como a definição das bobinas do motor, quanto ao espaçamento destas entre as ranhuras, o cálculo do número de espiras e o diâmetro dos fios em função da área permitida pela ranhura da lâmina do estator. Com as informações obtidas após o cálculo do motor MSIP, passou-se a construção de um protótipo constituído pelo estator, rotor e um sistema de suporte que permitisse o levantamento dos parâmetros do motor. Os parâmetros necessários foram definidos levando-se em consideração a necessidade para o projetista do conversor elétrico, sendo estes dados utilizados em simulações computacionais para a determinação do projeto do acionador. Com isto, os ensaios do motor MSIP permitiram o levantamento dos seguintes parâmetros: resistência, indutância, curvas de tensão de fase e linha da eletromotriz por velocidade em diversas rotações, momento de inércia e atrito viscoso, concluindo assim a proposta deste trabalho, e finalizando a metodologia de projeto para o motor MSIP.

Palavras-chaves: motor síncrono de imã permanente, metodologia de projeto, parâmetros do motor, motor de indução monofásico.

ABSTRACT

TEIXEIRA, Fernando H.P. Teixeira. **Methodology for design, construction and testing on permanent magnet synchronous machine – PMSM**. 2006. 142 f. Thesis (Master's Degree) – Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, São Carlos, 2006.

A major residential application of single-phase induction motors is in domestic refrigeration. The development of more efficient motors, associated with speed control, has made that, among the most diverse types of electrical motors, the permanent magnet synchronous machine becomes an object of study for a design, construction and testing methodology. Therefore, to suit the PMSM design to replace the single-phase induction motor, studies were made on how to take advantage of existing laminations, through definitions of the basic characteristics of the stator and rotor. The permanent magnet used was defined mainly as a function of the cost of the material and its magnetic properties since they suit the design requirements. PMSM magnetic design was made to maximize the magnetic flow in the slots considering the constructive characteristics and the magnet curve. The electric design, starting from a motor equivalent circuit, allowed to explain torque, current and voltage of the PMSM motor, as well as the definition of the motor windings regarding their filling in the slots, the calculation of coil number and the wire diameter as a function of the area allowed by the stator lamination slot. With the information obtained after the PMSM motor calculation, a prototype construction was initiated consisting of the stator, rotor and a support system to allow determining the motor parameters. The required parameters were defined taking into account the need the designer of an electronic drive had. This data was used in computational simulations to determine the electronic driver design. After this, the motor testing allowed to identify the parameters, namely: winding resistance and inductance, various speed curves versus phase to phase and line voltage for back emf's, moment of inertia and viscous friction, thus completing this work proposal, finalizing the project methodology for PMSM motor.

Keywords: permanent magnet synchronous motor, design methodology, motor parameters, single-phase induction motor.

LISTA DE GRÁFICOS

Gráfico 1.1. Consumo de Energia Elétrica.	21
Gráfico 1.2. Divisão do consumo de energia residencial no Brasil.	22
Gráfico 1.3. Divisão do consumo de energia residencial mercado americano.	22

LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1 – Coeficiente de temperatura reversa e Temperaturas Curie.	59
Tabela 6.1 – Dados geométricos da lâmina do estator	70
Tabela 6.2 – Dados da configuração do estator.	71
Tabela 6.3 – Informações técnicas do Ferrite.	73
Tabela 6.4 – Definição dos ímãs utilizados.	75
Tabela 6.5 - Sistema AWG para bitola de fios.	82
Tabela 8.1 – Cálculo da velocidade do motor a partir da figura da tensão induzida	94
Tabela 8.2 – Cálculo da velocidade do motor a partir da figura da tensão induzida	95
Tabela 8.3 – Cálculo da velocidade do motor a partir da figura da tensão induzida	96
Tabela 8.4 – Cálculo da velocidade do motor a partir da figura da tensão induzida	98
Tabela A.1 – Faixa de aplicação dos compressores com temperaturas de evaporação	114

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1. Esquema do motor de corrente contínua elementar.	27
Figura 2.2. Motor de ímãs permanentes.	28
Figura 2.3. Fluxo magnético concatenado em função da posição angular θ .	29
Figura 2.4. Força eletromotriz induzida versus posição angular θ .	29
Figura 2.5. Corrente fornecida pelo conversor na bobina em função de θ .	30
Figura 2.6. Torque versus posição angular θ .	30
Figura 2.7. Motor com 3 bobinas.	31
Figura 2.8. Representação do torque produzido pelo fluxo concatenado de cada bobina.	31
Figura 2.9. Esquema dos Torques no motor DC.	32
Figura 2.10. Ripple de Torque.	33
Figura 2.11. Estágios de excitação das bobinas de um motor 3Φ .	33
Figura 2.12. Região de Operação na curva de Torque versus velocidade de rotação.	39
Figura 2.13. Corrente de partida de um motor de indução a tensão nominal.	40
Figura 2.14. Comparação dos pacotes de lâminas e condutores entre o MSIP e o monofásico.	41
Figura 2.15. Eficiências em motores fracionários - MSIP e indução.	42
Figura 3.1. Alimentação por 3 fios: (a) Compressor hermético com terminais de alimentação (b) Detalhe do Terminal hermético (12).	44
Figura 3.2. Lâmina padrão do estator.	45
Figura 3.3 Comparação entre estatores de 2 e 4 pólos em termos de quantidade de cobre.	46
Figura 3.4. Esquema em corte do motor em análise.	48

Figura 3.5. Rotor do tipo exterior de 4 pólos, retirada da tese “ Efficiency Investigation of exterior rotor Brushless DC Machine by three –dimensional Magnet flux analisys”.	48
Figura 3.6. Rotor do tipo exterior de 2 pólos, (13).	49
Figura 3.7. Imã em forma de arco.	49
Figura 3.8. Região entre duas ranhuras do estator–Secção do dente do estator.	50
Figura 3.9. Forma dos imãs do rotor.	51
Figura 3.10. Curva de histerese genérica. Fonte:HITACHI METALS AMERICA, LTD., Divisão de materiais magnéticos.	52
Figura 4.1. Curvas magnéticas de chapa de aço elétrico: (a) Perdas por indução (b) Permeabilidade por indução. Fonte: Usiminas.	54
Figura 4.2. Curvas de desmagnetização de imãs e sua evolução.	55
Figura 4.3. Curva de Fluxo x F. M. M.	56
Figura 4.4. Curva de trabalho e linha de carga do imã.	57
Figura 4.5. Curva mostrando desmagnetização do imã.	58
Figura 4.6. Características de imãs de ferrite em função da temperatura.	59
Figura 5.1. Circuito trifásico equivalente do motor MSIP.	61
Figura 5.2. Esboço da curva de Velocidade angular x Torque.	62
Figura 5.3. Distribuição das bobinas nas ranhuras.	63
Figura 5.4. Nova distribuição com espaçamento de 5 ranhuras entre bobinas.	64
Figura 5.5. Esquema planificado das bobinas.	64
Figura 6.1. Geometria lâmina estator: (a) identificação da geometria da lâmina (b) identificação da geometria da ranhura do estator.	69
Figura 6.2 (a) Lâmina padrão do estator e (b) detalhe de ranhuras e dentes.	70
Figura 6.3. Foto do estator do motor MSIP.	72

Figura 6.4. Detalhes das bobinas de fase do estator.	72
Figura 6.5. Detalhes internos do estator.	73
Figura 6.6. Curvas de ímãs de ferrite.	74
Figura 6.7. Diversas vistas dos ímãs de ferrite.	75
Figura 6.8 Rotor fabricado com lâminas estampadas de chapa de aço.	77
Figura 6.9 Fixação dos ímãs no rotor.	77
Figura 6.10. Detalhes do rotor em sua forma final.	78
Figura 6.11 Área de ranhuras e dentes.	80
Figura 6.12 Área total dos dentes.	81
Figura 7.1. Estator: (a) Laminação (b) Estator fabricado.	83
Figura 7.2. Rotor após a usinagem.	84
Figura 7.3 (a) Ímã em forma de arco (b) Fixação dos 4 ímãs no rotor.	84
Figura 7.4. Dispositivos para montagem da carcaça do motor.	85
Figura 7.5. Detalhes de furação nas peças de alumínio.	85
Figura 7.6. Vistas do dispositivo de apoio do motor.	86
Figura 7.7. Componentes do motor MSIP.	86
Figura 7.8. Adaptador furadeira / motor.	87
Figura 7.9. (a) montagem final do motor; (b) Ponta do eixo do motor.	88
Figura 8.1. Circuito equivalente do motor para levantamento da indutância menos a mútua.	90
Figura 8.2. Circuito para medição da indutância das bobinas.	90
Figura 8.3. Esquema do enrolamento trifásico do estator.	92
Figura 8.4. Tensão de fase da força eletromotriz a 377 rpm.	92
Figura 8.5. Tensão de linha da força eletromotriz a 377 rpm.	93
Figura 8.6. Tensão de fase da força eletromotriz a 377 rpm.	94

Figura 8.7. Tensão de fase da força eletromotriz a 1240 rpm.	94
Figura 8.8. Tensão de linha da força eletromotriz a 1240 rpm.	95
Figura 8.9. Tensão de fase da força eletromotriz a 1630 rpm.	96
Figura 8.10. Tensão de linha da força eletromotriz a 1630 rpm.	96
Figura 8.11. Tensão de fase da força eletromotriz a 2285 rpm.	97
Figura 8.12. Tensão de linha da força eletromotriz a 2285 rpm.	97
Figura 8.13. Figura representativa do Rotor e eixo através de um cilindro maciço	100
Figura A.1. Primeiras geladeiras, séc. XIX.	108
Figura A.2. Compressor Hermético.	111
Figura A.3. Compressor alternativo.	111
Figura A.4. Compressor do tipo parafuso.	112
Figura A.5. – Compressor Rotativo de Palhetas.	112
Figura A.6. – Compressor Centrífugo.	112
Figura A.7. Curva Torque imposta pelo conjunto mecânico versus Posição do rotor do compressor alternativo.	113
Fig. A8 – Selo de Qualidade do PROCEL.	116
Fig. A9 – Tubo capilar.	117
Figura A.10. Válvulas de Expansão.	118
Figura A.11. Evaporadores.	119
Figura A.12. Evaporadores.	119
Figura A.13. Esquema de funcionamento da refrigeração.	120
Figura A.14. Componentes do refrigerador.	121
Figura A.15. Circuito de refrigeração.	122
Figura B.1. Esquema do motor de indução monofásico.	125

Figura B.2. Enrolamento de estator: bobina principal e auxiliar.	125
Figura B.3. Rotor Gaiola de Esquilo.	126
Figura B.4. Gaiola de Esquilo de alumínio do rotor.	126
Figura B.5. Partida por resistência: (a)Esquema, (b) Formas de ondas da corrente e (c) diagrama fasorial das correntes.	128
Figura B.6. Partida com capacitor de partida em série com auxiliar: (a)Esquema, (b) Formas de ondas da corrente e (c) diagrama fasorial das correntes.	129
Figura B.7. Partida com capacitor permanente em série com auxiliar: (a)Esquema, (b) Formas de ondas da corrente e (c) diagrama fasorial das correntes.	130
Figura B.8. Curvas de Torque versus velocidade para motores de indução monofásicos de mesmo tamanho em função da carga.	131
Figura C.1. Formas de onda da FCEM: (a) FCEM senoidal (b) FCEM trapezoidal.	133
Figura C.2. Esquema do conversor.	136
Figura C.3. Circuito de onda completa trifásico.	138
Figura C.4. Formas de onda das correntes e seqüência de chaveamento (7).	139

LISTA DE SÍMBOLOS

e	Tensão eletromotriz
e_a, e_b, e_c	Tensão eletromotriz de fase
V_{ab}, V_{bc}, V_{ca}	Tensão eletromotriz de linha
φ	Fluxo magnético
θ	Ângulo de deslocamento
ω_m	Velocidade angular mecânica em rad/s
ω_{rpm}	Velocidade angular mecânica em rpm
T	Torque do motor
N	Número de espiras
B	Densidade de fluxo magnético
ℓ	Comprimento do rotor
r	Raio do rotor
I	Corrente do motor
k_e	Constante elétrica do motor
k_t	Constante de torque do motor
V_{CC}	Tensão CC aplicada ao motor
R	Resistência da bobina
R_a, R_b, R_c	Resistência da bobina de cada fase
V_b	Tensão de queda dispositivo de chaveamento
ω_{NL}	Velocidade mecânica sem carga
T_{LR}	Torque na condição de partida
E	Energia

T_l	Carga do motor
t_{op}	Tempo de operação do motor
η	Eficiência do motor elétrico
I_{dmag}	Corrente de desmagnetização
p	Número de pares de pólos
a	Número de caminhos paralelos
L_m	Espessura do ímã na direção de magnetização
g	Entreferro
H_d	Máximo campo magnético coercivo suportado pelo ímã antes de sua desmagnetização
z_c	Número total de condutores efetivos pelos quais circula corrente ao mesmo tempo
Z	Número total de condutores
ϕ	Fluxo Magnético
B_r	Densidade de fluxo magnético remanente do ímã
A_m	Área do pólo magnético
F_c	Força magneto motriz
H_c	Campo coercivo do ímã
α_{Br}	Coeficiente de temperatura reversa
t	Temperatura
L	Indutância da bobina
$\alpha_{máx}$	Distância em ranhuras entre bobinas
PMI	Próximo menor inteiro

N_{ranh}	Número de ranhuras do estator
φ	Fluxo concatenado pela bobina
ϕ_g	Fluxo no entreferro
L_n	Largura do núcleo do estator
H_{est}	Altura de pacote do estator
N_{ph}	Número de espiras por fase do motor
$D_{máx}$	Diâmetro máximo do fio esmaltado
A_{ranh}	Área da ranhura
F_{ranh}	Fator de preenchimento
CMV	Comprimento médio de uma volta da bobina em mm
R_{mm}	Ohms por mm para o fio utilizado no motor
D_e	Diâmetro externo estator
D_i	Diâmetro interno estator
D_{sr}	Diâmetro sobre a ranhura do estator
L_{dente}	Largura do dente
$A_{ranhura}$	Abertura da ranhura
PC	Coeficiente de permeância
D_r	Diâmetro do rotor sem os imãs
A_{rd}	Área de ranhura e dente do estator
Ad	Área dos dentes
Zm	Impedância da mútua
Vm	Tensão na bobina gerada pela mútua
Im	Corrente na bobina gerada pela tensão de mútua

X_L	Impedância da bobina
M	Mútua da bobina
J	Momento de inércia
m	Massa do cilindro
r	Raio do cilindro
τ	Constante de tempo
k_v	Atrito viscoso

SUMÁRIO

1 Introdução	21
2 O motor síncrono de imã permanente – MSIP	25
2.1 Introdução	25
2.2 Definições do motor MSIP	26
2.3 Funcionamento do motor MSIP	27
2.4 Chaveamento das bobinas	33
2.5 O funcionamento do motor MSIP sem sensores	35
2.6 Características de torque e velocidade dos motores MSIP	36
2.7 Comparação do motor MSIP com motor de indução monofásico	39
3 Projeto das características básicas do motor	43
3.1 Definição das características básicas do estator	43
3.2 Definição das características básicas do rotor	47
3.3 Definição das características básicas do imã	50
3.4 A curva de histerese do imã	52
3.5 Características principais dos imãs para motor MSIP	53
4 Projeto magnético do motor	54
5 Projeto elétrico do motor	61
5.1 Circuito elétrico equivalente do motor MSIP	61
5.2 Distribuição das bobinas ao longo das ranhuras	63
5.3 Cálculo do número de espiras das bobinas	65
5.4 Cálculo do máximo diâmetro dos fios das bobinas	67
5.5 Cálculo da resistência elétrica dos fios das bobinas	67
6 Cálculos do motor MSIP para posterior construção	69
6.1 Dimensões da laminação do estator	69

6.2 Dimensões do ímã do rotor	73
6.3 Dimensões do rotor	76
6.4 Cálculo do número de espiras das bobinas do estator	78
6.5 Cálculo da bitola do fio das bobinas do estator	80
7 Resumo da construção do motor MSIP	83
7.1 Construção do estator	83
7.2 Construção do rotor	83
7.3 Construção do conjunto de suporte do motor	84
8 Levantamento dos parâmetros do motor	89
8.1 Resistência das bobinas do estator	89
8.2 Indutância do motor	89
8.3 Constante k_e e curvas de velocidade por tensão de linha e fase	91
8.3.1 Curvas na velocidade de 377 rpm	92
8.3.2 Curvas na velocidade de 1240 rpm	94
8.3.3 Curvas na velocidade de 1630 rpm	96
8.3.4 Curvas na velocidade de 2285 rpm	97
8.3.5 – Análise dos resultados	98
8.4 Momento de inércia do motor	100
8.5 Atrito viscoso do motor	100
9 Conclusão e trabalhos futuros	102
10 Referências bibliográficas	104
APÊNDICE A - Os sistemas de refrigeração	109
APÊNDICE B – O motor de indução atual Monofásico	126
APÊNDICE C – Acionamento dos motores MSIP	135

1 Introdução

O objetivo deste trabalho baseia-se no desenvolvimento de uma metodologia para projeto, construção e ensaios de um motor síncrono de imã permanente - MSIP, a partir de um motor de indução monofásico, já existente e aplicado em compressores herméticos para refrigeração.

Os sistemas de refrigeração são compostos de vários elementos, sendo o motor elétrico o principal responsável pelo consumo de energia elétrica.

Vários trabalhos científicos direcionados para a redução do consumo energético têm ocorrido nos últimos anos, visto que, a redução do consumo de energia se tornou uma das grandes preocupações do Brasil e também a nível mundial, estando diretamente relacionada com o crescente aumento de consumo de energia, em virtude do progresso industrial e social. A necessidade de novos projetos de motores tornou-se imprescindível para que novos patamares de eficiência de energia pudessem ser alcançados na aplicação em refrigeração doméstica. Mesmo uma pequena redução conseguida nesta aplicação de motores, o impacto dentro do consumo total será de grande importância, já que a energia residencial corresponde a 12% da energia consumida total (1), como pode ser visualizada no Gráfico 1.1:

Gráfico 1.1. Consumo de Energia Elétrica [Fonte: Ministério da Minas e Energia – Ano 2004].

Fazendo uma divisão de consumo de energia dentro da área residencial e comercial, pode-se constatar que os equipamentos de refrigeração, e consequentemente, os motores que os equipam, são os principais responsáveis pelo consumo (1), como pode ser visualizado nas figuras abaixo, no mercado brasileiro, Gráfico 1.2, e no mercado americano, Gráfico 1.3.

