

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

ICARO CARDOSO VIEIRA

PROJETO DE DIPLOMAÇÃO

PORTO ALEGRE
2011

ICARO CARDOSO VIEIRA

PROJETO DE DIPLOMAÇÃO

Este documento é o Projeto de Diplomação de Icaro Cardoso Vieira a ser entregue ao professor orientador Luiz Tiarajú dos Reis Loureiro.

Orientador: Luiz Tiarajú dos Reis Loureiro

PORTO ALEGRE
2011

ICARO CARDOSO VIEIRA

PROJETO DE DIPLOMAÇÃO

Documento apresentado como requisito para a obtenção do grau de Bacharel pelo Departamento de Engenharia Elétrica da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Aprovada em: ____ de _____ de 2011.

BANCA EXAMINADORA:

Prof. Dr. Luiz Tiarajú dos Reis Loureiro – UFRGS

Prof. Dr. Luís Alberto Pereira – UFRGS

Paulo Eckert - UFRGS

PORTO ALEGRE
2011

RESUMO

Este trabalho é composto de três partes: pesquisa de máquinas síncronas a ímãs permanentes utilizadas no passado, projeto de uma máquina deste tipo a partir do zero e projeto de uma máquina deste tipo utilizando-se estruturas existentes.

A primeira parte é uma revisão bibliográfica em busca de topologias que tenham sido estudadas ou tenham sido produzidas comercialmente; suas vantagens e desvantagens técnicas são discutidas.

Na segunda parte, uma pesquisa a projetos de máquinas elétricas, em busca de parâmetros que permitam projetar uma máquina síncrona a ímãs permanentes de pequeno porte, é feita. É dada ênfase aos fatores de enrolamento.

A terceira parte destina-se ao projeto de um protótipo de demonstração baseado em uma máquina de indução existente com ímãs permanentes inseridos em seu rotor.

ABSTRACT

This work is composed of three parts: research for permanent magnet synchronous machines used in the past, design of this kind of machine from scratch and design of this kind of machine using existing structures.

The first part is a bibliographic revision in search for topologies that have been studied or commercially produced; their technical advantages and disadvantages are discussed.

In the second part, a research on design of electrical machines, in which parameters that allow one to design a small permanent magnet synchronous machine, is made. Emphasis to the winding factors is given.

The third part is destined to the design of a demonstration prototype based in an existing induction motor with permanent magnets inserted in its rotor.

LISTA DE QUADROS

Quadro 1 – Característica preponderante em função do parâmetro λ	26
Quadro 2 – R e I em função de λ com volume ativo constante	27
Quadro 3 - Amplitude de cada harmônica da tensão induzida e da indução no entreferro. ...	39
Quadro 4 - Amplitude de cada harmônica de indução.	42
Quadro 5 – Análise de Fourier do Fem2000.....	48
Quadro 6 – Fator K.....	50
Quadro 7 – Amplitudes corrigidas.....	50

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Uma gaiola convencional	10
Figura 2 - Característica $C \times \omega$ global de um motor de ímãs permanentes de partida automática típico	11
Figura 3 - Curvas de magnetização (esquerda) e produto de energia (direita) de alguns ímãs comerciais	13
Figura 4 - Um motor Permasyn de 4 polos	14
Figura 5 - Configuração de máquina de ímãs permanentes da Siemens	15
Figura 6 - Modelo da Siemens com rotor externo	16
Figura 7 - Motor híbrido típico	17
Figura 8 - Um motor de 12 pólos com ímãs tangencialmente polarizados entre segmentos polares	18
Figura 9 - Configuração de um motor de ímãs permanente do tipo discutido acima (esquerda) e distribuição do campo (direita)	19
Figura 10 - Rotor de um motor Lundell	20
Figura 11 - Um rotor em garra (esquerda) e uma unidade construtiva (direita)	21
Figura 12 - Formato preliminar da máquina projetada a partir do zero	29
Figura 13 - Determinação de s	33
Figura 14 - Dimensões preliminares (em mm)	36
Figura 15 - Formato analítico da onda de indução no entreferro	37
Figura 16 - Onda de tensão induzida com fundamental de valor eficaz de 12V	40
Figura 17 - Série truncada da onda de indução até a 15 ^a harmônica	41
Figura 18 - Curva de magnetização do ferrite anisotrópico (segundo quadrante)	41
Figura 19 - Linhas equipotenciais	42
Figura 20 - Onda teórica (pontilhada), onda da simulação em software de elementos finitos (tracejada) e fundamental comum às duas	43
Figura 21 - Estator da máquina existente	44
Figura 22 - Máquina de ímãs transversais	45
Figura 23 - Máquina com ímãs posicionados no entreferro	46
Figura 24 - Linhas equipotenciais da máquina com ímãs no entreferro	47
Figura 25 - Onda de indução no entreferro	47
Figura 26 - Onda de indução com os fatores de enrolamento aplicados a cada harmônica	51

Figura 27 - Estator com os enrolamentos originais52

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	9
2. A MÁQUINA DE POLOS RANHURADOS E ÍMÃS PERMANENTES	10
2.1. Generalidades	10
2.2. Aspectos técnicos	11
2.3. Ímãs permanentes utilizados em máquinas	13
2.4. Aspectos construtivos	14
3. DIMENSIONAMENTO BÁSICO	22
3.1. Generalidades	22
3.2. Metodologia.....	22
3.3. Dimensionamento básico do rotor.....	23
3.4. Dimensionamento básico do estator e enrolamentos.....	30
3.5. Simulação em software de elementos finitos	41
4. PROJETO DE UM PROTÓTIPO DE DEMONSTRAÇÃO	44
4.1. Metodologia.....	44
4.2. Rotor de ímãs transversais	45
4.3. Rotor convencional.....	46
4.4. Fatores de enrolamento	48
5. CONCLUSÕES	53
REFERÊNCIAS.....	55

1. INTRODUÇÃO

Máquinas elétricas de demonstração, ou seja, para fins didáticos, não são facilmente encontradas para aquisição, e máquinas feitas sob medida certamente são caras. Além disso, não são acompanhadas por material escrito que descreva seu projeto, portanto sua utilidade como material de ensino é limitada.

Isso porque não há demanda de mercado que justifique esforço por parte da indústria em confeccionar máquinas com as características procuradas. O preço elevado é consequência da escala baixa ou inexistente de produção, pois os compradores potenciais seriam algumas instituições de ensino. Além disso, incluir detalhes de projeto no produto final é uma prática antieconômica.