Gráfico 1.2. Divisão do consumo de energia residencial no Brasil.

Gráfico 1.3. Divisão do consumo de energia residencial mercado americano.

Por esta razão, os motores vêm ao longo dos anos sofrendo diversas evoluções tecnológicas, juntamente com a incorporação e o desenvolvimento de circuitos

eletrônicos, justamente com o objetivo de alcançar maiores eficiências energéticas. A introdução dos motores com controle de velocidade possibilita maior potencial de redução de consumo (1). Para os sistemas de refrigeração, trabalhar em velocidades menores que 3600rpm, obtém-se um ganho devido à eficiência do sistema de bombeamento do gás ser maior. Estas novas tecnologias estão sendo aplicadas, nos motores de indução já existentes, nos de ímãs permanentes ou de relutância variável, ou seja, nas aplicações em todos os segmentos de motores. Na área industrial, a utilização/desenvolvimento de acionamentos eletrônicos acoplados em motores de indução trifásicos é o que predomina atualmente na tecnologia de controle de velocidade e redução do consumo, praticamente substituindo todo o conjunto mecânico, hidráulico e os motores de corrente contínua, anteriormente utilizados.

Baseado nestas características e necessidades, o desenvolvimento do motor MSIP tornou-se o foco deste trabalho, pois além da possibilidade de apresentar maior eficiência energética, com a eletrônica acoplada para o seu acionamento e funcionamento, há o aproveitamento das vantagens do controle de velocidade. A definição do motor MSIP e o seu funcionamento serão explicados no capítulo 2.

A escolha deste motor foi definida com o objetivo de se obter o menor impacto possível no custo do motor, já que algumas alterações se fazem necessárias para adequar o projeto do motor de indução monofásico à configuração do MSIP. Os motores monofásicos são utilizados em larga escala, apresentando alta confiabilidade e robustez (2), assim o mínimo de alterações necessárias na sua fabricação tem relação direta do custo com o desenvolvimento do novo motor.

Assim, umas das principais vantagens no desenvolvimento do MSIP é a utilização da laminação do estator já existente, no qual foi necessária somente

alteração da forma de ligação das bobinas, como explicado no capítulo 3. Neste capítulo também serão definidos as características básicas do rotor e do imã a ser utilizado. Com relação aos imãs, item incorporado ao rotor, buscou-se o menor impacto no custo, utilizando-se assim, imãs de ferrite. Além disto, imãs com energias maiores gerariam a necessidade de reprojeto da laminação, para que assim as ranhuras pudessem suportar o elevado fluxo magnético. Já com os imãs de ferrite, devido ao menor valor de fluxo por pólo, se torna necessária a utilização de um elevado número de espiras por bobina, para compensar o baixo fluxo, e com isto, há o aparecimento de um elevado valor de indutância.

Nos capítulos 4 e 5, serão mostrados os projetos magnético e elétrico do motor, onde mais detalhadamente serão explicadas: a definição da distribuição das bobinas ao longo das ranhuras, o valor do número de espiras e diâmetro dos fios.

Já no capítulo 6, todos os cálculos para o projeto do motor serão realizados e após a definição de todas estas características, no capítulo 7 serão mostradas as etapas da construção do motor protótipo.

Por fim, no capítulo 8, serão realizados ensaios no motor para o levantamento dos parâmetros necessários para o projeto do circuito de acionamento eletrônico e trabalhos futuros que poderão ser realizados referentes a esta pesquisa.

Anexo a este trabalho, encontram-se informações sobre sistemas de refrigeração – APÊNDICE A, o motor de indução monofásico – APÊNDICE B e os circuitos eletrônicos de acionamento dos motores MSIP- APÊNDICE C.

2 O motor síncrono de imã permanente – MSIP

2.1 Introdução

Os motores de imã permanente vêm ao longo dos anos se destacando nas mais variadas aplicações, desde discos rígidos de computadores até aplicações especiais na aeronáutica e, ultimamente, ganhando espaço nos sistemas de refrigeração. Isto se deve, principalmente, aos grandes avanços na área de materiais magnéticos, devido aos imãs utilizados nestes motores e dos circuitos eletrônicos responsáveis pelo seu acionamento, (3). Associado a isto, o ganho de eficiência destes motores se destaca quando comparados com as outras tecnologias de máquinas elétricas.

Além disto, há outras razões inerentes a sua construção, que explicam o crescente aumento na utilização destes motores, as quais estão descritas abaixo (4):

- 1) Produção de Imãs permanentes cerâmicos em larga escala, com altos valores de energia magnética e permeâncias a um custo reduzido.
- 2) Componentes eletrônicos de estado sólidos mais confiáveis a altas temperaturas, com alta velocidade de chaveamento e alta densidade de corrente a um custo menor.
- 3) Novos materiais com alta força de adesão e colagem, utilizados na adesão do imã a superfície.
- 4) A evolução de programas computacionais permitindo a completa modelagem e reduzindo os custos de prototipagem.

Outra grande vantagem do motor MSIP é a possibilidade de controle de velocidade. Enquanto o motor de indução atual não utiliza circuitos eletrônicos, sua velocidade é restringida ao número de pólos do motor e a frequência da rede de alimentação (5). Assim, para motores de indução de 2 pólos e em 60 Hz, a

velocidade é inferior a 3600 rpm e em 50Hz, inferior a 3000rpm, devido ao seu escorregamento. Estes motores são projetados para desempenho máximo nestas velocidades, podendo apresentar no ponto nominal, uma eficiência do motor elétrico entre 55% a 65% e eficiência de 15 a 20% fora do ponto nominal, em função da utilização de um inversor de frequência (5). Assim, para o sistema de refrigeração, esta é uma das grandes limitações do motor de indução, trabalhando através de um controle liga-desliga. Com a possibilidade de trabalho em rotações menores que 3600 rpm, o motor MSIP apresenta ruído e vibração menores, além de poder ser projetado para trabalhar com eficiências maiores nestes pontos de velocidade inferior. No ponto nominal, possuem eficiência em torno de 75% e em outros pontos específicos de carga podem alcançar uma eficiência de 2 a 3 vezes maior quando comparado ao de indução. Estes dois pontos se destacaram na escolha do desenvolvimento do motor MSIP: o aumento da eficiência e a diminuição do ruído (5).

2.2 Definições do motor MSIP

Primeiramente, o motor síncrono de imã permanente é conhecido comercialmente, usando o termo em inglês, de “ BRUSHLESS DC MOTOR”. Como o próprio nome sugere, qualquer motor que não possua escovas, anéis coletores ou comutadores mecânicos para conexão com as bobinas do rotor podem ter esta definição. São denominados síncronos, pois o campo magnético do estator e rotor estão em sincronismo e estão girando mecanicamente na mesma velocidade angular do rotor. Complementando esta definição, o motor MSIP possui um rotor construído de tal maneira que contem pólos magnéticos pré-magnetizados resultantes de um material magnético de alta coercividade (2).

Mais detalhadamente, o motor MSIP é constituído de um estator(armadura) formado por bobinas e um rotor com os imãs permanentes. Aplica-se uma tensão CC primária nas bobinas através de um circuito composto de chaves de estado sólido, sendo o chaveamento das mesmas controlado pela posição do rotor, a qual pode ser identificada por sensores ou através de uma lógica de posicionamento do conversor elétrico (6).

2.3 Funcionamento do motor MSIP

Para se entender o seu funcionamento partimos do motor CC convencional, ou seja, considerando um motor com escovas. A maneira mais simples de visualizar este motor pode ser vista na Figura 2.1, a seguir:

Figura 2.1. Esquema do motor de corrente contínua.

Este tipo de motor é constituído de um rotor bobinado, onde na figura é representado por uma bobina somente, o qual está imerso em um campo magnético constante fornecido por um ímã permanente. No instante do alinhamento ou quando a bobina está na posição vertical, ocorre à inversão do sentido da corrente através do anel coletor, bipartido, para assim manter o mesmo sentido da rotação.

Fazendo uma equivalência para um motor CC convencional com comutador, considerando a bobina imersa em um campo gerado pelo estator, onde estão fixados os ímãs, temos esta configuração na Figura 2.2:

Figura 2.2. Motor de ímãs permanentes, (7).

A densidade de fluxo magnético do estator é constante e gerado pelos ímãs, sendo este motor de 2 pólos. O pólo norte é identificado pela área hachurada e o pólo sul indicado pela região escura na parte superior. A bobina está representada com um deslocamento θ em relação ao eixo horizontal. Quando θ é igual à zero ou 180° , temos que nenhum fluxo do campo magnético dos ímãs está atravessando a bobina, portanto neste instante o fluxo concatenado é zero. À medida que a bobina se movimenta e o ângulo θ aumenta, temos que o fluxo magnético concatenado pela bobina aumenta até atingir o valor máximo com 60° . A partir deste ponto, o fluxo começa a ter seu valor diminuído e ao atingir o espaço vazio entre os dois ímãs, ou seja, o *gap* entre os mesmos em 180° , seu valor é zero. A partir deste instante, ocorre a inversão do fluxo concatenado pela bobina e o seu valor aumenta até um valor máximo negativo. Isto pode ser visualizado na Figura 2.3, onde se tem a variação do fluxo em função da posição do rotor:

Figura 2.3. Fluxo magnético concatenado em função da posição angular θ .

Como se tem então uma bobina imersa em um campo magnético constante e girando a uma determinada velocidade, pela lei de Faraday, tem-se uma tensão gerada na bobina equivalente à taxa de variação do fluxo concatenado, sendo dado pela seguinte expressão:

$$e = \frac{d\varphi}{dt} = \frac{d\varphi}{d\theta} \frac{d\theta}{dt} = \omega_m \times \frac{d\varphi}{d\theta} \quad (1)$$

Onde ω_m é igual à velocidade angular, ou seja, a variação do ângulo θ em função do tempo. Partindo-se do gráfico da Figura 2.3, e calculando a derivada do fluxo pela posição angular, tem-se uma força eletromotriz constante quando há variação do fluxo e zero quando o fluxo é constante. Isto pode ser mais bem visualizado na Figura 2.4, onde a linha tracejada entre 60° e 120° e 240° e 300° representa a curva trapezoidal obtida:

Figura 2.4. Força eletromotriz induzida *versus* posição angular θ .

No motor CC, o comutador tem a função de fornecer corrente I com mesma polaridade da tensão da força eletromotriz e nos mesmos instantes, como mostrados na Figura 2.5:

Figura 2.5. Corrente fornecida pelo conversor na bobina em função de θ .

A potência total fornecida, desprezando-se as perdas, é o produto da tensão pela corrente, sendo esta potência elétrica transformada em potência mecânica pelo produto do torque pela velocidade angular. O torque obtido é então, unidirecional e pode ser representado como na Figura 2.6:

Figura 2.6. Torque versus posição angular θ .

Como se pode observar no gráfico acima, o torque produzido no motor representado anteriormente, o qual é constituído de uma bobina somente, não é constante, ou seja, apresenta regiões onde o torque é nulo. Os valores de torque ocorrem na posição da bobina onde ocorre variação do fluxo concatenado. Para contornar este problema, o motor é construído com 3 bobinas defasadas de 120° entre cada uma, o que consequentemente, fará com que o torque produzido também esteja defasado de 120° . Esta construção pode ser vista na Figura 2.7.

Os torques então produzidos por cada bobina e o torque total do motor, podem ser visualizados na Figura 2.8:

Figura 2.7. Motor com 3 bobinas (7).

Figura 2.8. Representação do torque produzido pelo fluxo concatenado de cada bobina.

Considerando o torque concatenado de cada fase $T_1=T_2=T_3=T$, temos a soma dos torques será constante e igual a $2T$, visualizado na Figura 2.9.

Na verdade, o funcionamento do motor MSIP se assemelha muito a este tipo de motor, porém com algumas modificações. Difere pela substituição dos comutadores do motor por um circuito eletrônico, conversor elétrico, que realiza a

operação de chaveamento baseado na informação do posicionamento do rotor e também pela montagem dos ímãs, os quais são colocados no rotor ao invés do estator.

Figura 2.9. Esquema dos Torques no motor DC.

A corrente fornecida pelo conversor para cada bobina deve ter a sua polaridade invertida ao longo de sua operação, não podendo ser aplicada diretamente uma tensão CC ao longo do tempo (8).

Assim, para que o torque do motor tenha sempre o mesmo sentido, as bobinas são energizadas / chaveadas em uma ordem seqüencial, sendo aplicada em uma bobina tensão positiva, a segunda bobina com tensão negativa e a outra bobina permanecendo desenergizada para cada instante de funcionamento. Esta é uma das principais características dos motores MSIP, ou seja, somente duas bobinas são energizadas ao mesmo tempo, sendo que a outra permanece desligada.

Esta análise foi feita considerando que as correntes são aplicadas e desligadas exatamente em determinadas posições do rotor, desprezando-se efeitos de relutância do motor, ou seja, a característica de não linearidade do torque foi desconsiderada.

Na prática não se obtém um torque idealmente constante, mais sim com certo *ripple* de torque em torno do valor máximo, podendo ser mais bem evidenciado girando o motor a baixas velocidades, com pode-se observar na Figura 2.10:

Figura 2.10. Ripple de Torque.

2.4 Chaveamento das bobinas

Conforme explicado anteriormente, a utilização do motor na configuração trifásica garante um torque relativamente constante. Esta configuração será utilizada no projeto do motor MSIP. Assim o chaveamento das bobinas deve ser em uma determinada ordem para a correta rotação e funcionamento do motor, como podemos visualizar na Figura 2.11, a qual mostra um ciclo completo de chaveamento das bobinas:

Figura 2.11. Estágios de excitação das bobinas de um motor 3Φ .

Cada estágio representa o acionamento de duas bobinas somente, mantendo a terceira bobina desenergizada. Este acionamento produz um campo semelhante ao de motores de passo, ou seja, um campo de intensidade constante, gerado pelas duas bobinas energizadas e girante pelo chaveamento seqüencial das bobinas.

2.5 O funcionamento do motor MSIP sem sensores

Um dos tipos de acionamento sem sensor corresponde à determinação do posicionamento do rotor pela força eletromotriz gerada na bobina que não está energizada. Esta tensão gerada é função basicamente de 3 fatores: do número de espiras da bobina, do fluxo magnético dos ímãs permanentes e da velocidade angular do rotor. Uma vez projetado e construído o motor, com a definição do número de espiras e o ímã a ser utilizado, somente a velocidade irá alterar o valor da força eletromotriz gerada na bobina. Quando o sinal da força eletromotriz passa de um valor positivo para negativo ou de negativo para positivo, ou seja, quando a tensão passa pelo zero, este é um ponto importante comumente chamado de *zero-cross*. Na prática, devido às características indutivas da bobina há um atraso quando a tensão passa pelo zero, mas isto pode ser compensado pelo circuito eletrônico que controla o chaveamento do motor. Esta passagem pelo zero é uma informação utilizada pelo conversor para estimar a velocidade e o posicionamento do rotor, e assim, realizar o chaveamento das bobinas. Já em operações com velocidade muito baixa, esta detecção sem sensor pode ser prejudicada pelo baixo valor de tensão gerado, (10). Para a partida destes motores, não é feita a verificação da tensão gerada na bobina, ou seja, não há realimentação para o conversor até uma velocidade pré determinada. A partir desta velocidade, a qual gera uma tensão suficiente para a detecção da passagem pelo zero, então o controlador passa a receber o sinal da força eletromotriz e assim detectar o posicionamento do rotor para o chaveamento das bobinas.

A vantagem deste tipo de acionamento é a diminuição dos custos do motor pela eliminação dos sensores do tipo Hall, facilitando também a construção do motor. Isto também se torna uma vantagem onde os motores serão aplicados, pois

ambientes com muita sujeira ou óleos podem prejudicar as leituras dos sensores, (9).

Atualmente, os diversos controladores de motores dos mais diversos fabricantes são projetados para acionar motores tanto no modo sem sensor quanto com a presença de sensores Hall. No apêndice C, uma breve descrição dos conversores elétricos para controle dos motores será mostrada.

2.6 Características de torque e velocidade dos motores MSIP

A curva de torque por velocidade exemplifica as características do motor MSIP, na qual podemos partir de uma análise da carga imposta ao motor, checar se o mesmo está adequado para o funcionamento.

Assim a principal análise a ser feita é para garantir que o motor terá força suficiente para a partida, até atingir o ponto de velocidade nominal, ou seja, o ponto de maior torque equivale à inércia do movimento, às forças de atrito e a própria exigência da carga e o ponto nominal equivalem ao ponto de torque nominal (18).

Basicamente, o torque do motor MSIP é definido pela seguinte expressão:

$$T \approx N.B.\ell.r.I \quad (2)$$

Por esta razão, temos que o torque é proporcional à corrente do motor, já que os parâmetros como número de espiras, fluxo do ímã, comprimento e raio do rotor não variam, uma vez definido o projeto. Agrupando os termos constantes da equação anterior, podemos definir o torque como sendo:

$$T = k_t.I \quad (3)$$

Como já vimos anteriormente, a tensão gerada pelo motor é proporcional à velocidade ω_m é dada pela seguinte expressão:

$$e = k_e \cdot \omega_m \quad (4)$$

Considerando o motor DC convencional, em uma bobina temos que a tensão total aplicada a ela será a soma da força eletromotriz, a queda de tensão na bobina pelo efeito resistivo, e a queda de tensão nos comutadores. Para o caso de motores com imã permanentes, a queda de tensão do comutador é substituída pela tensão de queda no transistor do conversor.

Assim a expressão será:

$$V_{cc} = e + R \cdot I + V_b \quad (5)$$

Para os cálculos, será considerado o valor de V_b igual à zero, já que seu valor quando comparado com a tensão V_{cc} é muito pequeno.

Para a velocidade na condição sem carga temos que a corrente será zero. Substituindo e na equação anterior temos:

$$\omega_{NL} = \frac{V_{CC}}{k_e} \quad (6)$$

Para o instante onde a velocidade é zero, ou seja, a corrente na condição de partida, temos que a tensão e será igual a zero (não há fluxo induzido) e neste instante o torque será:

$$T_{LR} = k_t \cdot \frac{V_{CC}}{R} = k_t \cdot I \quad (7)$$

A corrente assim é limitada basicamente pelas resistências das bobinas. Quando se tem corrente de rotor travado, com a corrente limitada pelas resistências das bobinas, este valor de corrente deve ocorrer por um período breve, pois com o aquecimento do motor, temperaturas altas podem ocasionar desmagnetização dos imãs ou derretimento da isolamento do motor.