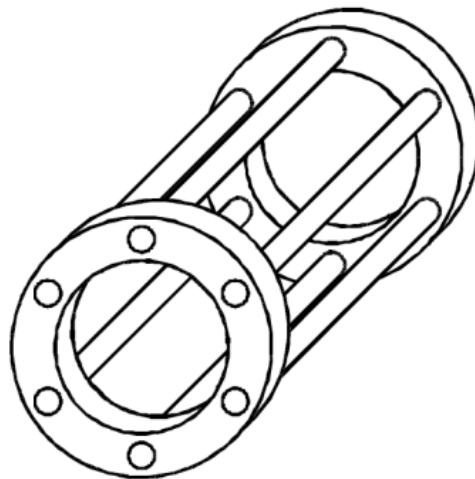
Portanto é desejável projetar uma máquina reprodutível e fácil de ser construída com ferramentas comumente disponíveis. É fundamental empregar materiais de baixo custo e alta disponibilidade. Como se deseja otimizar a função deste projeto como ferramenta de aprendizado, é importante que o material escrito exponha: a metodologia de projeto, as não idealidades e os aspectos construtivos.

O objetivo deste trabalho é projetar uma máquina com características construtivas simples, abordar os problemas de engenharia envolvidos, e revisar conceitos de projeto de máquinas. Também é uma revisão bibliográfica sobre o emprego de ímãs na construção de máquinas síncronas de polos ranhurados a ímã permanente de partida automática.

2. A MÁQUINA DE POLOS RANHURADOS E ÍMÃS PERMANENTES

2.1. Generalidades

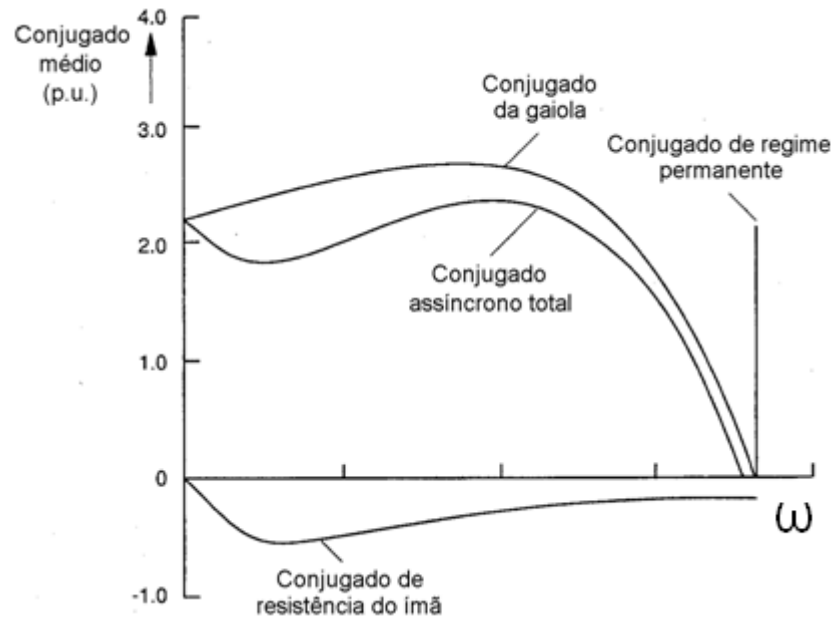
Os motores a ímã permanente de partida automática são máquinas polifásicas de velocidade constante projetadas para funcionar a partir de uma fonte de frequência e tensão eficaz fixas. Estas máquinas são alternativas de alta eficiência aos motores de indução, atualmente de vasto emprego em aplicações industriais, comerciais e domésticas.



Fonte: (2011, Internet)

Figura 1 - Uma gaiola convencional

Quando conectado a uma rede de tensão alternada trifásica equilibrada, o motor passa a acelerar. Durante esta etapa o conjugado é fornecido ao motor por uma gaiola convencional (figura 1), que atinge a velocidade síncrona quando o campo principal da máquina se alinha com o campo girante, o qual é consequência da excitação trifásica nos enrolamentos do estator. O campo principal se deve a correntes induzidas nos enrolamentos de campo ou, muito mais comumente, em uma gaiola de alumínio [3] [5].



Fonte: HAMDÍ (1994, p. 176)

Figura 2 - Característica $C \times \omega$ global de um motor de ímãs permanentes de partida automática típico

Quando o rotor começa a girar, o fluxo devido aos ímãs permanentes induz tensões que fazem circular correntes nos enrolamentos do estator. O conjugado associado a esta corrente se opõe ao conjugado acelerante induzido durante a partida. O conjugado total que acelera o rotor até a velocidade síncrona é a diferença entre o conjugado induzido e o conjugado imposto em sentido contrário pelos ímãs permanentes, como ilustrado na figura 2. Tendo-se concretizada a sincronização, o conjugado induzido se anula e o conjugado devido ao campo dos ímãs tem seu papel invertido, tornando-se o único a atuar na máquina [5].

2.2. Aspectos técnicos

O uso de sistemas a ímãs permanentes em máquinas elétricas teve uma aceitação crescente nas últimas décadas. Isso se deve em parte à demanda por sistemas que requerem campos confiáveis e de geração barata, para a qual são muitos utilizados os ímãs de ferrite. Um desenvolvimento mais importante, entretanto, é a utilização de novos materiais na construção de ímãs permanentes (como os de terras raras) em configurações especiais, de modo a satisfazer especificações que campos obtidos por enrolamentos percorridos por corrente elétrica simplesmente não podem. A eliminação do risco de desmagnetização sob condições de falta e a

necessidade de uma alta relação conjugado/volume ajudaram a concentrar esforços no desenvolvimento de máquinas a ímã permanente. Atualmente, os materiais empregados como ímãs permanentes estão disponíveis em um amplo espectro de características, ampliando a escolha da composição mais adequada a uma dada aplicação [5].

No início, um dos fatores mais limitantes no desenvolvimento de geradores a ímã permanente era a possibilidade de desmagnetização dos ímãs de alnico, que normalmente operam no segundo quadrante da curva de magnetização. Projetos posteriores empregaram ímãs cerâmicos e de terras raras; com um projeto cuidadoso, estes ímãs acabam não necessitando de estabilização e nem apresentando propensão a operar em laço inferior [5]. Hoje se pode dizer que boa parte das configurações para máquinas a ímã permanente já foi testada à exaustão, sendo que a topologia da maioria destas máquinas caiu em desuso por ter se descoberto posteriormente que máquinas de indução poderiam substituí-las em cust.