A curva de torque *versus* velocidade de rotação, que mostra a região de operação é mostrada na Figura 2.12, indica que se o torque da carga aumentar para uma reta com tensão constante, por exemplo, V_1 , a velocidade irá diminuir, caso fosse mantido a tensão de alimentação V_{cc} constante. Pela equação (5), ocorre aumento do valor da queda de tensão $R \cdot I$, o qual é compensado pelo controlador com o aumento da tensão V_{cc} fornecida na mesma proporção, mantendo, assim, a tensão e constante e, conseqüentemente, a velocidade. Assim, o motor passa a trabalhar em uma curva de tensão V_2 com valor maior que V_1 .

Então, no gráfico temos uma área chamada de zona contínua de operação, onde o torque permanece constante até um determinado valor de velocidade. A partir de determinada velocidade, com o aumento da força eletromotriz e até o máximo valor de V_{cc} que pode ser fornecido pela fonte, ocorre então diminuição do torque do motor pela diminuição da corrente.

Para analisar o efeito da corrente e torque em função da resistência, isolamos a corrente na equação (5), considerando também a queda nos comutadores igual a zero:

$$I = \frac{V_{cc} - e}{R}$$

Assim, com alteração do valor das resistências das bobinas, o valor da corrente será alterado proporcionalmente. Como o torque é proporcional a corrente pela equação (3), este será também alterado, modificando assim a inclinação da curva de torque por conjugado. Importante é destacar que estas retas, da curva de torque do motor *versus* velocidade em diversas tensões, foram consideradas para um motor ideal, sem os efeitos principalmente das indutâncias das bobinas que causam distorções em altas velocidades.

Figura 2.12. Região de Operação na curva de Torque *versus* velocidade de rotação.

2.7 Comparação do motor MSIP com motor de indução monofásico

Como o objetivo deste trabalho é a construção de um motor com ímã permanente a partir de um motor de indução monofásico, uma comparação entre estes motores é feita analisando determinadas características.

Dentre os motores de indução existentes atualmente, os mais eficientes são os que utilizam capacitor permanente ligado em série com a bobina auxiliar (ver APÊNDICE – B). Porém, estes motores possuem uma característica de velocidade por torque/eficiência não linear, não garantindo torque suficiente em toda a faixa de velocidade. Quando se trabalha em diversas velocidades, os motores MSIP apresentam maior linearidade tanto na curva de torque, quanto na de eficiência, tornando uma vantagem quando o objetivo é de se obter o melhor desempenho. Além disto, os motores de indução tendem a ser mais ruidosos quando comparados com os motores de ímã permanente, (11). Devido a isto, quando o projeto exige a melhor eficiência e o menor ruído, os motores MSIP são mais adequados.

No sistema de refrigeração, o compressor é equipado com motor de indução, sendo ligado o motor ao atingir um valor de temperatura determinado pelo termostato, e o desligado quando a temperatura desejada é alcançada. Desta forma, o motor funciona na velocidade de 3550 rpm sendo desligado abruptamente após atingir a temperatura pré-estabelecida. O ruído gerado neste tipo de funcionamento é muito maior quando comparado à partida de um motor com aceleração e desaceleração em rampa. Além disto, o constante liga-desliga dos motores de indução faz circular no instante da partida uma corrente muito elevada, o que pode também provocar falha na partida do compressor devido à queda de tensão. Isto pode ocorrer caso o sistema de tensão de alimentação não esteja devidamente dimensionado, (11).

Abaixo, a Figura 2.13 exemplifica a corrente de partida de um motor monofásico de potência nominal de 150W, mostrando o valor elevado da corrente quando comparada com a corrente nominal, (11):

Figura 2.13. Corrente de partida de um motor de indução a tensão nominal.

Já nos motores que utilizam aceleração em rampa, este pico de corrente não ocorre.

Outra característica que diferencia o motor MSIP do motor de indução monofásico é com relação ao seu tamanho, pois nos motores com ímãs permanentes, o seu tamanho é menor, quando comparado aos motores de indução. Isto ocorre devido aos altos valores de densidade de fluxo dos ímãs, capazes de produzir alto torque com um diâmetro de rotor relativamente pequeno. Isto produz uma elevada relação de torque por inércia/potência por volume. Já o motor de indução, o fluxo do rotor é produzido pela indução do campo gerado pelo estator. A figura 2.14 ilustra a diferença de tamanhos entre os motores.

Figura 2.14. Comparação dos pacotes de lâminas e condutores entre o MSIP e o Monofásico.

Nesta figura, pode-se perceber o tamanho do pacote do estator menor e as cabeças de bobinas reduzidas no motor MSIP, quando comparado com o de indução para aplicação em uma mesma carga.

Outra característica dos motores MSIP é que trabalham com eficiências maiores quando comparados aos de indução e os motores DC com comutadores e escovas. Isto pode ser visualizado na Figura 2.15, onde há uma comparação entre as eficiências de diferentes potências de motores.

Figura 2.15. Eficiências em motores fracionários - MSIP e indução.

Sendo aplicado nos sistemas de refrigeração, os motores MSIP apresentam melhoria no consumo de energia e da estabilidade das temperaturas em virtude da resposta mais rápida do motor às variações de temperatura devido à variação da carga, (11). Uma relação básica para o consumo de energia pode ser descrita na seguinte expressão:

$$E = \frac{T_l \cdot t_{op}}{\eta} \quad (8)$$

Assim, para se reduzir o consumo de energia, pode-se reduzir a carga imposta pelo sistema ao motor, reduzir o tempo de operação ou pela utilização de um motor mais eficiente. Outra vantagem do motor MSIP é a de possuir baixa inércia, alcançando-se melhores respostas dinâmicas com relação aos motores de indução.

3 Projeto das características básicas do motor

Algumas características do estator, rotor e imã a serem empregados, foram classificadas como básicas devido, no caso do estator e rotor, à utilização de uma laminação já existentes proveniente do motor de indução monofásico. No caso do imã, temos materiais magnéticos já desenvolvidos no mercado que atendem a aplicação e suas dimensões foram definidas em função do rotor empregado.

3.1 Definição das características básicas do estator

O número empregado de ranhuras foi definido a partir da configuração atual da laminação do estator proveniente do motor de indução monofásico, sendo composta de 24 ranhuras, todas com áreas iguais, distribuídas uniformemente ao longo da laminação. Com 24 ranhuras é possível obter um preenchimento elevado e conseqüentemente diminuição das oscilações da força eletromotriz, reduzindo o ruído do motor, diminuindo as perdas e aumentando o torque desenvolvido. A formação do pacote será a mesma já utilizada no processo de fabricação do motor de indução, ou seja, as lâminas formam um pacote de altura definida pelo projeto do motor, sendo fixas através de um método de colagem, chamado de “bonderização”.

Outra importante definição é a necessidade de empregar somente três fios para a alimentação do motor. Isto se deve ao motor de indução ser empregado em compressores herméticos, os quais, devido ao projeto da carcaça e da necessidade do motor de indução já empregado, utilizam somente três terminais. Os compressores herméticos possuem o motor inserido em uma carcaça de aço, sendo a alimentação elétrica do motor com o ambiente externo feita através de um terminal hermético. Este terminal possui três conexões, o que impõe a utilização de um motor na configuração trifásica sem acesso ao neutro. Na Figura 3.1, pode ser visto o

compressor hermético com os terminais de alimentação e detalhe do terminal hermético.

(a)

(b)

Figura 3.1. Alimentação por 3 fios: (a) Compressor hermético com terminais de alimentação (b) Detalhe do Terminal hermético (12).

Devido a isto, configuração é a trifásica, com a distribuição das bobinas ao longo das 24 ranhuras. Além disto, há a melhor utilização do cobre, aço, materiais magnéticos e os sistemas de isolamento de motor, pois a configuração trifásica requer menor quantidade destes materiais para uma determinada potência de saída, além de outros fatores a serem citados posteriormente, (7).

Um maior número de fases implicaria num novo projeto de carcaça do compressor para adequação a um novo terminal hermético com maior número de

ligações, aumentando também assim o custo do projeto. Podemos ter a ligação estrela ou triângulo das bobinas, sendo que o acionamento do circuito eletrônico para ambas as ligações é o mesmo.

Assim, na configuração trifásica, teremos também o circuito controlador com 6 transistores, sendo que um número maior de fases implicaria na utilização de mais de 6 transistores, podendo diminuir a confiabilidade do sistema.

A figura da lâmina do estator empregada pode ser visualizada na Figura 3.2.

Figura 3.2. Lâmina padrão do estator.

A configuração trifásica pode ser utilizada nos equipamentos empregados na linha de produção dos motores de indução monofásicos. Devem ser reprogramados para a configuração trifásica, sendo que as máquinas de bobinagem, inseridoras e prensas necessitam ajustadas para a fabricação nesta configuração.

Assim, com a limitação de utilização de somente três terminais, o conversor elétrico deve ser projetado para trabalhar no modo sem sensor, já que o acesso ao motor é feito somente através de suas bobinas. Com relação ao número de pólos do motor, sua análise é muito importante, pois definirá o encurtamento das bobinas do motor. Na Figura 3.3, podemos visualizar o comprimento da bobina na parte externa

das ranhuras num motor com 2 pólos é basicamente o dobro do que num motor de 4 pólos:

Figura 3.3 Comparação entre estatores de 2 e 4 pólos em termos de quantidade de cobre.

Esta é uma característica que diminuiu as perdas no cobre e facilita o processo de fabricação do motor. Uma comparação feita com dois motores de 200W, sendo um motor de 2 pólos e o outro motor de 4 pólos, mostra que a eficiência para o motor de 4 pólos é aproximadamente de 2 a 4 % maior (11). Esta análise foi feita considerando as mesmas dimensões externas do motor. Outra melhoria esperada para o motor de 4 pólos é a redução da compensação da corrente CC que pode aumentar em função da variação do torque de carga. Estas correntes aumentam as perdas totais tanto no inversor quanto no motor (11).

Para a velocidade de trabalho para este projeto, o emprego de motores de 4 pólos requer menor velocidade de chaveamento, resultando numa frequência de trabalho dos transistores inferior. Isto é importante porque quanto maior for esta frequência, maior serão as perdas nos dispositivos eletrônicos e as perdas por histerese do ferro. Quando se deseja trabalhar a velocidades mais baixas com relativo torque constante, aumenta-se o número de pólos do motor para a compensação da oscilação do torque.

A partir dos pontos observados acima, o número de pólos definido para este projeto é igual a 4. Para que cada fase tenha uma configuração de 4 pólos, serão necessárias 4 bobinas ligadas em série, sendo cada fase ligada na configuração estrela. Assim definiram-se as características básicas do estator, relatados a seguir:

- Utilização da laminação já existente com 24 ranhuras
- A ligação das bobinas será trifásica em estrela
- O número de pólos igual a 4.
- Cada fase terá 4 bobinas.

3.2 Definição das características básicas do rotor

Basicamente a classificação do rotor quanto à construção com os ímãs permanentes pode ser dividida em 2 tipos, (7):

1) Rotor do tipo interior – o rotor é interno com relação à montagem com o estator. É uma configuração muito comum para servo sistema, devido à baixa inércia do rotor, o que possibilita altas velocidades em pequeno intervalo de tempo. É a configuração que mais se assemelha à montagem do motor de indução monofásico, e por esta razão, foi à montagem definida para o rotor deste projeto. Este tipo de montagem pode ser visualizado na Figura 3.4. Neste tipo de configuração, o maior cuidado que deve ser tomado é com a retenção dos ímãs, pois dependendo da velocidade, somente a utilização de um tipo especial de adesivo não é suficiente para reter os ímãs e evitar que os mesmos se desprendam do rotor. Para estes casos, é indicado o uso de um tipo de caneca montada na superfície dos ímãs que evitam o desprendimento.

Figura 3.4. Esquema em corte do motor em análise.

2) Rotor do tipo exterior, nesta montagem, o rotor é externo ao estator, sendo empregado em situações para alta inércia, em que se deseja obter velocidades bem constantes a rotações médias e altas. Normalmente são aplicados em ventiladores, sopradores e uma aplicação muito utilizada para este tipo de configuração é a empregada em disco rígido de computadores. Na Figura 3.5 este tipo de motor pode ser visualizado.

Figura 3.5. Rotor do tipo exterior de 4 pólos.

Outra configuração de ranhuras do estator pode ser visualizada na Figura 3.6. Este tipo de motor consiste basicamente de uma caneca de aço fixa ao eixo da carga, sendo que na parte interna da caneca os ímãs sinterizados, normalmente em forma de arco, são fixados através de um adesivo. Neste caso, a própria rotação do motor ajuda a assegurar a fixação dos ímãs na caneca do rotor devido à reação da força centrípeta. Uma desvantagem deste motor é que, como sua aplicação é

adequada para cargas de alta inércia, o seu balanceamento deve ser feito de forma criteriosa para evitar vibrações e ruído.

Figura 3.6. Rotor do tipo exterior de 2 pólos, (13).

Como o motor de indução monofásico atual utiliza o rotor interno ao estator, a configuração idealizada para o projeto do mesmo tipo, pois há maior facilidade para a sua construção e o impacto do custo será menor. O ímã deverá ter forma de arco para que seja fixo a parte externa do rotor. Como o número de pólos para o estator já havia sido definido em 4, o rotor deve apresentar a mesma estrutura magnética, ou seja, será necessária a construção de um rotor de 4 pólos, idealizado por 4 ímãs, sendo 2 ímãs com a face externa polarizada magneticamente, por exemplo, como NORTE e a face interna polarizada magneticamente como SUL. Os outros 2 ímãs deverão ser magnetizados de forma contrária com relação à face externa e interna. Assim a configuração de um dos ímãs do rotor ficará conforme a Figura 3.7.

Figura 3.7. Ímã em forma de arco.

Assim definiram-se as características básicas do rotor, relatadas a seguir:

- Rotor do tipo interior
- O número de ímãs será igual a 4.

3.3 Definição das características básicas do ímã

Os principais tipos de ímã existentes atualmente são: alnico, ferrite, samário cobalto ou neodímio-ferro-boro, onde a energia magnética aumenta respectivamente. Contudo, o custo tanto de fabricação como do material, dos ímãs de terras raras, NdFeB e o SmCo, ainda os tornam de difícil aceitação. Assim, como regra para seleção do ímã a ser utilizado, o material escolhido deve ser o que possui a melhor propriedade magnética a um custo condizente para o projeto, sendo que o ímã do tipo Ferrite é o que se enquadra melhor na aplicação deste motor. Além disto, a forma da laminação deste motor, a partir do motor de indução, impõe uma área de secção transversal do dente muito estreita o que implica que a utilização de ímãs de maior energia saturaria rapidamente o ferro, não utilizando assim todo o potencial do ímã empregado.

Figura 3.8. Região entre duas ranhuras do estator – Secção do dente do estator.

A forma do ímã já foi definida, já que o rotor será do tipo interior, onde os ímãs possuem formato de arco e fixos na superfície externa do rotor. As dimensões dos ímãs serão discutidas detalhadamente nos capítulos seguintes. Com o objetivo de aumentar a área magnética e o fluxo magnético resultante, pode-se utilizar ímãs com

altura maior que o pacote do estator, até o limite de no máximo a espessura do imã para cada lado do mesmo.

A Figura 3.9 ilustra o formato do imã em arco e a indicação de sua altura.

Figura 3.9. Forma dos ímãs do rotor.

Sobre a espessura do entreferro de ar, esta pode ser dividida em 3 principais categorias de valores, sendo de 0,13mm até 0,25mm para motores de baixa potência, entre 0,38 mm a 0,51m para motores médios e 0,64mm a 0,89mm para motores de alta potência (14). A partir da definição do entreferro, pode-se estimar o valor da espessura do imã de até 10 vezes a do entreferro. Alguns autores sugerem que esta espessura possa permitir a desmagnetização do imã nas extremidades dos pólos, porém a máxima corrente fornecida pelo circuito eletrônico deve ser dimensionada para evitar a desmagnetização dos ímãs em qualquer região (7). Assim o valor da corrente máxima que pode ser aplicada no estator fornecendo o máximo de fluxo até que ocorra a desmagnetização dos ímãs pode ser dada pela expressão (9):

$$I_{_dmag} = 2,02 \cdot \frac{4p \cdot a \times (L_m + g) \cdot Hd}{z_c} \quad (9)$$

3.4 A curva de histerese do imã

A curva de histerese do material magnético representa as características mais importantes destes materiais, pois descrevem a relação entre a densidade de fluxo magnético e o campo aplicado. Esta está representada na Figura 3.10:

Figura 3.10. Curva de histerese genérica. Fonte: HITACHI METALS AMERICA, LTD.
Divisão de materiais magnéticos.

Estas características dos imãs são:

1) B_r = Este é o valor da indução remanente, ou seja, quando o campo magnético H aplicado é zero.

2) H_c = força coerciva, corresponde ao valor do campo para reduzir a indução magnética à zero, e indica se o imã é de baixa ou alta energia. Os imãs de terras raras (NdFeB e SmCo) possuem um valor elevado de H_c enquanto, por exemplo, o ferrite, apresenta este valor baixo.

3) Outra característica importante corresponde à área da figura de histerese, pois corresponde à energia requerida para a magnetização e a desmagnetização.

4) As regiões de trabalho do ímã nos motores correspondem ao segundo quadrante, curva de desmagnetização do ímã, onde se determina o ponto de trabalho.

3.5 Características principais dos ímãs para motor MSIP

Assim definiram-se as características básicas do ímã a ser utilizado, descritos a seguir:

- Ímã em forma de arco
- O número de ímãs também será 4.
- O material será o Ferrite.
- A corrente máxima aplicada ao motor deve ser considerada para evitar a desmagnetização do ímã.
- Utiliza-se a curva de desmagnetização do ímã para a definição do ponto de trabalho.

4 Projeto magnético do motor

No projeto magnético, o principal intuito desta análise é garantir que, o máximo fluxo que atravessa os dentes entre as ranhuras da lâmina de aço, fique dentro dos valores permitidos, que no caso para as chapas de aço dos motores de indução não ultrapasse o valor de 1,6 a 1,7 Teslas. A partir destes valores, ocorre saturação da chapa e a permeabilidade decresce rapidamente com aumento das perdas. Estas características podem ser visualizadas na Figura 4.1, retiradas do site da Usiminas (30), fornecedora de chapa elétrica para fabricação de motores.

Figura 4.1. Curvas magnéticas de chapa de aço elétrico: (a) Perdas por indução.

(b) Permeabilidade por indução. Fonte: Usiminas.

Na Figura 4.1 (a), pode-se ver que a partir de 1,6 Teslas o valor das perdas aumenta consideravelmente. Na Figura 4.1 (b), a permeabilidade decresce rapidamente a partir de 1.2 – 1.3 Teslas. No caso dos motores de imã permanente, o fluxo magnético é estabelecido pelos imãs existentes no rotor, sendo que o torque do motor é proporcional à corrente e ao fluxo, enquanto a velocidade sem carga é proporcional à tensão e inversamente proporcional ao fluxo.

Também no projeto magnético, é importante ressaltar que a proximidade do fluxo das bobinas com o fluxo magnético dos imãs irá influenciar o desempenho do motor, sendo assim importante maximizar a quantidade de fluxo que atravessa cada espira da bobina do estator pela aproximação da bobina com o imã permanente (7).

Concluindo, se a densidade de fluxo total do imã permanente for no máximo 0.4T, como praticamente metade do diâmetro interno do estator é composta pelo dentes da chapa de aço, significa que passará por cada dente respectivamente, no máximo 0,2T, valores bem menores que a saturação da chapa de aço.

Uma evolução dos imãs, mostrando o máximo produto energia ao longo dos anos pode ser visualizada na Figura 4.2:

Figura 4.2. Curvas de desmagnetização de imãs e sua evolução.

Uma característica importante nos ímãs é a representação gráfica da força magnetomotriz em função do fluxo por pólo. Este gráfico na região do segundo quadrante de trabalho do ímã pode ser visualizado na Figura 4.3, o qual é aproximado por uma reta.

No ponto de força magnetomotriz igual à zero, onde se obtém o fluxo máximo (Φ_r), temos como se o ímã permanente estivesse curto circuitado, ou seja, todo fluxo passaria por um tipo de aço especial mole através de seus pólos e não haveria força magnetomotriz. O valor de Φ máximo (Φ_r) é chamado de fluxo remanente, sendo o máximo fluxo fornecido pelo ímã. O ponto de força máxima é obtido aplicando-se uma força desmagnetizante externa contrária ao fluxo do ímã, de tal forma que todo o fluxo que sai dos pólos possui valor igual à zero. Esta força desmagnetizante é conhecida como força coerciva, sendo responsável pela desmagnetização do ímã. Quanto maior esta força, maior é a resistência do ímã à desmagnetização.

Figura 4.3. Curva de Fluxo x F. M. M.

Quando se trabalha com ímãs, a região do ponto de trabalho percorrerá reta que liga os pontos $(0; \Phi_r)$ e $(F_c; 0)$. Esta região é conhecida como curva de desmagnetização, e a sua inclinação é chamada de permeabilidade de recuo. Estas características dos ímãs dependem da geometria, além do próprio material utilizado. Assim, a relação fluxo Φ pode ser definida como a seguinte relação:

$$\phi = B_r \cdot A_m \quad (10)$$

Com relação à força magneto motriz, obtém-se a seguinte equação:

$$F_c = H_c \cdot L_m \quad (11)$$

Fazendo as relações acima, obtemos o gráfico relacionando a indução pela força magnetizante, semelhante à Figura 4.3.

O entreferro do conjunto estator e rotor fazem com que o imã trabalhe num ponto de indução menor que o valor máximo fornecido pelo imã, ou seja, num valor de indução menor que a indução remanente. Este ponto de fluxo é conhecido como início da região de trabalho, considerado como um circuito aberto, sendo seu o valor variando entre 0,7 - 0,95 B_r , conforme a eficiência do projeto magnético (7). A linha da origem até este ponto de indução de circuito aberto é conhecida como linha de carga e sua inclinação é chamada de coeficiente de permeância, sendo seu valor dado pela tangente deste ângulo. Isto pode ser visualizado na Figura 4.4.

Figura 4.4. Curva de trabalho e linha de carga do imã.

Multiplicando o eixo horizontal pela permeabilidade do vácuo, o valor de coeficiente de permeância varia entre 5 e 15. Quando se tem um aumento no valor das correntes das bobinas, o ponto de operação de trabalho na linha de carga diminui ao longo da reta que liga os pontos $(-H_c; 0)$ e $(0; B_r)$, sendo que ao ocorrer

à diminuição destas correntes, ocorre o retorno para o ponto de trabalho inicial. Quando se passa a operar o motor com valores de correntes maiores, pode ocorrer à desmagnetização parcial do imã caso o ponto alcance o joelho da curva real do imã, ou seja, quando o valor de corrente voltar a diminuir, o ponto de trabalho passará a ser numa linha de carga paralela à anterior, porém com valores de indução mais baixos (reta na cor vermelha). Isto pode ser visualizado na Figura 4.5.

Figura 4.5. Curva mostrando desmagnetização do imã.

Com isto, ocorrerão perdas do fluxo do imã, e perda é irreversível, a menos que seja feita nova magnetização do mesmo. Com relação à linha de carga ou de trabalho do imã, existe um ponto nesta linha onde o produto da indução pelo campo magnético é máximo, onde a energia do imã é máxima. Numa curva ideal, este ponto ocorre exatamente no centro da curva da linha de carga, (15).

Outra importante característica dos ímãs refere-se à temperatura de trabalho, pois com o aumento de temperatura, também ocorrerá diminuição da densidade de fluxo do imã. A relação que indica a perda do fluxo com a elevação da temperatura é:

$$B_{r(temp)} = B_{r(20^\circ)} [1 + \alpha_{Br} (t - 20)/100] \quad (12)$$

A curva da Figura 4.6 exemplifica o exposto acima para os ímãs de ferrite.

A partir de uma determinada temperatura, conhecida como temperatura de Curie, ocorre à completa desmagnetização dos ímãs, devido ao fato de ocorrer o completo desalinhamento dos momentos de dipolo do material, desaparecendo completamente a força magnética. Abaixo, pode ser visualizada a Tabela 4.1 com os valores das temperaturas de Curie e do coeficiente de temperatura reversa para os diversos ímãs existentes.

Figura 4.6. Características de ímãs de ferrite em função da temperatura.

Tabela 4.1 – Coeficiente de temperatura reversa e Temperaturas Curie.

	Ferrite	SmCo ₅ sinterizado	Sm ₂ Co ₁₇ sinterizado	Nd ₂ Fe ₁₄ B
α_{Br}	-0.20 %/°C	-0.045 %/°C	-0.03 %/°C	-0.10 %/°C
Temperatura Curie	450 °C	750 °C	825 °C	310 °C

Estas temperaturas são importantes, pois o processo de montagem do eixo no rotor na indústria exigirá o aquecimento do rotor com os ímãs já magnetizados e

estas temperaturas deverão ser inferiores as citadas acima para evitar assim a desmagnetização do imã.

5 Projeto Elétrico do motor

5.1 Circuito elétrico equivalente do motor MSIP

O circuito elétrico equivalente do motor MSIP trifásico pode ser visualizado na Figura 5.1 (16):

Figura 5.1. Circuito trifásico equivalente do motor MSIP.

Para cada fase, é representado o valor da indutância e resistência da bobina e a força eletromotriz induzida. A tensão da força eletromotriz é proporcional à variação do fluxo em função do tempo. Estes valores são importantes para o projeto do conversor elétrico e serão determinados no motor após a sua construção. Fazendo a análise do circuito acima para fase neutro do ramo a, encontra-se:

$$V_a = R_a i + L_a \frac{di}{dt} + e_a \quad (13)$$

Basicamente, num motor CC, a conversão de energia eletromecânica é dada pela seguinte expressão:

$$e \cdot i = T \cdot \omega_m \quad (14)$$

Sendo que no caso do motor trifásico, o torque total será dado pela somas dos torques das 3 bobinas:

$$T = \frac{e_1 i_1 + e_2 i_2 + e_3 i_3}{\omega_m} \quad (15)$$

onde $\omega_m = \frac{2\pi \times \omega_{rpm}}{60}$ é a velocidade angular expressa em ω_{rpm} a velocidade em rotações por minuto(1).

A curva de velocidade por torque, considerando velocidade constante, ou seja, com a tensão da força eletromotriz gerada sendo constante, com a elevação do torque de carga, haverá aumento da corrente e consequentemente do torque do motor para que este consiga acionar a carga. Com isto, haverá maior tensão de queda na resistência e indutância, fazendo aumentar a tensão de alimentação para manter constante a tensão eletromotriz. Isto ocorre até o limite de fornecimento da tensão pela fonte, a partir do qual ocorre a queda de torque do motor. Isto é mostrado na Figura 5.2.

Figura 5.2. Esboço da curva de Velocidade angular x Torque.

Portanto, quando do projeto do motor, tanto magnético quanto elétrico, é necessário verificar o máximo torque requerido pelo sistema acoplado ao eixo, tanto na partida quanto no funcionamento do motor, sendo que o valor do máximo torque fornecido pelo motor deve ser superior ao maior torque exigido pela carga. Com isto, será garantido o funcionamento do motor em toda a faixa de velocidade.

5.2 Distribuição das bobinas ao longo das ranhuras

Com relação à distribuição das bobinas, o espaçamento entre elas pode ser definido através da seguinte fórmula, a qual define a distância em ranhuras entre as espiras, considerando o próximo número inteiro inferior ao resultado (14).

$$\alpha_{m\acute{a}x} = \text{PMI} \cdot \left(\frac{N_{\text{ranh}}}{2p} \right) \quad (16)$$

Sendo o número de ranhuras do estator igual a 24 e o numero de pólos do rotor igual a 4, obtém-se o $\alpha_{m\acute{a}x} = 6$, e a configuração obtida, sendo o motor trifásico, mostrada na Figura 5.3.

Figura 5.3 – Distribuição das bobinas nas ranhuras.

Pelo desenho percebe-se que metade das ranhuras permanece sem nenhuma bobina e que a outra metade, cada ranhura possui duas bobinas inseridas. Sendo assim, construtivamente esta não é a melhor opção, devido ao alto preenchimento em metade das ranhuras e a outra metade sem nenhum fio. A alternativa assim, é

diminuir a distância entre as bobinas da ranhura para valor igual a 5, conseguindo melhor distribuição dos fios ao longo de cada ranhura. Isto pode ser visualizado na Figura 5.4.

Figura 5.4. Nova distribuição com espaçamento de 5 ranhuras entre bobinas.

Na Figura 5.5 temos o esquema planificado da configuração das bobinas utilizada na construção do motor.

Figura 5.5. Esquema planificado das bobinas.

Com isso, obtemos melhor distribuição dos fios esmaltados nas ranhuras, ou seja, somente fios esmaltados de uma única bobina serão inseridos em cada ranhura, facilitando assim seu processo de fabricação. Este tipo de distribuição apresenta uma concentração adequada para os motores trapezoidais.

5.3 Cálculo do número de espiras das bobinas

Basicamente, quando se inicia um projeto de um motor MSIP, as entradas para o projeto são: a constante de torque do motor ou torque necessário e a velocidade de trabalho do mesmo. Como estamos partindo de um motor monofásico que aciona um compressor como carga, temos, a partir de ensaios neste motor, o valor do máximo torque necessário para o seu funcionamento, que neste caso é 12oz.ft. Já a velocidade considerada para este projeto é de 4500rpm. A partir de então, definindo as características básicas do projeto inicia-se o estudo da quantidade de fios das bobinas, pois este valor irá influenciar diretamente a força eletromotriz, devido à passagem do campo magnético dos ímãs através das espiras das bobinas. O principal objetivo da determinação das bobinas, além da tensão gerada, é maximizar o preenchimento das ranhuras do estator, mantendo a resistência das bobinas a menor possível e diminuindo as perdas até o mínimo valor permitido para o projeto atender o especificado. Na velocidade máxima do motor, o circuito inversor estará aplicando o máximo de tensão CC fornecida pela fonte. No cálculo das espiras, a velocidade sem carga pode ser definida como a relação da máxima tensão aplicada pela constante k_e do motor. Porém, o valor da máxima velocidade, pelas características da curva de torque por velocidade, é considerado em torno de 20% maior que a velocidade de operação do motor, para assim garantir o funcionamento à velocidade nominal.

Assim o cálculo de k_e passa a ser:

$$k_e = \frac{V_{CC}}{1,2 \cdot \omega_{NL}} \quad (17)$$

Com isto obtemos o valor de k_e , necessário para o cálculo do número de espiras

das bobinas, determinado pela fórmula:

$$Z = \frac{3}{2} \cdot \frac{1}{C} \cdot \frac{\pi \cdot k_e}{\phi_{porPólo} \cdot 2p} \quad (18)$$

Esta equação é obtida a partir da lei de Faraday, considerando-se que, o fluxo irá variar de um valor positivo de ϕ a um valor negativo $-\phi$, considerando que o tempo para a variação deste fluxo é de $\frac{\pi}{\omega_m \cdot p}$. Então a equação será:

$$e = 2 \cdot \frac{\phi - (-\phi)}{\frac{\pi}{\omega_m \cdot p}} \cdot \frac{Z}{2 \cdot 3 \cdot a} \quad (19)$$

Rearranjando esta equação obtemos:

$$e = \frac{2}{3} \cdot \frac{Z \cdot \phi \cdot p}{a \cdot \pi} \cdot \omega_m = k_e \cdot \omega_m \quad (20)$$

Sendo o número total de condutores do motor, Z , e a o número de caminhos paralelos, temos a seguinte equação para o número de espiras:

$$N_{ph} = \frac{1}{3} \cdot \frac{Z}{2a} \quad (21)$$

Para os motores trapezoidais, devido à conexão ser Y, temos que a tensão de linha E_{linha} será igual à soma da tensão da força eletromotriz de cada fase, sendo esta tensão vista pelo controlador e utilizada para o chaveamento do motor. Basicamente, a constante k_e é definida como sendo a relação entre tensão de linha e velocidade angular, conforme descrito no início deste parágrafo.

5.4 Cálculo do máximo diâmetro dos fios das bobinas

O objetivo deste cálculo é maximizar o preenchimento da ranhura em função da quantidade de espiras e da área permissível no interior da ranhura, ou *slot*, cuja área da A_{slot} , e ao considerar o ferramental e maquinário utilizado, estes irão determinar um outro fator, que seria a fator de preenchimento, chamado de F_{slot} . Assim tem-se que o máximo diâmetro do fio esmaltado utilizado deverá ser:

$$D_{m\acute{a}x} = \sqrt{\frac{A_{ranh} \cdot F_{ranh}}{N_{ph}}} \quad (22)$$

Normalmente, quando se utiliza inserção de camada simples, ou seja, um fio esmaltado por vez, o fator de preenchimento utilizado fica em torno de 0,65 a 0,7, enquanto que, se for utilizada camada dupla, este preenchimento cai pela metade, em torno de 0,3 a 0,35. Escolhe-se o primeiro número menor na tabela de fios esmaltados, considerando no diâmetro final o verniz adequado para a temperatura de operação.

5.5 Cálculo da resistência elétrica dos fios das bobinas

Para a determinação da resistência elétrica é necessário calcular o comprimento médio de uma volta. Basicamente, este comprimento leva em consideração duas vezes a altura do pacote, mais duas vezes o comprimento da cabeça da bobina. Assim, com o valor da resistência por metro do fio utilizado, pode-se determinar a resistência total por fase do motor, considerando o número de espiras:

$$R = CMV \cdot N_{ph} \cdot R_{mm} \quad (23)$$

Para o motor com ligação em Y, a resistência medida na linha é duas vezes o valor da resistência da fase, enquanto que se o motor for ligado em Δ , a resistência medida na linha será $2/3$ da resistência de fase.

6 Cálculos do motor MSIP para posterior construção

As etapas a seguir mostram as definições das características básicas do estator, rotor, ímãs e a determinação da quantidade de espiras e a sua bitola, sendo posteriormente feito à construção do motor.

6.1 Dimensões da laminação do estator

Abaixo na Figura 6.1, está o desenho da laminação do estator e a representação de sua geometria, o qual será utilizado para a construção do motor MSIP:

Figura 6.1. Geometria lâmina estator: (a) identificação da geometria da lâmina (b) identificação da geometria da ranhura do estator.

Os valores acima utilizados para o projeto do motor podem ser visualizados na Tabela 6.1.

Tabela 6.1 – Dados geométricos da lâmina do estator

Diâmetro externo estator	D_e	116,6mm
Diâmetro interno estator	D_i	60,99mm
Diâmetro sobre a ranhura do estator	D_{sr}	91,97mm
Largura do dente	L_{dente}	3,52mm
Abertura da ranhura	$A_{ranhura}$	2,08mm

A Figura 6.2 corresponde à laminação e as ranhuras do estator utilizadas.

Figura 6.2 (a) Lâmina padrão do estator e (b) detalhe de ranhuras e dentes.

A altura do pacote de 47mm foi definida considerando as alturas padrões já existentes no processo de fabricação, sendo esta altura inferior ao atual motor de indução, já que a relação potência x tamanho do motor é maior para o motor MSIP.

A chapa de aço utilizada possui espessura de 0,50mm. A chapa de aço é proveniente da Usiminas e tem a codificação E 260, possuindo perdas em 60 Hz a 1,5 Teslas, por volta de 4,9W/Kg. Conforme também já informado anteriormente, o número de ranhuras da laminação do estator será de 24 ranhuras.

Um valor muito importante que será considerado nos cálculos do projeto do motor é a largura do núcleo ou “Yoke”, sendo este valor a metade da diferença entre o diâmetro externo do estator e o diâmetro sobre a ranhura do estator, conforme expressão abaixo:

$$L_n = \frac{(D_e - D_{sr})}{2} \quad (24)$$

Assim a configuração básica e o dimensional do estator estão definidos, a menos da bitola e quantidade de espiras das bobinas, cujo cálculo será definido posteriormente.

O estator será então, trifásico, ligado em estrela, com bobinas na configuração de 4 pólos para cada fase, com a geometria definida acima.

O espaçamento entre as bobinas do estator já foi explicado anteriormente e neste caso terá valor igual a 5. Assim, um resumo da configuração do estator pode ser visualizado na Tabela 6.2:

Tabela 6.2 – Dados da configuração do estator

Número de ranhuras	24
Numero de pólos	4
Número de bobinas do estator	12
Número de bobinas por fase	4
Espaçamento das bobinas	5

Assim, abaixo seguem as figuras com a construção do estator.