Máquinas a ímã permanente tendem a possuir maior eficiência do que máquinas de campos obtidos com enrolamentos já que, evidentemente, não possuem perdas por excitação. Além disso, não apresentam a parcela de perdas no cobre oriundas dos anéis de deslizamento [3] [5].

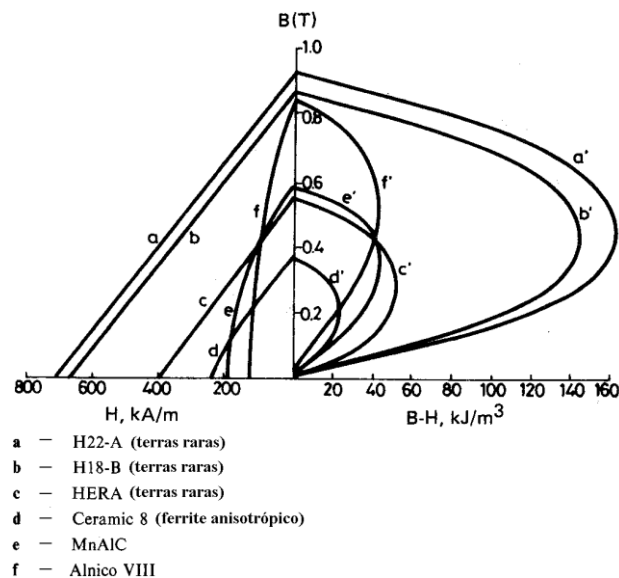
O uso de ímãs permanentes em máquinas de corrente contínua convencionais com comutadores resultou na criação de uma nova classe de máquinas. Os ímãs ocupam um volume menor quando comparados a enrolamentos de campo e, pelo menos para máquinas pequenas, esta é uma vantagem significativa. Além disso, a ausência de perdas por excitação aumenta a eficiência do motor, sendo que algumas máquinas tornam-se bastante viáveis em termos de custo quando ímãs cerâmicos são utilizados. Claramente, o controle da máquina pela variação da corrente de campo não é possível, pelo que são utilizados choppers em muitas aplicações [5].

Alguns projetos antigos empregaram geometrias realmente simples construtivamente, o que significou um mal aproveitamento do ímã. Se os ímãs forem de terras raras, isso pode ocasionar uma elevação considerável no custo de fabricação. O uso de ímãs expostos ao entreferro em máquinas síncronas pode ser citado como exemplo em alguns casos, pois a densidade de fluxo média no entreferro será necessariamente menor do que a do ímã em si e o ímã será maior do que o necessário [3] [5]. Esta limitação não se justifica para a maioria das aplicações.

2.3. Ímãs permanentes utilizados em máquinas

A possibilidade de escolha de materiais candidatos a ímãs permanentes aumentou consideravelmente nos últimos anos. Não apenas ímãs de alnico e ferrites, mas compostos de terras raras a base de samário e neodímio e compostos de manganês, alumínio e carbono também constituem opções reais de aplicação. A figura 3 apresenta as características de alguns materiais comumente disponíveis [5].

As propriedades magnéticas mais importantes para fins de projeto são a coercitividade H_c e a remanência B_r . O ponto de operação do ímã ao longo da curva característica depende da relutância do circuito magnético e do nível do campo aplicado pela reação da armadura. Se a característica é linear ao longo da região de operação, não haverá perda de energia armazenada à medida que a relutância do circuito muda. Se a característica é não-linear, como em ímãs de alnico, a energia armazenada é perdida à medida que o ponto de operação move-se para baixo e para cima e o ímã passa a operar em um ponto no interior do laço de produto de energia [5].



Fonte: NASAR (1987, p.9-2)

Figura 3 – Curvas de magnetização (esquerda) e produto de energia (direita) de alguns ímãs comerciais

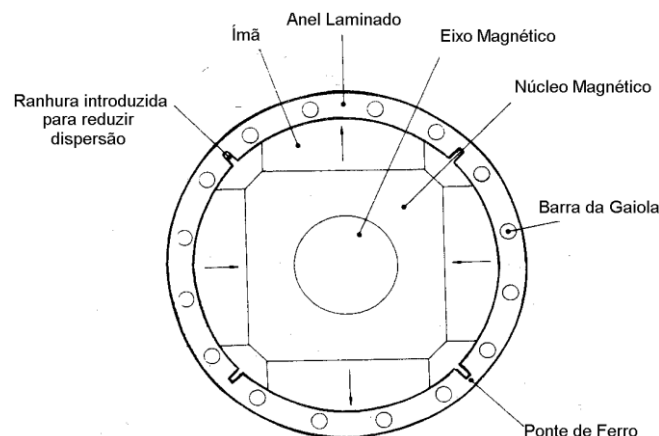
É importante notar a máxima temperatura de operação permissível e também a temperatura acima da qual mudanças irreversíveis podem ocorrer. O coeficiente de temperatura reversível fornece uma medida da mudança na intensidade de

campo de um ímã com a temperatura, na faixa de operação. Os coeficientes de temperatura irreversível normalmente são aplicáveis para temperaturas fora de limites normalmente esperados para máquinas elétricas. A estabilização em temperaturas sensivelmente acima da máxima especificada é recomendada como medida de projeto para a prevenção da perda de energia armazenada [3] [4] [5].

Ligas de neodímio-ferro-boro podem ter produtos de energia superior a 300kJ/m^3 . Alguns destes ímãs, entretanto, possuem uma temperatura máxima de operação considerada inadequada para aplicações em máquinas elétricas. Há muito esforço de pesquisa no desenvolvimento de materiais que combinem alta capacidade de armazenamento de energia e temperatura de operação pelo menos razoável [5].

2.4. Aspectos construtivos

Uma máquina de polos ranhurados desenvolvida há algumas décadas foi o motor Permasyn (figura 4). Um problema surgiu imediatamente à sua concepção: o fluxo disperso de um polo a outro. Na ocasião foi utilizado um ímã de alnico metálico, e o motor mostrou-se bastante sensível a aumentos na tensão de alimentação durante a partida, com risco de desmagnetização parcial elevado [5].



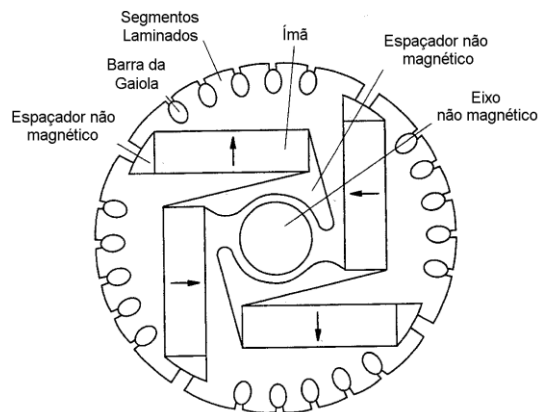
Fonte: NASAR (1987, p.9-4)

Figura 4 - Um motor Permasyn de 4 polos

O desenvolvimento do motor Statexyn empregou ímãs permanentes posicionados no interior do rotor, de maneira a aumentar o fluxo útil, ao custo de um aumento na complexidade construtiva. Posteriormente, foi proposta a inclusão de

ímãs permanentes em regiões até então utilizadas como barreiras de fluxo em motores de relutância de maneira a reduzir o fluxo de eixo em quadratura [5].

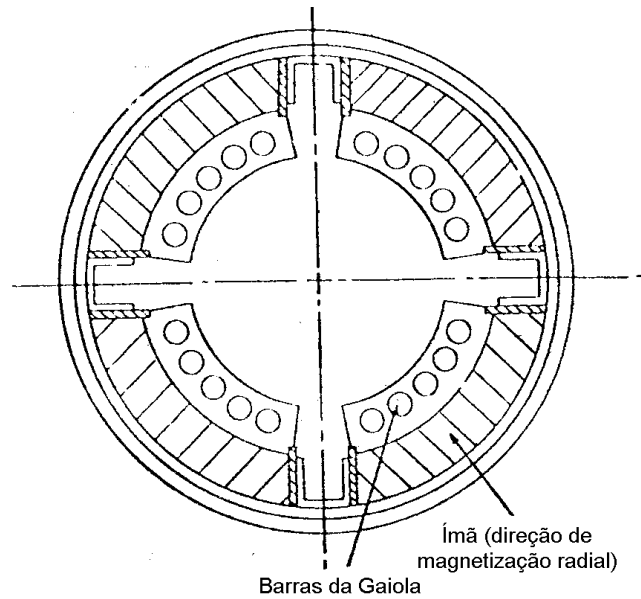
Um projeto da Siemens utilizou ímãs de ferrite posicionados entre segmentos do núcleo (figura 5). Este rotor foi virtualmente construído sobreposto a um rotor de gaiola, e esta configuração ficou conhecida como “buried magnet”. Havia pouco ou nenhum material magnético entre os ímãs e o eixo do rotor com o objetivo de minimizar a dispersão do fluxo dos ímãs e propiciar uma separação de circuitos magnéticos entre eles. À primeira vista, parecia uma idéia razoável, mas foram observadas limitações de desempenho quando da escolha de materiais candidatos a ímãs permanentes [5].



Fonte: HAMDÍ (1994, p.178)

Figura 5 - Configuração de máquina de ímãs permanentes da Siemens

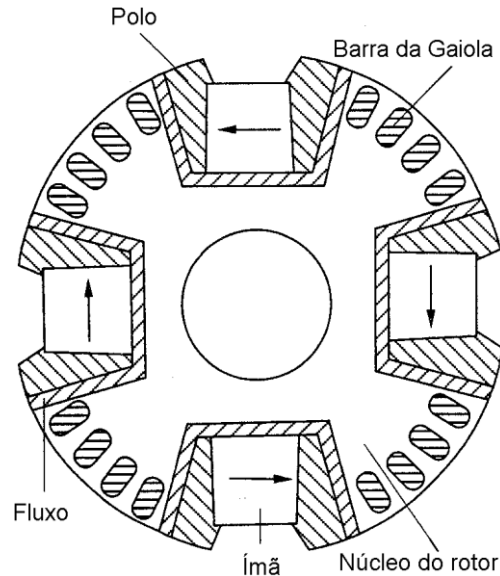
Um conceito similar foi empregado construindo-se o rotor externamente ao estator (figura 6), o que permitiu um aumento da região destinada aos ímãs. Trata-se de uma configuração de máquina partida e acionada por um inversor, em que ímãs de ferrite são utilizados como polos salientes. Devido à limitação existente na capacidade de condução de fluxo dos ímãs de ferrite, o fluxo de eixo direto é fortemente limitado, de sorte que este motor se comporta como uma máquina de relutância de rotor seccionado [3] [5].



Fonte: NASAR (1987, p.9-5)

Figura 6 - Modelo da Siemens com rotor externo

Foram desenvolvidos motores híbridos (de relutância e de ímã permanente) que empregam tanto ímãs de ferrite como de terras raras. As lâminas são projetadas de maneira a apresentar uma ação combinada, com o caminho do fluxo dos ímãs permanentes estando praticamente em paralelo com o caminho do fluxo de relutância. Além disso, o caminho do fluxo na partida é de baixa relutância, sendo compartilhado com aquele da ação de relutância no sincronismo. Um dos propósitos dos ímãs permanentes é melhorar a polaridade nos cantos dos polos do rotor, o que melhora grandemente a sincronização e permite o estabelecimento de fluxo útil. A figura 7 mostra o formato preferencial deste tipo de máquina. Os ímãs são de formato simplificado e se ajustam adequadamente às ranhuras do rotor. O rotor pode ser perfurado para possibilitar a inserção de uma gaiola para partida automática [5].



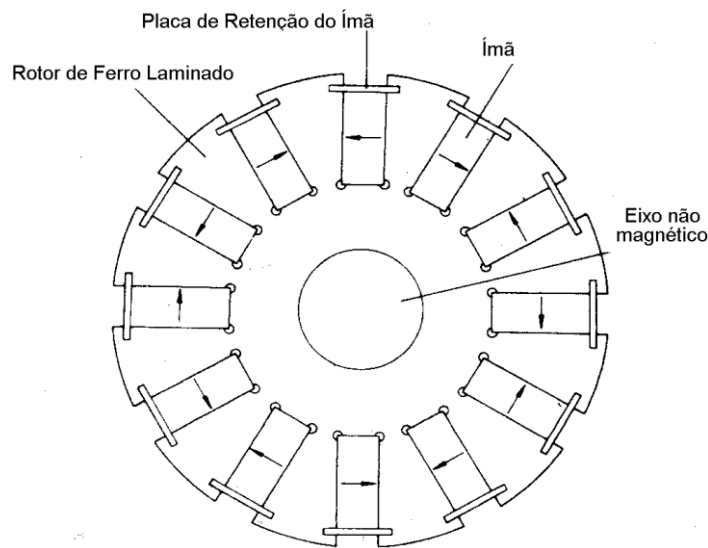
Fonte: HAMDÍ (1994, p.179)