Figura 6.3. Foto do estator do motor MSIP.

Nesta figura, é possível observar 3 bobinas de cada fase, sendo cada fase constituída de 4 bobinas ligadas em série.

Figura 6.4. Detalhes das bobinas de fase do estator.

Figura 6.5. Detalhes internos do estator.

6.2 Dimensões do ímã do rotor

O ímã utilizado no rotor será o de ferrite, pois é o que possui melhor vantagem econômica e, devido ao menor valor de energia, é o mais indicado para os motores com laminação proveniente de um motor de indução. A partir da definição do ímã, o próximo passo do projeto é determinar o máximo fluxo por pólo, sendo necessárias às informações do ímã utilizado. Estes ímãs foram fornecidos pela empresa Supergauss, sendo as suas características dadas na Tabela 6.3:

Tabela 6.3 – Informações técnicas do Ferrite

MATERIAL
Ferrite de Estrôncio Anisotrópico
B_r : 390 ~ 400 mT (3900 ~ 4000G)
H_c : 238 ~ 247 KA/m (3000 ~ 3100 Oe)
H_{ci} : 246 ~ 255 KA/m (3090 ~ 3200 Oe)
Coeficiente de temperatura α_{B_r}: -0,18% / °C
Orientação de magnetização - Radial

Uma indicação do valor de entreferro o motor MSIP é em torno de 0,76mm, valor considerado para projetos da potência deste motor (7).

Para se determinar o máximo fluxo gerado pelo imã, é necessário recorrer à curva B *versus* H do imã, onde em função da temperatura de trabalho, obtém-se o valor do fluxo, considerando o valor do coeficiente de permeância de 10, valor de coeficiente típico para esta aplicação. Assim a região de trabalho do imã na curva de carga é maior quando comparada com um valor de coeficiente de permeância inferior. No caso do imã utilizado, a curva do imã considerada foi à mesma do ferrite FB4B, imã TDK, que pode se visualizada na Figura 6.6:

Figura 6.6. Curvas de ímãs de ferrite.

Neste projeto será considerada a temperatura de operação em torno de 60°C, e verificando na Figura 6.6, a densidade de fluxo obtida em torno de 0,33T. A espessura do imã será:

$$L_m = PC \cdot g = 10 \times 0,76 = 7,6mm \quad (25)$$

O valor do ângulo do arco do ímã foi considerado em torno de 85° para facilitar o processo de montagem na superfície do rotor, sendo este valor o mais próximo de 90° para diminuir o fluxo de dispersão do ímã. O objetivo é maximizar o fluxo concatenado com as bobinas. Assim, obtemos praticamente todas as informações do ímã a ser utilizado, que podem ser visualizadas na Tabela 6.4:

Tabela 6.4 – Definição dos ímãs utilizados

Material Magnético	Ferrite
Quantidade ímãs	4
Espessura do ímã	7,6mm
Altura do ímã	47mm
Orientação de magnetização	Radial *

* Obs.: dois ímãs magnetizados com norte na superfície externa e sul na interna e dois ímãs magnetizados inversamente, ou seja, ímãs com norte na superfície interna e sul na externa. Os ímãs podem ser visualizados na Figura 6.7.

Figura 6.7. Diversas vistas dos ímãs de ferrite.

6.3 Dimensões do rotor

Com os seguintes valores já definidos: diâmetro interno do estator, entreferro do conjunto rotor e estator, espessura do imã, podem-se determinar o diâmetro externo do rotor antes da colagem dos imãs. Assim, o diâmetro do rotor sem os imãs será dado por:

$$D_r = D_i - 2 \cdot \text{entreferro} - 2 \cdot L_m = 60,99 - 2 \cdot 0,76 - 2 \cdot 7,6 = 44,3mm \quad (26)$$

Considerando o diâmetro do rotor sem os imãs, então se recorreu à empresa fornecedora do imã ferrítico com o valor de raio interno de 22,15 e somando a espessura de 7,6 do imã, obtém-se o valor do raio externo de 29,75mm. Contudo, por facilidades, recorreu-se à utilização de um imã já existente no mercado cujo valor de raio interno e externo seria próximo a estes valores determinados, conforme descrito abaixo:

Raio interno do imã = 21,55mm ($\pm 0,2$)

Raio externo do imã = 29,15mm ($\pm 0,2$)

Com utilização destes valores, houve uma variação no entreferro do motor, o qual passou a ser:

$$g = \frac{60,99 - 2 \cdot 21,55 - 2 \cdot 7,6}{2} = 1,35mm \quad (27)$$

O valor sugerido anteriormente para o entreferro foi 0,76mm, porém apesar do valor calculado estar acima, esta alteração será realizado para facilitar a construção do motor, pois assim o entreferro ficará maior.

Então, como foi feito para o estator sobre o cálculo do núcleo, para o rotor a dimensão do núcleo recalculado em função dos imãs utilizados será dada por:

$$D_r = 2 \cdot 21,55 = 43,1mm \quad (28)$$

As fotos do rotor podem ser visualizadas na figura 6.8, o qual foi construído com as laminas existentes e montado o pacote no diâmetro igual ao do motor de indução monofásico, sofrendo uma usinagem no diâmetro externo para posterior fixação dos imãs.

Figura 6.8 Rotor fabricado com lâminas estampadas de chapa de aço.

Definido o rotor e o imã a ser utilizado, foi feita a montagem do imã na superfície do rotor. Foram utilizados 4 imãs, os quais foram fixos no rotor através de um adesivo Araldite, especificação Profissional 24 horas. Os imãs foram fixados no rotor da forma mostrada na Figura 6.9.

Figura 6.9 Fixação dos imãs no rotor.

A peça pode ser visualizada na Figura 6.10, onde detalhadamente é possível observar os imãs, o rotor e o eixo no qual será aplicada a carga.

Figura 6.10. Detalhes do rotor em sua forma final.

6.4 Cálculo do número de espiras das bobinas do estator

Primeiramente é necessário calcular o fluxo por pólo do motor, a partir da área magnética do mesmo. A área magnética do pólo é dada por:

$$A_m = \frac{\pi \cdot D_r \cdot H_{est}}{2p} \quad (29)$$

$$A_m = \frac{\pi \cdot 43,1 \cdot 47}{4} = 1604 \text{ mm}^2 = 16,04 \text{ cm}^2 \quad (30)$$

Considerando-se o valor do coeficiente de permeância igual a 10 e a temperatura de operação de 60°C na curva de indução por campo magnético a partir da figura 6.6, obtém-se o valor da densidade de fluxo neste ponto, sendo seu valor igual a 3300 Gauss. A partir deste valor, é possível calcular o fluxo por pólo do motor através da seguinte equação:

$$\phi_{porPólo} = A_m \cdot B_{PontoOperação} = 16,04 \cdot 3300 = 52932 \text{ linhas} \quad (31)$$

Transformando em Wb no Sistema Internacional, já que 1 Weber = 10^6 Linhas, obtém-se o valor de $5,296 \times 10^{-4}$ Weber.

Considerando que a máxima velocidade de operação será de 4500rpm, a velocidade sem carga fica em torno de 20% acima deste valor, sendo então:

$$\omega_{NL} = \frac{4500}{0,8} = 5625rpm = 589rad / s \quad (32)$$

Como regra geral, este ajuste de 20% para o valor considerado da velocidade sem carga aplicada ao valor da velocidade nominal é definido para ímãs de ferrite, sendo que para ímãs de terras raras de alta energia, este valor considerado de ω_{NL} fica em torno de 10% acima da velocidade nominal (7).

Como já explicado anteriormente, o motor MSIP deve ser acionado por um conversor elétrico, sendo então necessária a definição, principalmente do barramento CC do driver, para que a partir deste valor, possamos definir as bobinas do motor. No nosso caso, foi considerado o valor de barramento V_{CC} igual a 300V. Assim, podemos então calcular o valor de k_e , dado a seguir:

$$K_e = \frac{V_{CC}}{\omega_{NL}} = \frac{300}{589} = 0,51V / rad \quad (33)$$

Como $k_e = k_t$, temos o valor de $k_t = 0,51Nm/A$.

A partir do calculado acima é possível então determinar o número total de condutores:

$$Z = \frac{3}{2} \cdot \frac{1}{C} \cdot \frac{\pi \cdot K_e}{\phi_{porPólo} \cdot 2p} \quad (34)$$

Onde C é um valor aproximado para os efeitos de distribuição de fluxo e bobina, estimando assim uma porcentagem média para a zona de comutação em torno de 90%.

Assim teremos que o número total de condutores será:

$$Z = \frac{3}{2} \cdot \frac{1}{0,9} \cdot \frac{\pi \cdot 0,51}{5,296 \cdot 10^{-4} \cdot 4} = 1260 \quad (35)$$

Como o número total de bobinas é igual a 12 (3 fases com 4 bobinas cada fase), o número de espiras de cada bobina será $1260/(3 \times 4) = 105$ espiras para cada bobina. Com isto, temos finalizado o número de espiras a ser bobinado no estator, faltando somente o cálculo da bitola do fio.

6.5 Cálculo da bitola do fio das bobinas do estator

O método utilizado para calcular o diâmetro do fio consiste em calcular a área total de todas as 24 ranhuras somada a área dos dentes, fazendo o cálculo da área total sobre o diâmetro das ranhuras subtraindo o diâmetro interno do estator. O valor desta área de janela pode ser visualizado abaixo:

Figura 6.11 Área de ranhuras e dentes.

O cálculo desta área resulta o seguinte:

$$A_{rd} = (D_{sr}^2 - D_i^2) \cdot \frac{\pi}{4} = (91,97^2 - 60,99^2) \cdot \frac{\pi}{4} = 3722 \text{ mm}^2 \quad (36)$$

O próximo passo é calcular a área de todos os dentes, porém para isto é feita uma aproximação para a largura dos dentes, como pode ser visto na Figura 6.12.

Assim a área dos dentes, considerando que há 24 dentes no estator será:

$$A_d = \frac{(D_{sr} - D_i)}{2} \cdot L_{dente} \cdot 24 = \frac{(91,97 - 60,99)}{2} \cdot 3,52 \cdot 24 = 1308 \text{ mm}^2 \quad (37)$$

Figura 6.12 Área total dos dentes.

A diferença entre área total A_{rd} e a área dos dentes (A_{dentes}) dividido pelas 24 ranhuras corresponde à área de uma ranhura:

$$A_{ranh} = \frac{(A_{rd} - A_d)}{24} = 100,6 \text{ mm}^2 \quad (38)$$

O diâmetro de um fio esmaltado é calculado da seguinte maneira:

$$D_{fio} = \sqrt{\frac{A_{ranh} \cdot F_{ranh}}{N}} = \sqrt{\frac{100,6 \cdot 0,7}{105}} = 0,82 \text{ mm} \quad (39)$$

Sendo que este valor de diâmetro corresponde à bitola de 20AWG, conforme Tabela 6.5.

Assim, temos definidos todos os parâmetros para a construção da máquina elétrica, como a definição da laminação do estator, das bobinas no que diz respeito à ligação, número de fios e bitola do fio, e à construção do rotor juntamente com os imãs.

As etapas da construção do motor serão vistas no próximo capítulo.

Tabela 6.5 - Sistema AWG para bitola de fios

AWG	Diâmetro em mm
18	1.024
19	0.9116
20	0.8118
21	0.7229
22	0.6438
23	0.5733
24	0.5106

7 Resumo da Construção do Motor *MSIP*

7.1 Construção do estator

Com os parâmetros do estator definidos, foi construído o estator a partir da laminação já existentes, conforme pode ser visto abaixo:

(a) Laminação do estator

(b) Estator após bobinagem

Figura 7.1. Estator: (a) Laminação (b) Estator fabricado.

No entanto, durante o processo de fabricação do estator, não foi possível inserir as 105 espiras de cada passo das ranhuras com a bitola de 20AWG. Para contornar este problema, foi alterada a bitola para 21AWG para assim conseguir fazer a inserção das espiras do motor. A alteração da bitola influenciará na capacidade de suportar corrente e temperatura do motor. Porém, para o funcionamento devido à geração da força eletromotriz, o importante é quantidade de espiras, o qual não foi alterado.

7.2 Construção do rotor

O rotor utilizado nesta construção foi fabricado a partir do rotor do motor de indução, sendo usinado o diâmetro externo do pacote de lâminas para atingir diâmetro desejado.

Figura 7.2. Rotor após a usinagem.

O ímã utilizado é o de ferrite em forma de arco para ser montado na superfície do rotor. Serão utilizados 4 ímãs.

(a)

(b)

Figura 7.3 (a) Ímã em forma de arco (b) Fixação dos 4 ímãs no rotor.

7.3 Construção do conjunto de suporte do motor

Houve a necessidade de construção de uma carcaça para cada lado do, sendo esta carcaça feita com alumínio. Em cada peça foi feito um alojamento para um rolamento no eixo do rotor. Estas peças podem ser visualizadas na Figura 7.4 (a) e (b), com detalhes de alojamento de rolamento e furação que permita a montagem final, em (c) e (d), respectivamente.

Figura 7.4. Dispositivos para montagem da carcaça do motor.

Foi feito furação com 4 orifícios passantes nestas bases de alumínio para a passagem dos parafusos que irão fixar as duas carcaças mais o conjunto do estator e rotor.

Figura 7.5. Detalhes de furação nas peças de alumínio.

Para que houvesse perfeito apoio das carcaças, foi necessária a construção de dois suportes, nos quais, juntamente com os parafusos passantes de fixação do motor, possibilitassem o apoio do motor (Figura 7.6).

(a)

(b)

Figura 7.6. Vistas do dispositivo de apoio do motor.

Todas as peças podem, então, ser visualizadas na Figura 7.7.

Figura 7.7. Componentes do motor MSIP.

No ensaio para obtenção da forma de onda da força eletromotriz induzida, foi utilizada uma furadeira com motor universal. Para isso foi necessária a fabricação de um adaptador entre a furadeira e o motor MSIP, que pode ser visualizado na Figura 7.8.

(a)

Figura 7.8. Adaptador furadeira / motor.

Finalmente a montagem do motor completo pode ser visualizada na Figura 7.9.

(a)

(b)

Figura 7.9. (a) montagem final do motor; (b) Ponta do eixo do motor.

8 Levantamento dos parâmetros do motor

Os parâmetros a serem levantados para o motor construído foram definidos em função do projeto do conversor elétrico para o seu acionamento, o qual exige o conhecimento dos seguintes parâmetros (17):

- 1) Resistência das bobinas do estator
- 2) Indutância do motor
- 3) Constante k_e e curvas de velocidade por tensão de linha e fase
- 4) Momento de Inércia
- 5) Atrito viscoso

8.1 Resistência das bobinas do estator

O valor encontrado para as resistências das bobinas de cada fase foi:

$$R_a = 4,31 \text{ ohms} \quad R_b = 4,33 \text{ ohms} \quad R_c = 4,31 \text{ ohms}$$

Estes valores foram medidos após a estabilização da temperatura do motor a 25°C.

8.2 Indutância do motor

O valor necessário para o projeto do conversor é a diferença entre a indutância e mútua da bobina, como demonstrado na elaboração do modelo do motor, Figura 8.1. Este modelo considerado é constituído de uma resistência em série com uma indutância e uma fonte CC e a força eletromotriz para cada fase, como mostrado na Figura 8.1.

Fazendo o equacionamento do modelo, considerando um ramo alimentado por V_{cc} , um ramo aterrado e sem tensão eletromotriz gerada, temos o resultado na equação 42.

Figura 8.1. Circuito equivalente do motor para levantamento da indutância menos a mútua.

$$V_{cc} = Ri + L \frac{di}{dt} - M \frac{di}{dt} + L \frac{di}{dt} - M \frac{di}{dt} + Ri \quad (40)$$

$$V_{cc} = 2Ri + 2L \frac{di}{dt} - 2M \frac{di}{dt} \quad (41)$$

$$V_{cc} = 2Ri + 2(L - M) \frac{di}{dt} \quad (42)$$

Portanto, o valor necessário corresponde à indutância própria da bobina menos a indutância mutua entre as bobinas, parâmetros que serão então levantados.

Para a medição da indutância de uma bobina menos a mutua foi utilizado o motor com as três fases sem acesso ao neutro e aplicado em duas fases uma tensão senoidal, lendo-se o valor da corrente obtido, sendo a outra fase desconectada, conforme Figura 8.2.

Figura 8.2. Circuito para medição da indutância das bobinas.

O valor da tensão aplicada foi de 18,9V e a corrente medida foi 1,28A. Considerando-se a resistência total como R_{total} , onde na Figura 8.2, corresponde à soma das resistências de cada bobina, temos que a impedância total será:

$$V = Z_{total} \cdot I$$

$$Z_{total} = \frac{V}{I} = \frac{18,9}{1,28} = 14,77ohms \quad (43)$$

Como $Z_{total}^2 = R_{total}^2 + X'_L{}^2$ e isolando a parte reativa temos:

$$X'_L = \sqrt{Z_{total}^2 - R_{total}^2} = \sqrt{14,77^2 - 8,74^2} = 11,90ohms \quad (44)$$

A impedância obtida X'_L corresponde a duas bobinas e, portanto, teremos o valor de 5,95ohms para uma bobina somente. Assim, como a frequência da tensão aplicada é 60Hz, obtemos o valor da indutância menos a mútua de uma bobina através da equação:

$$X_{L-M} = 2\pi fL$$

$$L - M = \frac{X_L}{2\pi f} = \frac{5,95}{2\pi \times 60} = 15,8mH \quad (45)$$

8.3 Constante k_e e curvas de velocidade por tensão de linha e fase

Com a montagem do motor finalizada, foi feito o acionamento do motor com o enrolamento de estator em vazio, conforme Figura 8.4, através de uma furadeira, sendo a sua velocidade variada através da aplicação de uma tensão alternada através de um Variac. As tensões medidas neste ensaio, correspondentes às tensões de linha (entre terminais das bobinas do motor) e fase (entre terminal da bobina e neutro) nos terminais do motor, representam as forças eletromotrizes induzidas de linha e fase. Para cada velocidade foi então medida a tensão entre as

fases (V_{ab}, V_{bc}, V_{ca}) e a tensão entre fase neutro (e_a, e_b, e_c), através de um osciloscópio digital. A velocidade aplicada ao motor foi medida através de um tacômetro.

Figura 8.3. Esquema do enrolamento trifásico do estator.