Figura 7 - Motor híbrido típico

A ação de relutância depende claramente do grau de saliência dos pólos e da largura das barreiras de fluxo. O arco do pólo é crítico em sua influência no conjugado de partida, mas determina também o espaço disponível para o ímã e para o circuito do ferro. Para uma dada seção, deve-se tentar maximizar o fluxo magnético que chega ao entreferro. Um fato menos óbvio é a necessidade de concentrar o fluxo em uma seção o menor possível do entreferro. Isto demanda pólos estreitos para o fluxo dos ímãs. À medida que o pólo se torna mais estreito, relativamente ao seu tamanho total, considerações mecânicas começam a se tornar mais relevantes. Não fosse por isso, também o aumento da corrente a vazio pode acabar por se tornar desvantajoso [3].

Um projeto completamente diferente é mostrado na figura 8. Esta máquina não incorpora uma gaiola e, portanto, não é capaz de partir sozinha a partir de uma fonte de frequência fixa. Esta máquina se mostra adequada para um grande número de pólos: doze, por exemplo, como mostrado na figura 8. Projetos envolvendo um número de pólos inferior a 6 não possuem valor prático, embora teoricamente não haja limite superior para o número de polos. É fácil deduzir da figura que se as ranhuras puderem ser suficientemente profundas, ou seja, se considerações mecânicas não determinarem o contrário, a densidade de fluxo no entreferro pode ser consideravelmente maior do que no ímã. Essa configuração de rotor é particularmente apreciável em máquinas que demandem velocidade baixa e estável.

Esta máquina constitui também um eficiente gerador, especialmente para frequências superiores a 50Hz. O ponto fraco mais significativo deste projeto é a robustez mecânica do rotor. É evidente a partir da figura 8 que a seção da base do dente do rotor é crítica, de modo que o dimensionamento básico da máquina enfrenta problemas relacionados ao fato não tão evidente de a otimização mecânica ser conflitante com a maximização do fluxo do rotor [3] [5].

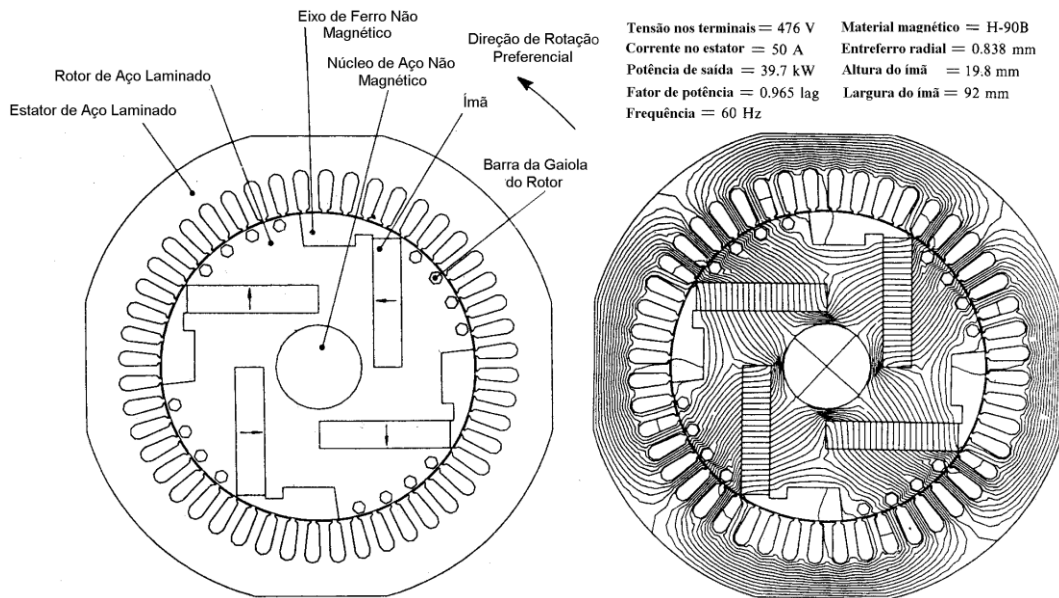


Fonte: NASAR (1987, p.9-7)

Figura 8 - Um motor de 12 pólos com ímãs tangencialmente polarizados entre segmentos polares

No final da década de 70, uma configuração de motor a ímã permanente de partida automática foi proposta e intensivamente desenvolvida para certo conjunto de aplicações. Pode empregar tanto os ferrites de bário ou estrôncio, de baixo custo, ou compostos de terras raras. Uma configuração típica de 4 polos é mostrada na figura 9. Os ímãs estão arranjados em T, para polos adjacentes, e possuem seção retangular simples. Um projeto minucioso pode virtualmente eliminar o fluxo disperso, e a densidade do entreferro normalmente excede a do ímã. Esta configuração lembra em muito a apresentada na figura 5, mas há diferenças importantes na maneira que o fluxo produzido pelos ímãs está disposto na região do rotor. A máquina da figura 5 possui espaçadores não magnéticos entre o ímã e o eixo, de maneira a formar uma barreira que também serve ao propósito de impedir que haja fluxo entre ímãs adjacentes. O rotor apresentado na figura 9, por outro lado, possui material magnético entre o ímã e o eixo não magnético. Parte do fluxo que deixa um

pólo passa através de apenas um ímã, enquanto o restante passa por dois ímãs. O fluxo total por pólo excede o fluxo total por ímã. Isto se observa claramente na figura 9, à direita, que mostra ser possível uma grande densidade de fluxo no entreferro [3] [5].



Fonte: NASAR (1987, p.9-8 e 9-9)

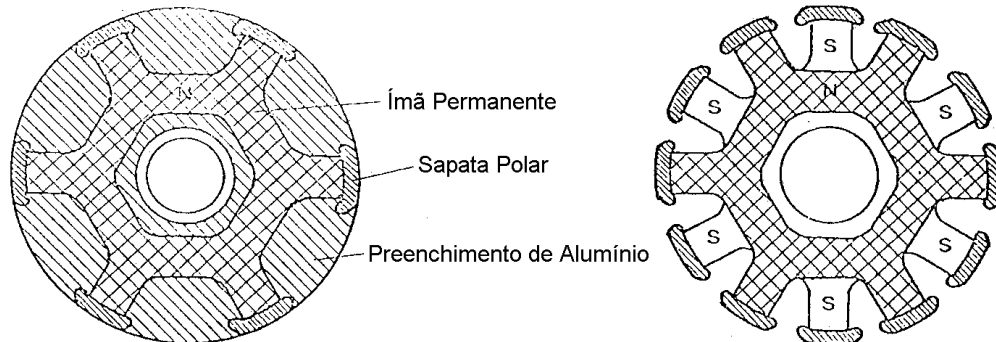
Figura 9 - Configuração de um motor de ímãs permanente do tipo discutido acima (esquerda) e distribuição do campo (direita)

Outra diferença importante é a presença de um pólo saliente, com um fator de encobrimento polar não muito maior de 0,6, bastante diferente daquele do rotor da figura 4, superior a 0,9. A concentração de fluxo obtida com este projeto é consideravelmente maior que a do ímã em si, o que confere à onda de densidade uma variação bastante abrupta nas bordas polares [3] [5].

Alguns geradores projetados na década de 70 possuíam rotores confeccionados inteiramente em ímã permanente, como alnico isotrópico. Os pólos são usinados na superfície de um cilindro feito deste material, que é magnetizado radialmente. Para máquinas maiores, os ímãs são parafusados entre a sapata polar e um eixo modificado para servir de suporte aos parafusos, ficando pressionados entre eles [5].

Outra classe de geradores a ímã permanente emprega ímãs magnetizados axialmente; uma forma recente deste tipo de máquina ficou conhecida como forma Lundell ou tipo garra. O rotor possui um ímã em disco com um furo no centro e um determinado número de estruturas que se projetam como mostra a figura 10. As

sapatas polares são montadas sobre os pólos projetados de maneira a cobrir sua contraparte, formando uma única peça dotada de pólos com polaridade alternada [5].

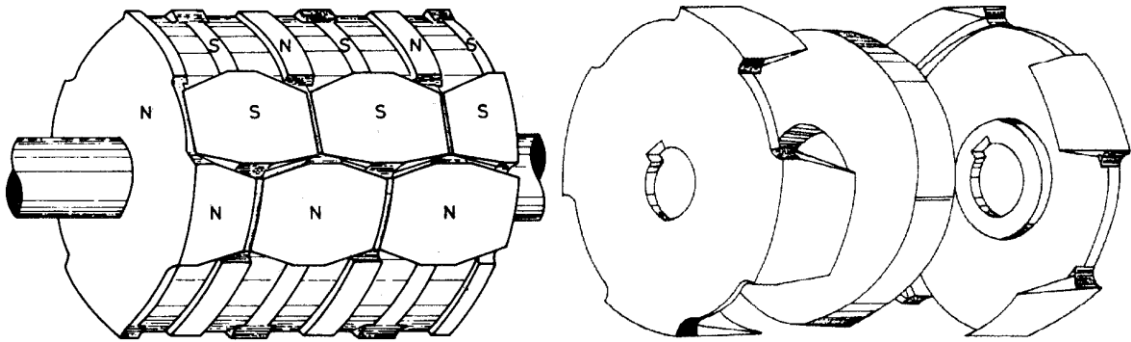


Fonte: NASAR (1987, p.9-11)

Figura 10 - Rotor de um motor Lundell

Projetos que empregam ferrite e ímãs de terras raras já foram largamente estudados. Esta configuração é razoavelmente exequível, mas apresenta a desvantagem de que a densidade de fluxo no entreferro não pode exceder a de um ímã isoladamente [5].

A configuração em rotor axial foi grandemente abandonada devido à dificuldade inerente de se guiar o fluxo axial radialmente em direção ao entreferro. Posteriormente, foi desenvolvido um gerador com rotor de ímãs em disco em arranjo empilhado. O gerador em arranjo empilhado é especialmente apreciável para execução com ímãs cerâmicos, embora outros possam ser utilizados, como os de compostos de terras raras. É construído a partir de unidades rotóricas individuais empilhadas, cada uma constituída de dois guias de fluxo com um ímã em disco axialmente magnetizado comprimido entre eles. O guia de aço em disco conduz o fluxo no sentido radial em direção aos pólos, os quais possuem um formato trapezoidal e pronunciam-se para fora das unidades. A figura 11 mostra o rotor descrito montado à esquerda e uma unidade individual à direita [5].



Fonte: NASAR (1987, p.9-12 e 9-13)

Figura 11 - Um rotor em garra (esquerda) e uma unidade construtiva (direita)

3. DIMENSIONAMENTO BÁSICO

3.1. Generalidades

Na indústria não é frequente o cálculo integral da máquina, mas sim o aproveitamento de projetos anteriores mediante pequenas alterações. As características da máquina variam em função de suas dimensões, e são mais comumente expressas em valores relativos, sobre os quais influem decisivamente certos parâmetros. Tampouco é necessário, de uma maneira geral, abordar o estudo destas características já que basta, em muitos casos, verificar se estes valores se encontram dentro de certa faixa considerada normal. Muitas vezes, o projeto poderá ser aperfeiçoado adequando-se certas dimensões da máquina para se assemelharem mais a figuras de mérito típicas [1].

A expressão exata de todos os fenômenos observáveis em máquinas elétricas é extremamente complicada e, não raramente, impossível, pelo que é necessário ater-se a certas hipóteses simplificadoras sem perder de vista os desvios que resultam delas quando se considera o comportamento real. Também é apreciável que o projeto seja insensível a mudanças nos parâmetros eletromagnéticos de suas partes constituintes [1].

3.2. Metodologia

A bibliografia oferece uma ampla escolha de métodos de projeto e de expressões práticas que fornecem com relativa simplicidade as dimensões da máquina desejada. No projeto de uma máquina comercialmente viável, entretanto, esta etapa é meramente preliminar. Conhecidas as dimensões básicas do rotor e do estator da máquina, o projetista moderno deve procurar validar o projeto utilizando um software de elementos finitos. Mais do que isso, deve aperfeiçoar o caminho do fluxo, a distribuição das forças e o aproveitamento do material ativo por meio de uma abordagem iterativa, de maneira a obter um projeto competitivo em termos de custo.

Neste trabalho, a proposta é construir um gerador de custo o mais baixo possível que sirva bem ao propósito de demonstração. Como parte importante deste trabalho trata dos aspectos de engenharia envolvidos no projeto das máquinas

elétricas pequenas, será dada uma grande ênfase ao aperfeiçoamento iterativo do projeto.