Foi também obtida a imagem do osciloscópio do primeiro ensaio a 377rpm para confirmação das formas de onda comparando-se com os dados plotados pela planilha. Foram feitos os levantamentos das curvas nas seguintes velocidades: 377 rpm, 1240 rpm, 1630 rpm e 2450 rpm.

8.3.1 Curvas na velocidade de 377 rpm

Figura 8.4. Tensão de fase da força eletromotriz por tempo:377 rpm.

Figura 8.5. Tensão de linha da força eletromotriz por tempo:377 rpm.

A velocidade medida pelo tacômetro no conjunto furadeira e motor foi de 377 rpm. Através da manipulação dos dados obtidos no excel, foi levantado o período da curva. Como o motor é de 4 pólos, este período deve ser então multiplicado por 2. Calculando-se a frequência e a velocidade angular, obtemos o valor da velocidade calculada pelo gráfico, a qual corresponde à velocidade medida pelo tacômetro.

Tabela 8.1 – Cálculo da velocidade do motor a partir da figura da tensão induzida

Período do sinal (s)	Período do motor 4 pólos (multiplicar período por 2)	Frequência do sinal(Hz) da velocidade	Rotação (rpm)	Rotação medida tacômetro (rpm)
0,07968	0,159	6,275	376,5	377

A curva obtida no osciloscópio da curva de tensão de fase do motor pode ser visualizada abaixo, para somente esta primeira medição, para confirmação dos dados levantados acima pelo Excel.

Figura 8.6. Tensão de fase da força eletromotriz por tempo:377 rpm.

O valor da tensão de linha do motor corresponde a 16,5V.Com isto, podemos checar o valor do k_e de linha do motor, considerando a velocidade e rad/s, através da expressão:

$$K_e = \frac{V_{CC}}{\omega} = \frac{16,5}{2 \cdot \pi \cdot \frac{377}{60}} = 0,42 \quad (46)$$

8.3.2 Curvas na velocidade de 1240 rpm

Figura 8.7. Tensão de fase da força eletromotriz por tempo:1240 rpm.

Figura 8.8. Tensão de linha da força eletromotriz por tempo: 1240 rpm.

Analogamente aos cálculos do item anterior, obtivemos os seguintes resultados para esta velocidade.

Tabela 8.2 – Cálculo da velocidade do motor a partir da figura da tensão induzida

Período do sinal (s)	Período do motor 4 pólos (multiplicar período por 2)	Frequência do sinal(Hz) da velocidade	Rotação (rpm)	Rotação medida tacômetro (rpm)
0,0241	0,048	20,747	1244,8	1240

O valor da constante k_e de linha pode então ser recalculado:

$$K_e = \frac{V_{CC}}{\omega} = \frac{54}{2 \cdot \pi \cdot \frac{1244}{60}} = 0,41 \quad (47)$$

8.3.3 Curvas na velocidade de 1630 rpm

Figura 8.9. Tensão de fase da força eletromotriz por tempo:1630 rpm.

Figura 8.10. Tensão de linha da força eletromotriz por tempo:1630 rpm.

Analogamente, obtivemos os seguintes resultados para esta velocidade:

Tabela 8.3 – Cálculo da velocidade do motor a partir da figura da tensão induzida

Período do sinal (s)	Período do motor 4 pólos (multiplicar período por 2)	Frequência do sinal(Hz) da velocidade	Rotação (rpm)	Rotação medida tacômetro (rpm)
0,0184	0,037	27,133	1628	1630

Constante k_e de linha:

$$K_e = \frac{V_{CC}}{\omega} = \frac{72}{2 \cdot \pi \cdot \frac{1628}{60}} = 0,42 \quad (48)$$

8.3.4 – Curvas na velocidade de 2285 rpm

Figura 8.11. Tensão de fase da força eletromotriz por tempo:2285 rpm.

Figura 8.12. Tensão de linha da força eletromotriz por tempo:2285 rpm.

Analogamente, obtivemos os seguintes resultados para esta velocidade:

Tabela 8.4 – Cálculo da velocidade do motor a partir da figura da tensão induzida

Período do sinal (s)	Período do motor 4 pólos (multiplicar período por 2)	Frequência do sinal(Hz) da velocidade	Rotação (rpm)	Rotação medida tacômetro (rpm)
0,0131	0,026	38,05	2283	2285

Foi também gravada a imagem no osciloscópio da curva de tensão de fase do motor, a qual pode ser visualizada abaixo, para confirmação dos dados levantados acima.

O valor constante k_e de linha é:

$$K_e = \frac{V_{CC}}{\omega} = \frac{99}{2 \cdot \pi \cdot \frac{2283}{60}} = 0,41 \quad (49)$$

Assim, obtivemos as curvas de tensão da força eletromotriz para a tensão de linha e fase em 4 diferentes velocidades, bem como o valor da constante k_e do motor.

8.3.5 – Análise dos resultados

Como podemos observar, os resultados para o valor de k_e , para o qual obtemos 0,41, está abaixo do esperado pelo projeto que era de 0,51, resultando que o motor para atingir a mesma tensão da força eletromotriz deve ter velocidade superior à definida no início do projeto.

Este valor de k_e inferior obtido na prática, deve-se basicamente ao aumento de entreferro. Isto ocorreu pela utilização de ímãs já existentes no mercado, com dimensões pré-definidas, as quais impuseram o entreferro a ser utilizado.

Outro fator que pode ter influenciado é a magnetização dos ímãs, pois durante todo este desenvolvimento não foi realizado nenhum teste para verificação da magnetização. A quantidade de fluxo que atravessa as bobinas do motor irá influenciar diretamente a tensão gerada nas bobinas.

A partir do valor de k_e obtido (0,42 V-s/rad) podemos determinar o torque do motor e a potência do mesmo. Considerando a velocidade de projeto de 4500rpm (471rad/s), tensão de alimentação de 300V e a resistência de linha do motor como sendo 8,64ohms e a resistência da fonte de alimentação de 1,0 ohm, podemos calcular o valor da corrente:

$$e = k_e \cdot \omega_m = 0,42 \cdot 471 = 193V$$

$$I = \frac{V_{cc} - e}{R} = \frac{300 - 193}{8,64 + 1} = 11,0A$$

O torque será dado então por:

$$T = k_t \cdot I = 0,42 \cdot 11,8 \cdot 11 = 54,5ozft$$

onde a constante de torque foi transformada de Nm para ozft multiplicando-se por 11.8.

Para o cálculo da potência, fazemos o produto do torque (em Nm) pela velocidade(rad/s) e obtemos:

$$P = T \cdot \omega = \frac{54,5}{11,8} \cdot 471 = 2175W$$

Assim verificamos que o motor está com torque de 54,5ozft, acima do necessário(requerido é 12ozft), onde a partir de um redimensionamento de altura de pacote e bobinas, podemos ajustar o torque para se obter o desejado.

8.4 Momento de inércia do motor

O cálculo do momento de inércia do motor foi feito considerando que o conjunto rotor – eixo possa ser representado como um único cilindro maciço, o qual gira em torno de seu próprio eixo, como pode ser visualizado abaixo:

Figura 8.13. Figura representativa do Rotor e eixo através de um cilindro maciço.

Assim, o momento de inércia de um cilindro sólido é dado pela seguinte equação:

$$J = \frac{1}{2} \cdot m \cdot r^2 \quad (50)$$

Considerando a massa medida do conjunto do rotor mais o eixo de 1260 gramas e o diâmetro externo do conjunto como sendo do rotor, de valor igual a 58,3mm, raio de 29,15, obtemos o seguinte valor para o momento de inércia:

$$J = \frac{1}{2} \cdot \frac{1260}{1000} \cdot \left(\frac{29,15}{1000}\right)^2 = 5,35 \cdot 10^{-4} (Kgm^2) \quad (51)$$

8.5 Atrito viscoso do motor

Para o cálculo do atrito viscoso do motor, utilizamos a relação com o momento de inércia e a constante de tempo dada a seguir:

$$\tau = \frac{J}{k_v} \quad (52)$$

Onde τ é a constante de tempo, correspondente a 63,2% da velocidade inicial. Para a obtenção deste valor, o motor foi colocado para girar a 1000rpm com o

auxílio da furadeira e num determinado instante a furadeira foi retirada, medindo-se então o tempo para qual a velocidade decaísse de 63,2%. A média do tempo encontrado, após várias leituras, foi de 1,48 s. Assim, obtivemos o valor do atrito viscoso de $3,58 \times 10^{-4} \text{ Nms}$.

Considerando o compressor como carga para utilização deste motor, foram medidos o momento de inércia e atrito visco com o motor acoplado ao sistema mecânico do compressor e os valores encontrados foram:

$$J = 1,94 \times 10^{-3} (\text{Kgm}^2) \quad (53)$$

$$k_v = 1,29 \cdot 10^{-3} (\text{Nm/rad/s})$$

Com isto, todos os parâmetros do motor necessário para o projeto do conversor elétrico do motor foram levantados, cujos valores serão utilizados no trabalho de Mestrado do Eng. Mário Celso Gonella para a simulação do circuito conversor(17).

9 Conclusão e trabalhos futuros

Este trabalho desenvolveu uma metodologia para projeto, construção e ensaio de um motor de imã permanente a partir de um motor de indução monofásico, utilizando-se a mesma laminação de estator e realizando algumas alterações no rotor para adequação dos imãs permanentes, obtendo-se um motor de tamanho reduzido quando comparado com o de indução.

Para o projeto do motor são necessárias algumas definições básicas de laminação e do imã permanente a ser utilizado, pois no projeto magnético e elétrico, estas informações são necessárias para a definição das bobinas a serem utilizadas no motor.

Neste projeto, utilizou-se a configuração do rotor do tipo interior, pois esta configuração é muito semelhante a do motor de indução monofásico. Com relação à bobinagem do estator, com a utilização de principalmente o mesmo número de ranhuras e a mesma laminação, foi possível a fabricação do estator com as mesmas máquinas e ferramental já empregado na construção do motor monofásico.

Após a construção do motor, foi feito um levantamento das curvas de tensão geradas pelas bobinas do motor, tanto a de fase quanto a de linha a partir das quais foi possível verificar o valor da constante da força eletromotriz do motor e comparar com o valor de projeto.

O que levou a necessidade de se desenvolver motores mais eficientes, como no caso deste projeto, foi à exigência de menor consumo e controle de velocidade, quando comparado com os motores de indução monofásicos convencionais. Como sugestão de trabalhos futuros, uma análise do consumo deste motor MSIP em várias velocidades pode ser feita para confirmação do projeto do motor definido comparando com o motor empregado atualmente. Para isto, é também necessária a

implantação prática do conversor do motor MSIP, pois o conjunto motor e conversor é que deve ser analisado quanto à redução de consumo. Além desta análise, a implantação de um circuito eletrônico para o acionamento do motor também permitira uma análise do desempenho do motor MSIP.

10 Referências bibliográficas

- 1 LITTLE, ARTHUR D. “**Opportunities for energy savings in the residential and commercial sectors with high-efficiency electric motors**”, 1999, 131 páginas.
- 2 VEINOTT, C. G. e MARTIN, J. “**Fractional and Subfractional Horsepower Electric Motors**”, New York, USA, Editora McGraw-Hill, 1970.
- 3 HOME, D. “**Brushless D.C. Motors**”, University of Sheffield, Ed. IEEE Press, 2000
- 4 LEE, E. C.”**Brushless DC – A modern approach to variable speed drives**”, Powertech Industrial Corporation, Ed. IEEE, USA, 1990.
- 5 GUCKELBERGER, D. e BRADLEY, B., “**Setting a new standard for efficiency: Brushless DC Motors**”, Trane Engineers Newsletter, 2004.
- 6 KUSKO, A. & PEERAN, S. M., “**Definition of the Brushless DC Motor**”, Ed. Kusko, Electrical Division – Failure Analysis Associates, USA, 1988.
- 7 MILLER, T. J. E. & HENDERSHOT Jr., J. R., “**Design of Brushless Permanent-Magnet Motors**”, Magna Physics Publishing and Claredon Press-Oxford, UK, 1994.
- 8 “**Motor technology**”, 2005, Produzido por Parker Motion Control Electromechanical Automation, 2005, disponível em <http://www.compumotor.com/catalog/catalogA/A17-A19.pdf>. Acesso em Outubro de 2005.
- 9 PADMARAIA, Y., “**Brushless DC (BLDC) Motor Fundamentals**”, Microchip Technology Inc., USA, 2003.
- 10 PADMARAIA, Y., “**Brushless DC Motor Control for Refrigerator Applications**”, Appliance Magazine, Microchip Technology Inc., USA, Julho de 2004.

- 11 RASMUSSEN, C. B. & RITCHIE, E., **“Variable speed brushless DC motor drive for household refrigerator compressor”**, Aalborg University, Denmark, Conference publication # 444, IEE, September 1997.
- 12 **“Power terminals for hermetic”**, Disponível em <http://www.vitrus.com/hermeticpower2.htm>, Acesso em Junho de 2006.
- 13 SALMINEN, P. **“Fractional Slot Permanent Magnet Synchronous Motors for Low Speed Applications”**, Tese de Doutorado, Universidade de Tecnologia de Lappeenranta, Finlândia, 2004.
- 14 ALMEIDA, A. T. de et alii. **“Variable Speedy Driver for Electrical Motor Systems”**, relatório sobre energia com participação de várias entidades: ISR (Portugal), ADEME (França), ESTU (UK), ISI (Portugal e Espanha), NESSA (Dinamarca) e NOVEM (Holanda), 2000.
- 15 **“Basic Permanent Magnetism: the demagnetization curve”**, Disponível em www.magnetweb.com, link “permanent magnetic design”. Acesso em 24 de Novembro de 2005.
- 16 KHOPKAR, R. V. **“DC-DC converter current source fed naturally commutated brushless dc motor drive”**, tese de mestrado, Universidade Texas A&M, Agosto de 2003.
- 17 GONELLA, M. C. **“Acionamento e Controle Sensorless para Motores Brushless DC Aplicados a Compressores Herméticos para Refrigeração Doméstica”**, tese de mestrado, Universidade São Paulo, São Carlos, 2006.
- 18 MARTINELLI JR., L. C. **“Refrigeração”**, Ed. UERGS/DETEC, 2002.
- 19 **“United Nations Framework Convention on Climate Change”**, disponível em <http://unfccc.int/2860.php>, Acesso Setembro de 2005.
- 20 STOECKER, W. F. & JONES, J. W. **“Refrigeração e Ar condicionado”**, Editora McGraw-Hill, São Paulo, 1985.
- 21 **“Sistema Brasileiro de Respostas Técnicas”**, Ministério de Ciências e Tecnologia, disponível em <http://sbtr.ibict.br/upload/sbtr697.html>, Acesso em Novembro de 2005.

- 22 FRANÇA, F. **“Controle térmico de ambientes”**, Notas de Aula, FEM/UNICAMP, 2005.
- 23 **“PROCEL - Programa Nacional de Conservação de Energia Elétrica”**, disponível em <http://www.eletrobras.gov.br/procel/site/home/index.asp>, Acesso Novembro de 2005.
- 24 VEINOTT, C. G., **“Theory and design of small induction motor”**, Ed. McGraw-Hill, New York, USA, 1959.
- 25 AGUIAR, M. L., **“Motor Síncrono Trapezoidal ou Brushless-DC – BDCM”**, capítulo 7, notas de aula da Disciplina de pós graduação “Modelos Dinâmicos de Máquinas Elétricas” , EESC/USP, 2003.
- 26 RAJASHEKARA, K. & KAWAMURA, A., **“Sensorless Control of Permanent Magnet AC motors”**, 20th International Conference on Volume 3, 1994.
- 27 **“Publicações – Balanço Energético Nacional”**, disponível em http://www.mme.gov.br/site/menu/select_main_menu_item.do?channelId=1432&pagId=4123 , site do Ministério das Minas e Energia, Acesso em Junho de 2006.
- 28 MONTEIRO, J. R. B. A., **“Transformação DQ Não Senoidal Para Máquinas Síncronas Com Ímã Permanente no Rotor”**; Tese de Doutorado; EESC-USP, São Carlos (BRA), 2002.
- 29 MONTEIRO, J. R. B. A., **“Estratégias de Acionamento e Controle em Máquinas CA de Ímã Permanente com Fluxo não senoidal”**, 119p. Dissertação (Mestrado) -- Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos 1997.
- 30 **“Catálogo de produtos – USI – CORE”**, disponível em <http://www.usiminas.com.br/produtos/> , site da Usiminas, Acesso em Junho de 2006.

APÊNDICE A - Os sistemas de refrigeração

A.1 Historia da refrigeração

O conceito da refrigeração dos alimentos para melhorar o seu paladar já era conhecido há muito tempo pelas civilizações antigas, como por exemplo, a civilização Chinesa muitos séculos antes de Cristo, a qual já empregava o gelo natural retirado das superfícies de rios e lagos congelados para tal fim. O gelo era, então, conservado em enormes buracos cobertos por palha, e gradativamente utilizados para a conservação e melhoria do paladar principalmente do chá que consumiam. Outras civilizações que faziam o uso do gelo, nestes casos retirados das montanhas, eram a Grega e a Romana, cujo principal intuito era para a preparação de bebidas e alimentos gelados. Já a Civilização Egípcia, devido a sua posição geográfica, fazia uso do fenômeno da evaporação da água em moringas para, assim, obter água a temperaturas menores, utilizada também para o preparo de alimentos. Este fenômeno ocorre devido à porosidade das jarras de barro, que ao deixar passar a água pela evaporação, promove o resfriamento da água contida no interior do jarro.

Somente após a descoberta do microscópio no fim do século XVII, verificou-se que a presença de determinados microorganismos, tais como micróbios e bactérias, invisíveis a olho nu, eram responsáveis pela deterioração dos alimentos e que a redução das temperaturas diminuía consideravelmente a capacidade de reprodução destes microorganismos. Este estudo foi conduzido principalmente pelo químico francês Louis Pasteur. Com isto, a partir do século XVIII, houve grande

desenvolvimento da indústria do comércio do gelo, a qual passou a comercializar o gelo proveniente da natureza. Porém, havia várias desvantagens, como a dependência direta da natureza para se obter a matéria prima, regiões tipicamente tropicais tinham dificuldades para receber o gelo, devido ao grande desperdício durante o transporte, à difícil estocagem mesmo em regiões frias, pois os armazéns tinham pouca isolamento térmica. Foram estas dificuldades que levaram vários pesquisadores e engenheiros a estudar maneiras de se obter artificialmente o gelo, o que levou em 1834 à construção do primeiro sistema mecânico de refrigeração, precursor dos atuais sistemas de refrigeração. Foi em 1855, na Alemanha, que surgiu outro princípio para a produção de gelo, que utilizava o princípio da absorção, fenômeno descoberto em 1824 por Michael Faraday. O aparecimento das primeiras geladeiras ocorreu no princípio do séc. XIX (Figura A.1), constituindo de recipientes isolados por placas de cortiça, cuja parte interior era preenchida pelo gelo artificial produzido mecanicamente e pelos alimentos para conservação. Com isto, ocorria absorção do calor dos alimentos pela fusão do gelo, sendo que, a água derretida era retirada do recipiente.