Como não se dispõe de um projeto semelhante ao desejado, ele será realizado integralmente. Quando o dimensionamento básico for concluído, empregaremos o Fem2000 para analisar vários aspectos de interesse e aprimorar sua construção.

3.3. Dimensionamento básico do rotor

O volume ativo está relacionado com a potência aparente interna e esta com o campo no entreferro. A tensão interna E_r pode ser obtida diretamente a partir da tensão terminal de fase V . Para o dimensionamento inicial a tensão na resistência dos enrolamentos pode ser desprezada.

O gerador deve fornecer uma potência de 50W com uma tensão eficaz de 12V e fator de potência de 0,9, portanto [4]:

$$S = VI \quad (1)$$

onde:

V: Tensão eficaz em V;

I: Corrente eficaz em A.

$$50 = 12 \times I \therefore I = \frac{12}{50} = 0,24A$$

A tensão e a potência internas são dadas respectivamente por [4]:

$$E_r \cong (1 + 0,12 \sin \varphi)V \quad (2)$$

$$S_i = (1 + 0,12 \sin \varphi)S \quad (3)$$

onde:

φ : fator de potência.

Calculando-se:

$$E_r \cong [1 + 0,12 \times \sin(\cos^{-1} 0,9)] \times 12 = 12,63V$$

$$S_i = [1 + 0,12 \times \sin(\cos^{-1} 0,9)] \times 50 = 52,62W$$

Uma grandeza fundamental no dimensionamento de máquinas elétricas é a densidade média de força tangencial, a qual é força média dividida pela área da superfície do cilindro que contém o rotor. Esse valor pode ser expresso como [4]:

$$\sigma_s = \frac{F_m}{2\pi Rl} \quad (4)$$

onde:

σ_s : Densidade média de força tangencial em N/m^2 ;

F_m : força tangencial média em N;

R: raio do rotor em m;

l: comprimento do rotor em m.

A força média F_m pode ser expressa como [4]:

$$F_m = \frac{T}{R} \quad (5)$$

onde:

T: conjugado em Nm.

Portanto:

$$\sigma_s = \frac{T}{2\pi R^2 l} \quad (6)$$

É possível mostrar que o conjugado em função do volume ativo V_a , para uma máquina monofásica, pode ser escrito como [4]:

$$T = 0,90V_a A_{ef} \widehat{B}_\delta \quad (7)$$

onde:

V_a : volume ativo em m^3 ;

A_{ef} : valor eficaz da onda de densidade linear de corrente no estator em A/m;

\widehat{B}_δ : valor máximo da onda de indução no entreferro em T.

Substituindo esses valores nas equações precedentes, chega-se a [4]:

$$\sigma_s = 0,45A_{ef} \widehat{B}_\delta \quad (8)$$

Como o interesse é construir uma máquina de custo mínimo, serão extrapolados alguns valores considerados típicos para máquinas síncronas na

primeira iteração do projeto. Se esses valores acarretarem sobrecarga de condutor ou material magnético, serão efetuadas correções em iterações posteriores.

Para máquinas síncronas de polos salientes, o valor eficaz de densidade de corrente típica se encontra entre 30 e 65 kA/m e as densidades de fluxo típicas para esse tipo de máquina situam-se entre 0,7 e 0,9T [4]. Para a densidade de corrente opta-se por escolher o limite superior recomendado. Entretanto, para a indução máxima no entreferro isso não é possível, já que os ímãs mais baratos de ferrite possuem remanência de cerca de 0,4T e produto de energia máximo observado em cerca de metade deste valor [4]. Como se deseja máxima simplicidade de construção, tem-se um ímã no entreferro, com densidade de fluxo magnético a verificar. A princípio, assume-se que o valor máximo da indução no entreferro é de 0.3T, se este valor diferir do real, o cálculo será reiterado.

$$\sigma_s = 0,45 \times 65 \times 10^3 \times 0,3 = 8,77 \times 10^3 \frac{\text{N}}{\text{m}^2}$$

O volume ativo pode ser calculado de acordo com [4]:

$$V_a = \frac{S_i}{0,90\omega_m A_{ef} \hat{B}_\delta}$$

onde:

ω_m : velocidade angular do rotor da máquina em rad/s na condição nominal, que pode ser determinada como [4]:

$$\omega_m = \frac{2\pi f}{p}$$

onde:

f: frequência elétrica em Hz;

p: número de pares de polos.

Então:

$$V_a = \frac{52,62}{0,90 \times 2\pi \times \frac{60}{2} \times 65 \times 10^3 \times 0,30} = 1,59 \times 10^{-5} \text{m}^3$$

O volume ativo pode ser expresso como [4]:

$$V_a = \pi R^2 l \quad (9)$$

O comprimento da máquina pode ser expresso como [4]:

$$l = \frac{\pi R \lambda}{p} \quad (10)$$

λ : segundo a referência [4], para máquinas com mais de dois polos pode ser estimado por:

$$\lambda = \sqrt{\frac{p}{2}} \quad (11)$$

para um projeto ótimo.

A referência [3] fornece um critério distinto para o cálculo do comprimento do rotor. Baseado na experiência de projeto de máquinas, λ fornece uma medida de máquinas características, como mostra o quadro:

λ	Característica preponderante
1,5 ~ 2,0	custo mínimo
1,0 ~ 1,5	bom fator de potência
1,5	boa eficiência
1,0	projeto equilibrado

Fonte: HAMDI (1994, p. 124).

Quadro 1 – Característica preponderante em função do parâmetro λ

Segundo a referência [4]:

$$\lambda = \frac{\sqrt{p}}{2} = \frac{\sqrt{2}}{2} \cong 0,7$$

Este valor é bastante distinto daquele que seria recomendado para uma máquina de mínimo custo. Nota-se que este valor de λ deve gerar uma máquina equilibrada, portanto opta-se por escolher um valor de 1,8, que deve minimizar o custo. Combinando as equações 7 e 8, temos uma estimativa inicial para o raio e para o comprimento da máquina:

$$R_0 = \sqrt[3]{\frac{pV_a}{\pi^2\lambda}} = \sqrt[3]{\frac{2 \times 1,59 \times 10^{-5}}{\pi^2 \times 1,8}} = 1,21\text{cm}$$

$$l_0 = \frac{\pi R\lambda}{p} = \frac{\pi \times 1,21 \times 10^{-2} \times 1,8}{2} = 3,42\text{cm}$$

O passo polar é dado por [4]:

$$\tau_{p_0} = \frac{\pi R_0}{p} = \frac{\pi \times 1,21 \times 10^{-2}}{2} = 1,90\text{cm}$$

Para máquinas pequenas, como a que está sendo projetada, um alto valor de λ resulta em um diâmetro demasiadamente pequeno, o que pode impedir que o estator acomode até mesmo um pequeno número de ranhuras. No quadro a seguir são apresentadas outras combinações para λ , R e l , mantido constante o volume ativo :

R(cm)	l(cm)	λ
1,7	1,75	0,66
1,6	1,98	0,79
1,5	2,25	0,95
1,4	2,58	1,17
1,3	2,99	1,47
1,2	3,51	1,86
1,1	4,18	2,42

Fonte: O autor (2011).