Figura A.1. Primeiras geladeiras, séc. XIX.

Foi, no entanto, no Séc. XX com o surgimento de uma das grandes conquistas da humanidade, a eletricidade, que começa a substituição do vapor para impulsionar e

movimentar pequenas máquinas e motores. O primeiro refrigerador doméstico surge em 1913, ainda com funcionamento manual, o que relativamente dificultou a sua disseminação. Em 1918, o primeiro refrigerador elétrico totalmente automático foi fabricado pela Kelvinator Company e, a partir de 1920, com vários aperfeiçoamentos, a produção de refrigeradores cresceu absurdamente. Tanto nos refrigeradores antigos, quanto nos atuais, seu funcionamento baseia-se no ciclo de refrigeração. Este ciclo de refrigeração pode ser resumido como um circuito fechado, onde o gás refrigerante, tornando-se sucessivamente líquido e vapor, absorve calor no estado de baixa temperatura e pressão pela sua evaporação e rejeita calor a alta temperatura e pressão através da condensação, (18). Isto se deve ao fato do fenômeno da criogenia dos gases, ou seja, a capacidade de se retirar calor do ambiente quando ocorre a expansão do gás. Vários tipos diferentes de gases são utilizados conforme as aplicações e restrições ambientais impostas, os quais serão vistos a seguir.

A.2 Tipos de gases

Os primeiros gases utilizados para refrigeração foram os dióxidos de enxofre, a amônia, e o cloreto de metil, gases estes inflamáveis e perigosos na sua utilização. Foi então que surgiu o primeiro gás amplamente utilizado em escala industrial que foi o Freon 12 ou R12, a base de cloro-fluor-carbono. Tinha as vantagens de utilizar uma pressão de trabalho muito inferior às dos gases anteriores e por não ser inflamável. Este gás foi amplamente utilizado até quando foi descoberto que era o principal responsável pela destruição da camada de ozônio e que também influencia o aquecimento global terrestre. Foi a partir de então que se iniciou a utilização de outros gases, como o R134a e o isobutano (R600a), isentos de cloro e bem menos danosos.

Para a utilização destes novos tipos de gases, foi necessário um estudo completo sobre a compatibilidade química dos mesmos com os componentes internos do sistema de refrigeração, devido à alta miscibilidade destes gases com outras substâncias. Houve necessidade de adequar todo o processo produtivo em relação aos produtos quimicamente compatíveis com estes gases. Vários tratados entre os países desenvolvidos foram estabelecidos com o objetivo de diminuir os efeitos sobre a camada de ozônio e o aquecimento global, dentre os quais se destaca o protocolo de Kyoto (19)

A.3 Principais Componentes de um sistema de refrigeração

Sobre o sistema de refrigeração, os principais componentes de um ciclo de refrigeração podem ser descritos abaixo (20).

A.3.1 Compressores

A sua principal função é o aumento da pressão do gás através de sua compressão, aplicados em refrigeração e desenvolvidos em circuitos especialmente projetados para utilização de refrigerantes (21). São hermeticamente seladas, sendo a carcaça completamente fechada, apresentando apenas entradas e saídas para o fluido e para as conexões elétricas do motor, não podendo ser removida para manutenção.

Dentre os principais tipos de compressores, encontram-se conforme (18), (20):

Figura A.2. Compressor Hermético.

- Alternativo: formado pelo conjunto de pistão / cilindro, sendo este conjunto preso a um eixo fixo ao rotor de um motor de indução monofásico. O nome alternativo foi dado graças ao seu movimento, aspirando gás em um sentido e descarregando o mesmo no outro sentido.

Figura A.3. Compressor alternativo.

- Parafuso: consiste basicamente em duas barras helicoidais ajustadas entre si, em um invólucro estacionário, com aberturas de sucção e descarga. Para garantir a estanqueidade das roscas, o projeto deste compressor inclui bombeamento de óleo para o sistema, Figura A.4.

- Rotativo de palhetas deslizantes: o gás aprisionado em um determinado volume, comprimido através de um cilindro, que ao girar as palhetas deslizantes, diminui o volume e, conseqüentemente, aumenta a pressão do gás até o ponto onde ocorre a sua descarga, figura A.5.

Figura A.4. Compressor do tipo parafuso.

Figura A.5. Compressor Rotativo de Palhetas.

- Centrífugo: o gás percorre um caminho com vários cilindros até que a pressão de descarga seja atingida.

Figura A.6. Compressor Centrífugo.

- *Scroll*: o gás passa por duas espirais, uma fixa e outra móvel. Conforme a espiral se movimenta, o gás aprisionado é levado para os centros das espirais, aumentando gradativamente a pressão até a descarga do compressor.

Os compressores atualmente utilizados em sistemas de refrigeração são do tipo alternativo em sua grande maioria, os quais possuem um motor elétrico para a rotação de um eixo excêntrico, no qual está fixo a biela e esta acoplada ao pistão, fazendo então, a transformação do movimento rotativo para o movimento alternativo. A carga aplicada pelo compressor ao motor varia em função da posição do rotor, conforme Fig. A7:

Figura A.7. Curva Torque imposta pelo conjunto mecânico *versus* Posição do rotor do compressor alternativo.

Este pico de torque exigido se deve pelo início da compressão desde a posição zero, até a posição de aproximadamente 280°, quando ocorre a descarga do gás pelo sistema de descarga do compressor. Assim, temos que o rotor irá sentir uma carga pulsante, em função da posição do rotor. Esta variação de carga pode ocasionar uma variação da velocidade e vibração do compressor, alterando a sua eficiência e o ruído gerado, (11).

Dentre as diversas aplicações dos compressores em sistemas de refrigeração, estes podem ser classificados conforme a faixa de temperatura de evaporação, segundo a norma ASHARE:

Tabela A.1 – Faixa de aplicação dos compressores com temperaturas de evaporação

FAIXA DE APLICAÇÃO	TEMPERATURA DE EVAPORAÇÃO
BAIXA PRESSÃO DE EVAPORAÇÃO	-34,4 A -12,2°C
MÉDIA PRESSÃO DE EVAPORAÇÃO	-15 A +12,8°C
/ALTA PRESSÃO DE EVAPORAÇÃO	-20,0 A +10,0°C
PRESSÃO COMERCIAL DE EVAPORAÇÃO	-17,8°C A +10,0°C
ALTA PRESSÃO DE EVAPORAÇÃO / AR CONDICIONADO	0 A +12,8°C

As principais características de um compressor quanto ao seu desempenho são:

1) Capacidade frigorífica: indica a quantidade de deslocamento do fluido refrigerante. Quanto maior a capacidade, maior deverá ser o conjunto mecânico para produzir este deslocamento e, conseqüentemente, maior será o motor elétrico para atender às exigências de torque da bomba. Este deslocamento depende da velocidade do compressor, das dimensões do cilindro / deslocamento do excêntrico, é medida em BTU/h ou W e significa o quanto de calor será retirado do sistema. Quanto maior o sistema de refrigeração, maior deverá ser a capacidade frigorífica do compressor. O termo BTU vem do inglês British Thermal Unit e significa Unidade Térmica Inglesa. Equivale aproximadamente à quantidade de calor desprendida por um palito de fósforo aceso.

Para o correto funcionamento do compressor dentro do sistema de refrigeração, é necessário, o desenvolvimento de motores elétricos que atendam às exigências de funcionamento, conforme cada aplicação.

Deve ficar claro que os valores obtidos da capacidade frigorífica seguem normas internacionais estabelecendo os valores de temperaturas de evaporação e condensação, definindo assim as pressões de trabalho.

2) Eficiência – EER, Efficiency energy rate ou taxa de eficiência energética- (BTU/Wh) indica a relação entre a quantidade de fluido refrigerante bombeado pela potência elétrica consumida pelo motor. Quanto maior o EER do compressor, melhor será o aproveitamento da energia elétrica e assim a desempenho do compressor.

Convém destacar a importância do consumo de potência elétrica do motor para a obtenção de compressores com maiores eficiências energéticas. Desde 1993, quando foi criado o selo PROCEL aplicável ao ramo de refrigeração, os fabricantes têm como desafio a obtenção de equipamentos cada vez mais eficientes, com o intuito de se obter a melhor classificação quanto ao item economia de energia. A classificação do selo PROCEL varia da letra A até a letra G, ou seja, do mais eficiente para o menos eficiente, (22). O selo PROCEL pode ser visto atualmente nos refrigeradores utilizados no Brasil, conforme Figura A.8.

Este selo indica o consumo mensal do refrigerador, através de testes padronizados e estabelecidos por normas (23).

Energia (Elétrica)	
Fabricante Marca	COMBIADO
Tipo de Equipamento	Ar condicionado compressor refrigerante CR03391217
Modelo/Série(V)	
Mais eficiente 	A
Menos eficiente 	
CONSUMO DE ENERGIA (kWh/mês) (baseado no teste padrão)	51,3
Volume do compartimento refrigerado (m³) Temperatura do compartimento do compressor (°C) Capacidade de resfriamento (kg/24h) Tempo relativo de conservação de energia (%)	200,0 25,0 1000-10 4,0 25
Regras para instalação e manutenção: 100% de eficiência de conservação de energia Leia as instruções e recomendações de uso. Não o Manuseie ou quebre.	
PROCEL <small>Programa Nacional de Conservação de Energia Elétrica</small> IMPORTANTE: A RESERVA DESTA ETIQUETA, ANTES DA VENDA, É PARA DESEMPENHO COM O CONSUMO DE ENERGIA ELÉTRICA

Fig. A.8. Selo de Qualidade do PROCEL.

A.3.2 Conjunto Motor elétrico

O motor utilizado atualmente na maioria dos compressores é o de indução monofásico, cujas principais alterações estão diretamente ligadas com a melhoria do desempenho dos compressores.

Nos últimos anos, estes motores aplicados em sistemas de refrigeração têm sofrido inúmeras evoluções com a finalidade de melhorar o seu desempenho e diminuir o consumo. O funcionamento, bem como as melhorias, serão descritas no anexo B.

A.3.3 Condensadores

Tem a principal função de rejeitar o calor, transformando o gás quente, entregue pelo compressor a alta pressão, em líquido. O primeiro passo é a diminuição da temperatura até a temperatura de condensação, porém o gás se encontra ainda no

estado gasoso. Ao atingir a temperatura de condensação, inicia-se a transformação do gás do estado gasoso para o líquido. Esta é a etapa da condensação (18).

Após a condensação, agora já no estado líquido (líquido saturado), ocorre o resfriamento por mais alguns graus, sendo esta etapa conhecida como sub-resfriamento (18).

Existem diversos tipos de condensadores, como podem ser descritos abaixo (18):

- 1) Condensadores de cascos e tubos.
- 2) Condensadores de casco e serpentina.
- 3) Condensadores de tubos duplos.
- 4) Condensadores atmosféricos.
- 5) Condensadores evaporativos.
- 6) Condensadores resfriados a ar.

A.3.4 Dispositivos de expansão – Tubo Capilar

Este tipo de dispositivo é muito utilizado em sistemas de refrigeração de pequeno porte, como condicionadores de ar residenciais, refrigeradores domésticos, vitrines para refrigeração comercial, *freezers* e bebedouros de água.

Fig. A.9. Tubo capilar.

Tem principalmente duas funções principais: a redução da pressão do refrigerante líquido e a regulação da quantidade (vazão) da mistura gás/líquido que

entrará no evaporador. Esta regulação da vazão baseia-se no princípio de que uma massa de refrigerante no estado líquido passará mais facilmente através de um capilar do que a mesma massa de refrigerante no estado gasoso.

A redução de pressão ocorre devido à fricção do gás no interior do capilar e pode ser obtida através de diferentes diâmetros internos e comprimentos, o que além da pressão, alterará também a vazão. Quanto maior for esta fricção, maior será a diferença de pressões.

A.3.5 Dispositivos de expansão – Válvulas de expansão

Sua principal função é o controle da quantidade de refrigerante na entrada do evaporador, sendo os principais tipos: manual, automática, de bóia, elétrica e termostática. Um exemplo típico de válvula de expansão termostática, onde o fluxo pode ser alterado conforme o ajuste manual pode ser visualizado na Fig. A.10:

Válvula de expansão
termostática

Válvula de expansão
manual

Válvula de expansão
automática

Figura A.10. Válvulas de Expansão.

A.3.6 Evaporadores

Sua principal função é a transformação do refrigerante do estado líquido para o gasoso.

Figura A.11. Evaporadores.

Figura A.12. Evaporadores.

A sua eficiência depende principalmente de três considerações:

- 1) Possuir área suficiente para absorver todo o calor necessário.

2) Espaço suficiente que permita a existência do refrigerante líquido e do vapor separado do líquido.

3) Não provoque queda de pressão suficientemente alta entre a entrada e a saída do evaporador.

Os evaporadores podem ser classificados em várias formas, porém as mais comuns são: tipos de alimentação de do líquido e a superfície de troca de calor (14).

A Figura A.13 ilustra um esquema com os componentes acima descritos e a figura Figura A.14 com as imagens dos componentes de um sistema de refrigeração real.

Figura A.13. Esquema de funcionamento da refrigeração.

A.4 Ciclo de refrigeração

O ciclo de refrigeração é considerado como um ciclo termodinâmico de fluidos refrigerantes por compressão de vapor, sendo representado pelo diagramas de Mollier (pressão x entalpia) e o diagrama de temperatura versus entropia. O ciclo de

compressão de vapor se destaca por ser o ciclo que mais se aproxima de um sistema de refrigeração para produção de frio: Controle Térmico de Ambientes (22).

Além deste ciclo a vapor, podem ser utilizados, para os sistemas frigoríficos (geladeiras, condicionadores de ar, resfriadores diretos e indiretos, etc), os ciclos a gás (onde não há mudança de fase), absorção e de efeito Peltier.

Figura A.14. Componentes do refrigerador.

O ciclo de refrigeração teórico pode ser visualizado e explicado através das seguintes etapas (20).

1) Ciclo no compressor ($8 \rightarrow 1$): na descarga do compressor, o gás refrigerante está na fase gasosa (vapor), a uma alta temperatura e pressão, considerado um processo adiabático (sem troca de calor do sistema com o meio externo), decorrentes do processo de compressão realizado pelo mesmo. Neste processo, a entropia é constante, ou seja, $S_8 = S_1$, como pode ser visto na Figura A.15. A pressão do gás na entrada do compressor é P_0 e após a compressão, na saída do

compressor, seu valor é P_1 . Neste ponto, à temperatura T_1 , saindo do tubo de descarga, o gás entra no condensador.

CIRCUITO DE REFRIGERAÇÃO

Figura A.15. Circuito de refrigeração.

2) Ciclo no condensador: estando sob alta pressão, passando pelo condensador, o fluido refrigerante se condensa e libera calor para o meio ambiente, chegando até o filtro secador, o qual está no começo do evaporador.

A principal função do filtro secador é a absorção da umidade e a retenção das impurezas.

Percorrendo-se o caminho de 1 até 4, ocorre a diminuição da temperatura e a condensação do gás, transformando para o estado líquido.

3) Ciclo na válvula de expansão: é onde ocorre a expansão do gás até atingir a pressão P_0 , tornando-se completamente gasoso nos pontos 7 e 8 na entrada do compressor.

4) Ciclo evaporador: no evaporador, ocorre a transferência de calor a pressão constante P_0 e a temperatura constante, ou seja, o calor transferido ao refrigerante no evaporador não modifica a temperatura, mas sim muda o seu estado para o gasoso.

Já o ciclo real apresenta algumas diferenças. Uma delas seria a variação entre as pressões de descarga, líquido e sucção, assim como no condensador e evaporador. Outra diferença é o sub-resfriamento do refrigerante existente na saída do condensador. Para garantir a entrada de somente refrigerante na fase gasosa, os sistemas são projetados para que ocorra o superaquecimento na entrada do compressor (20).

APÊNDICE B – O motor de indução atual Monofásico

B.1 Introdução

O motor de indução monofásico é o tipo mais comum de motor elétrico utilizada em equipamentos de baixa potência e principalmente uso residencial. São aplicados, nos refrigeradores, nos condicionadores de ar, máquinas de lavar, centrífugas, etc. Nos sistemas de refrigeração, estes motores são amplamente utilizados.

Segundo a *American Standard Definition*, a definição do motor *split phase* ou de fase dividida é a seguinte: é um motor de indução monofásico constituído de uma bobina auxiliar, com sua posição magnética deslocada em relação à bobina principal e conectada em paralelo com esta bobina (24).

Assim, o estator é então constituído de duas bobinas posicionadas fisicamente em quadratura, sendo uma delas a bobina de marcha ou principal, e a outra a bobina de partida ou auxiliar inseridas nas ranhuras do estator. O rotor é também constituído de ranhuras, sendo estas preenchidas por alumínio injetado a alta temperatura, conhecido popularmente como rotor de gaiola de esquilo, devido ao seu formato, sendo as barras de alumínio curto circuitadas nas extremidades. Na figura B.1 tem-se o esquema do motor de indução monofásico (2):

Figura B.1. Esquema do motor de indução monofásico.

Na Figura B.2, podemos visualizar a disposição das bobinas no interior do estator (ranhuras), bem como as isolações utilizadas para que não ocorram danos nos fios esmaltados e fuga de corrente.

Figura B.2. Enrolamento de estator: bobina principal e auxiliar.

Na Figura B.3, temos um rotor de gaiola de esquilo com a identificação das principais partes:

Figura B.3. Rotor Gaiola de Esquilo.

Na Figura B.4, temos somente a gaiola de esquilo de alumínio, depois da corrosão por ácido do aço do rotor:

Figura B.4. Gaiola de Esquilo de alumínio do rotor.

O seu funcionamento baseia-se no princípio da indução de corrente nas barras de alumínio do rotor, sendo alimentados diretamente pela tensão AC disponível nas redes elétricas. Por este motivo, estes motores são projetados especificamente para cada tensão de trabalho, bem como a faixa de funcionamento. Por este motivo, há uma enorme combinação de altura de pacote, bitola dos fios das bobinas principal e auxiliar, número de espiras nas ranhuras para atender todas as aplicações. A condição para que haja campo magnético rotacional é que as duas componentes do

campo magnético se combinem de tal forma que produzam um campo constante, porém rotacional e de velocidade constante. Em funcionamento, temos somente um conjunto de bobina energizada, a bobina principal, produzindo um campo magnético estacionário, porém, variando em amplitude. Entretanto, as barras de alumínio do rotor estarão atravessando o campo do estator, sendo então tensões induzidas nas mesmas. Esta tensão induzida no rotor está em fase com a corrente de magnetização e o fluxo do estator. Com esta diferença de tensão nas barras do rotor, corrente começará a circular pelas barras, gerando assim, uma outra componente de campo magnético. Esta componente estará em atraso em relação à tensão, devido à impedância deste circuito do rotor ser praticamente reativa. Assim, com o motor em funcionamento, temos as duas componentes de campo necessárias para gerar o campo magnético rotacional. No momento da partida, como o rotor ainda não está cortando o fluxo criado pela bobina principal, é necessária a presença da bobina auxiliar para seja criado um campo magnético, o qual em conjunto com o campo da bobina principal, gere um campo magnético rotacional. A uma velocidade pré-determinada, esta bobina é desligada, e o torque gerado pela bobina principal e pelo campo gerado pelo rotor é suficiente para manter o funcionamento do motor.

B.2 Tipos de motor de indução Monofásico

A bobina auxiliar é controlada por alguns tipos de dispositivos que têm a função de desligá-la, como por exemplo, chaves centrífugas ou relés de corrente. Desta forma, os motores de indução monofásicos são essencialmente classificados conforme o tipo de sistema de partida, sendo os mais comuns os listados abaixo:

- 1) Partida por resistência – Ambas as bobinas são conectadas durante a partida do motor, sendo a bobina auxiliar desconectada ao atingir uma determinada velocidade.

Pelo fato da bobina auxiliar possuir uma resistência bem maior que a principal, ocorre uma diferença de fase entre as correntes da auxiliar e principal de até no máximo 30° . Ambas as correntes estão em atraso em relação à tensão de alimentação. O fluxo rotacional gerado por ambas as bobinas é suficiente para fornecer torque para a partida do motor. A Figura B.5 ilustra o esquema de ligação do motor, bem como o diagrama de correntes.

Figura B.5. Partida por resistência: (a)Esquema, (b) Formas de ondas da corrente e (c) diagrama fasorial das correntes.

2) Partida com capacitor-de-partida ligado em série com a bobina auxiliar – Neste caso, a corrente da auxiliar está em avanço com relação à tensão de alimentação e

a defasagem entre as correntes da auxiliar e a principal se aproxima de 90° . Neste caso, a bobina auxiliar é projetada para o uso com capacitor de partida, normalmente tendo mais espiras e diâmetro pouco menor que a bobina principal. Devido à esta defasagem, o fluxo rotacional gera um campo magnético muito maior, produzindo um torque de partida bem mais elevado. Após atingir determinada velocidade, a bobina auxiliar é desligada. Na Figura B.6, segue o esquema de ligação do motor, bem como o diagrama de correntes.

Figura B.6. Partida com capacitor de partida em série com auxiliar: (a)Esquema, (b) Formas de ondas da corrente e (c) diagrama fasorial das correntes.

3) Capacitor permanente ligado em série com bobina auxiliar – Neste caso, tanto a bobina auxiliar quanto o capacitor permanecem ligados diretamente, sem a utilização de dispositivos de partidas. A bobina de marcha se assemelha aos casos anteriores. Devido à utilização de capacitores permanentes, de valores de capacitância bem

menores do que os capacitores de partida, torna-se necessário elevar a tensão no capacitor através do aumento do número de espiras da bobina auxiliar, sendo a sua bitola um pouco menor que a da bobina de marcha. Neste caso, a corrente na auxiliar está também em avanço com relação à tensão de sistema com capacitor de partida. Com isto, o torque de partida é inferior quando comparado ao caso anterior. Na Figura B.7, segue o esquema de ligação do motor, bem como o diagrama de correntes.

Figura B.7. Partida com capacitor permanente em série com auxiliar: (a)Esquema, (b)

Formas de ondas da corrente e (c) diagrama fasorial das correntes.

Considerando o mesmo tamanho de motor, em função da característica da carga a ser acionada, o projeto do motor de indução monofásico específico para cada

situação apresenta curvas de torque x velocidade diferentes, que podem ser visualizadas na Figura B.8:

Figura B.8. Curvas de Torque versus velocidade para motores de indução monofásicos de mesmo tamanho em função da carga.

B.3 O desenvolvimento dos motores de indução monofásicos

As melhorias atingidas nestes tipos de motores, principalmente quanto à eficiência, foram conseguidas ao longo dos anos através de várias modificações, onde muito dos resultados positivos foram obtidos experimentalmente. Dentre as principais alterações podemos destacar os seguintes aperfeiçoamentos:

- 1) Novos projetos de perfil da laminação do estator e rotor, buscando obter-se o máximo de aproveitamento do fluxo magnético. Perfil este relacionado com os diâmetros interno e externo.
- 2) Alteração do tamanho das ranhuras do estator e rotor, como raio interno, externo, altura da ranhura, distância da ranhura com relação ao diâmetro externo, etc.
- 3) Aprimoramento da qualidade das chapas de aço utilizadas nos motores elétricos, com menores perdas e maior permeabilidade.

- 4) Melhorias no processo produtivo, objetivando-se o aumento de fator de preenchimento das ranhuras do estator.
- 5) Trabalhos realizados no tratamento térmico das chapas de aço com o objetivo de diminuição das perdas.

Com isto, temos que este tipo de motor de indução monofásico atingiu um alto nível de eficiência, alcançando um patamar crítico.

APÊNDICE C – Acionamento dos motores MSIP

C.1 Tipos de acionamentos

Basicamente, os motores MSIP podem ser classificados quanto ao acionamento e construção das bobinas do estator em dois tipos, conforme a forma de onda da força eletromotriz gerada: senoidal ou trapezoidal. Isto ocorre conforme a distribuição e ligação das bobinas do estator e a magnetização dos ímãs, o qual gerará diferentes forças eletromotrizes (9).

Estas duas formas de tensão podem ser visualizadas na Figura C.1 (a) e (b).

(a)

(b)

Figura C.1. Formas de onda da FCEM: (a) FCEM senoidal (b) FCEM trapezoidal.

Construtivamente, estes dois tipos de motores, para a mesma potência, são diferentes quanto à construção das bobinas e a magnetização dos ímãs. No motor senoidal a distribuição das bobinas do estator terá que ser senoidal (semelhante à distribuição dos motores AC), havendo a necessidade de maior número de ranhuras. Além disto, os ímãs deverão ser magnetizados com uma distribuição de fluxo senoidal em sua superfície(7).

No motor trapezoidal, o qual tem a propriedade de alterar a corrente das bobinas em sincronismo com a passagem do pólo magnético do ímã, a tensão gerada será na forma trapezoidal, ou com também chamado, de onda quadrada. Neste tipo de motor as bobinas são concentradas para gerar as correntes na forma trapezoidal (25).

A primeira consideração a ser feita no projeto do motor é a escolha de qual tipo de motor será utilizado, pois irá definir características do projeto do motor. O tipo trapezoidal foi o escolhido, pois a magnetização dos ímãs é feita c/ fluxo constante, facilitando o processo de magnetização, ao invés de uma variação senoidal da

magnetização ao longo da superfície do ímã utilizada no tipo senoidal. Além disto, a concentração das bobinas do motor trapezoidal facilita o processo de fabricação dos estatores, semelhante ao já existente atualmente para o motor de indução. No arranjo senoidal há necessidade de maior quantidade de fios, dificultando a inserção de fios (9), e aumento do número de ranhuras, levando a um novo projeto de laminação de estator, inviabilizando o trabalho para o aproveitamento da lamina já existente do motor de indução.

Com relação ao circuito eletrônico do motor, o conversor é o mesmo para ambos os motores, sendo que somente a estratégia ou o *software* do controlador deve ser alterado em função do motor ser trapezoidal ou senoidal. Este algoritmo é alterado em função do acionamento das chaves que acionam as bobinas do motor. O conversor permite um controle do torque do motor através da corrente aplicada às bobinas e da velocidade através da tensão aplicada, além de proteger o motor contra eventuais curtos ou sobre correntes que podem afetar o seu funcionamento.

A Figura C.2 ilustra os principais blocos do conversor. É basicamente composto de uma fonte CC de alimentação, alimentada por uma tensão AC, uma ponte de transistores/IGBT's para acionamento das bobinas, um sistema de isolamento entre a parte de potência e a parte lógica, o controlador de velocidade e corrente para controle do torque e velocidade do motor, além dos sinais de entrada para o controlador que especificam principalmente a velocidade de trabalho do motor.

A fonte de alimentação do circuito é basicamente composta de uma ponte retificadora e capacitor de filtro. Normalmente os controladores possuem canais com modulação por largura de pulso (PWM - *Pulse Width Modulation*), pois através desta modulação pode ser variada a frequência para o motor e o ciclo de trabalho. Em função do comprometimento entre perdas nos componentes e da máxima frequência

de chaveamento, é definido a frequência do *PWM*. Com a variação do ciclo de trabalho pelo *PWM*, a tensão média aplicada ao motor pode variar, e conseqüentemente variar a velocidade do motor. Outra vantagem da utilização do *PWM* é que, quando se tem uma tensão do barramento de alimentação do motor muito maior que a tensão nominal do motor, pode-se limitar esta tensão através da variação do ciclo de trabalho do *PWM* aplicado ao motor. Assim, tem-se que um mesmo motor pode ser ligado a diferentes tensões de alimentação, comum em diferentes países, pois a tensão retificada pela fonte fornecerá a tensão de barramento que através de *PWM* é aplicada ao motor (11).

Figura C.2. Esquema do conversor.

C.2 Métodos de partida

Dentre alguns métodos de partidas, destacam-se dois citados a seguir (26):

- 1) São aplicadas correntes nas fases do motor correspondentes a um perfil de aumento de frequência de chaveamento. A partir de um determinado instante, quando é possível fazer as leituras da força eletromotriz, o controlador passa a

utilizar esta informação para continuar o chaveamento do motor e a sua correspondente aceleração.

2) É aplicado ao motor certo padrão de *PWM* em determinados transistores pelo inversor, com um tempo de aproximadamente 200 μ s para que ocorra alinhamento do rotor, por exemplo, com a fase A. Sabendo-se então que o rotor está alinhado com esta fase, inicia-se o chaveamento a partir desta posição.

C.3 Características dos transistores de chaveamento

Os inversores para o acionamento das bobinas possuem assim transistores que são responsáveis pelo fornecimento de corrente, e por esta razão, devem ter algumas características avaliadas na sua escolha. Estas características são (7):

- 1) Valor de tensão zero após o chaveamento, para assim minimizar as perdas de condução e, também, a perda de tensão que poderia ser utilizada para acionar o motor.
- 2) Corrente de fuga próxima de zero no estado de não condução, para assim diminuir as perdas conseqüentes do produto da corrente pela tensão.
- 3) Alta capacidade de bloquear corrente quando a tensão é maior que a tensão de alimentação, geralmente dependente dos transientes gerados.
- 4) Devido à grande variação da tensão nos terminais de potência do circuito, isto pode gerar ruídos prejudiciais, caso o circuito eletrônico não possua capacidade de filtrá-los.
- 5) Os transistores devem possuir alta capacidade de variação de corrente em função do tempo, sem que haja avarias em seu funcionamento.
- 6) Alta velocidade de chaveamento, pois assim, ocorre minimização das perdas durante o chaveamento. Esta característica deve ser bem analisada, pois o custo

pela utilização de transistores de alta velocidade deve ser analisado em detrimento as perdas durante a condução, comparada com as perdas de chaveamento.

C.4 O circuito de potência para chaveamento das bobinas do motor

O motor utilizado na construção é um motor trifásico e por esta razão devemos utilizar um circuito de onda completa trifásico. Este circuito pode ser visto na Figura C.3.

Figura C.3. Circuito de onda completa trifásico.

Neste circuito temos que a máxima tensão que pode ser aplicada às bobinas é V_s a qual é aplicada em cada duas bobinas seqüencialmente. Devido à utilização de um circuito *PWM*, pode-se também, desse modo, alterar o valor aplicado em cada chaveamento. A Figura C.4. ilustra o chaveamento das bobinas e dos transistores.

Início em 30° até 90° : bobina C sem energia sendo as bobinas A e B energizadas com tensão V_s aplicada ao terminal A, obtendo-se assim corrente positiva nesta e negativa na B. Transistores Q1 e Q6 em funcionamento.

Entre 90° e 150° : no instante igual a 90° a bobina B é desligada passando a fluir corrente negativa pela C e positiva pela A, devido à tensão de alimentação continuar a ser aplicada na bobina A. Transistores Q1 e Q2 em funcionamento.

Figura C.4. Formas de onda das correntes e seqüência de chaveamento (7).

Entre 150° e 210°: no instante 150° a bobina A é desligada, passando aplicar-se a tensão V_S na bobina B, sendo a corrente positiva e a corrente na C negativa. Transistor Q3 e Q2 em funcionamento.

Entre 210° e 270°: no instante 210° a bobina C é desligada continuando a aplicar a tensão de alimentação na bobina B e passando a fluir corrente negativa pela A. Transistores Q3 e Q4 em funcionamento.

Entre 270° e 330°: no instante 270° a tensão de alimentação passa a ser aplicada na bobina C, passando assim uma corrente positiva e uma corrente negativa pela bobina A. Os transistores Q5 e Q4 estão em funcionamento.

Entre 330° e 30°: no instante 330° a bobina A é desligada, passando a fluir uma corrente negativa pela bobina B e positiva pela C. Os transistores Q5 e Q6 em funcionamento.

A partir deste ponto, a corrente na bobina C cai a zero e passa a ser aplicada a tensão V_S na bobina A, iniciando novamente o ciclo.

Assim temos nesta configuração o acionamento simultâneo de duas bobinas, a detecção do posicionamento do rotor pela força eletromotriz gerada na bobina não energizada, completando a sequência de chaveamento do motor.

C.5 Estratégias de controle para os motores trapezoidais

Basicamente as estratégias de controle dos motores trifásicos MSIP trapezoidais, tanto para ligação delta quanto para estrela, podem ser divididas em dois tipos, através da regulação de corrente de linha ou da tensão de linha aplicada ao motor, normalmente utilizando um circuito PWM já descrito anteriormente. Dentre os tipos de estratégia por controle de corrente, existem 4 diferentes métodos de controle, enquanto para o controle por tensão existem dois métodos.

Em todos os casos o chaveamento das bobinas obedece à sequência descrita na Figura 4, a qual mostra o chaveamento das bobinas pelos transistores e somente um transistor permanece chaveando, enquanto o outro permanece ligado direto.

Os tipos de estratégia são:

- 1) Controle de Corrente: C 120° Q1: indica que o controle é feito pela corrente e o transistor de chaveamento é o Q1 entre 30 e 150°. O transistor de saída deste caso é o Q6 entre o instante de 30 a 90°, e o Q2 entre 90 e 150°. Q2 e Q6 fazem somente a comutação das bobinas, assim como Q4.
- 2) Controle de Corrente: C 60° Q1: indica que o controle é feito por corrente, sendo o transistor Q1 chaveado durante somente os primeiros 60°, permanecendo ligado nos 60° restantes. O transistor de saída deste caso é o Q6 entre o instante de 30 a 90°, e o Q2 entre 90 e 150°. Q2 e Q6 fazem somente a comutação das bobinas.
- 3) Controle por tensão: V 120° Q1: indica que o controle é feito por tensão, sendo o transistor Q1 chaveado durante os 120° entre 30 e 150°. O transistor de saída deste caso é o Q6 entre os instantes de 30 a 90°, e o Q2 entre 90 e 150°. Q2 e Q6

fazem somente a comutação das bobinas, assim como Q4. Neste caso a frequência de chaveamento e o ciclo de trabalho do PWM para a tensão são ajustados para se obter a corrente desejada. Estas características do PWM dependem principalmente da velocidade do motor, pois esta irá influenciar a força eletromotriz induzida e, conseqüentemente, o chaveamento.

4) Controle por Corrente: C 120° Q6: indica que o controle é feito por corrente, sendo o transistor Q6 chaveado durante os 120° entre 30 e 150°. Agora o transistor de saída que sofre o chaveamento, enquanto o transistor Q1 permanece constante durante 60° entre o instante de 30 a 90°, e o Q5 entre 90 e 150°. Q1 e Q5 fazem somente a comutação das bobinas, assim como Q3.

5) Controle de Corrente: C 60° Q6: com relação à estratégia descrita no item 4, a diferença é que o transistor Q6 pode chavear durante somente 60°, de a 30 a 90° e permanecendo ligado nos outros 60°, de 90 a 150°.

6) Controle de tensão: V 120° Q6: é semelhante ao chaveamento do item 3, exceto pelo fato do transistor de chaveamento ser o Q6 ao invés do Q1.

Em todos os casos descritos acima, quando ocorre o chaveamento das bobinas, passando o transistor do estado de condução para desligado, a corrente por esta bobina continua fluindo e diminui até zero através do diodo de roda livre. No transistor que passa então para o estado ligado, a corrente começa a aumentar até atingir o valor estabelecido da corrente. Durante o intervalo em que há a diminuição da corrente que circula pelo diodo de roda livre e o aumento da corrente pelo transistor de condução, ocorre um pico de corrente na linha. Este tempo, até que a corrente que circula pelo diodo seja nula, é muito pequeno, sendo maior a altas velocidades ou em motores com alta indutância.

Dentre as características principais do controle trapezoidal, podemos citar (14):

- 1) As formas de onda da corrente de linha para ambas as estratégias de controle são idênticas, sendo Ajuste do chaveamento dos transistores feito para um valor de corrente pré-determinada.
- 2) Possuir sistemas de proteção do motor, caso ocorra sobre-corrente ou falha por curto circuito.
- 3) A estratégia de controle deve estar ajustada para que as correntes aplicadas às bobinas estejam em perfeita sincronia com os períodos de condução dos transistores.
- 4) A partir do sinal de erro de velocidade e função da velocidade pré determinada, o conversor deve ajustar o acionamento dos transistores para que a velocidade desejada seja atingida.