Quadro 2 – R e l em função de λ com volume ativo constante

Parece interessante neste momento calcular a altura mínima de ímã necessária para que não haja desmagnetização permanente. De posse desta dimensão, podemos minimizar o diâmetro do rotor, caso a altura mínima do ímã demande um raio maior do que R_0 . Entretanto, é preciso ter uma ideia do tamanho do entreferro para dimensionar o ímã. A altura dos ímãs também deve ser escolhida de forma a evitar sua desmagnetização pelo campo do estator. Um critério preliminar para a escolha da altura é indicado em [4]. Essas expressões servem para entreferros constantes ou que variam pouco. Como o entreferro da máquina que se pretende construir resulta de ímãs com seção retangular inseridos em um estator circular, pode-se falar no máximo em entreferro médio.

A altura do ímã pode ser estimada como [4]:

$$h_m = K_c K_s \bar{\delta} \mu_{rc} \frac{B_\delta}{(B_r - K_l B_\delta)} \quad (12)$$

onde:

h_m : altura do ímã em m;

K_c : Fator de Carter;

K_s : Fator de saturação;

K_l : Fator de dispersão de fluxo;

$\bar{\delta}$: Entreferro médio em m;

μ_{rc} : permeabilidade de recuo relativa;

B_r : remanência do ímã em T;

B_δ : Valor eficaz da indução no entreferro em T.

Para a escolha da altura, levando em consideração o efeito de desmagnetização do ímã permanente devido à armadura, pode-se determinar, segundo a referência [4], que:

$$\frac{h_m}{\bar{\delta}} \frac{K_l}{K_c K_s} \cong 5 \quad (13)$$

portanto:

$$\bar{\delta} \cong \frac{h_m}{5} \frac{K_l}{K_c K_s} \quad (14)$$

Substituindo na equação para h_m :

$$K_l \mu_{rc} \frac{B_\delta}{(B_r - K_l B_\delta)} = 5$$

Assumindo um fator de dispersão de fluxo de 1,1 e substituindo a remanência e a permeabilidade de recuo relativa do ferrite, que é o ímã que será empregado:

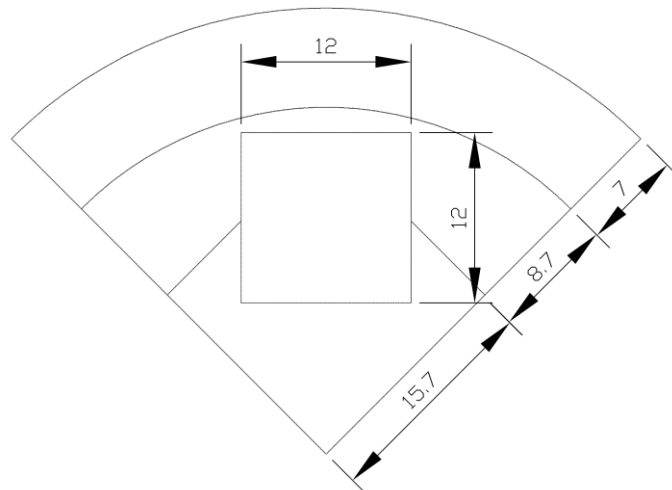
$$\frac{B_\delta}{(0,4 - 1,1B_\delta)} = 4,132 \therefore B_\delta \cong 0,30T$$

Serão assumidos alguns valores em caráter preliminar, reiterando-se o processo de redesenho e simulação até que os valores respeitem com pequena margem de erro as duas expressões precedentes. Substituindo este valor na

equação para h_m , podemos expressar a altura do ímã em função do entreferro médio:

$$h_m = K_c K_s \bar{\delta} \mu_{rc} \frac{B_\delta}{(B_r - K_1 B_\delta)} = 1,2 \times 1,2 \times \bar{\delta} \times 1,1 \frac{0,3}{(0,4 - 1,1 \times 0,3)} = 6,8\bar{\delta}$$

A menor máquina que permite uma distância mínima de 1mm entre ímã e entreferro, satisfaz a condição expressa na equação precedente e possui uma seção considerável de aço junto à base dos ímãs, fornecendo-lhe estabilidade mecânica, é mostrada na figura a seguir. Sabe-se que o entreferro de máquinas a ímãs permanentes deve ser cuidadosamente projetado de maneira a contemplar as bandagens que servem de suporte ao ímã, entre outros aspectos mecânicos.



Fonte: O autor (2011).

Figura 12 - Formato preliminar da máquina projetada a partir do zero

Para manter o mesmo volume ativo calculado anteriormente, deve-se corrigir o comprimento da máquina, ou seja:

$$l = \frac{V_a}{\pi R^2} = \frac{1,59 \times 10^{-5}}{\pi(15,7 \times 10^{-3} + 8,7 \times 10^{-3})^2} = 8,50 \text{ mm}$$

O fator λ para este comprimento é dado por:

$$\lambda = \frac{l}{\tau_p} = \frac{8,5}{\frac{\pi}{2} \times (15,7 + 8,7)} \cong 0,22$$

Como este valor se encontra longe do que seria considerado adequado para uma máquina de pequeno porte, vamos ajustar este comprimento para obter um fator λ de 1. Para estas dimensões, obtém-se os seguintes valores de interesse na simulação no Fem2000:

$$B_{\delta m} \cong 0,305T$$

$$B_{\delta 1} \cong 0,201T$$

$$K_1 \cong 1,08$$

$$\bar{\delta} = 1,5\text{mm}$$

$$h_m = 12\text{mm}$$

$$l = 38,4\text{mm}$$

$$\tau_p = 38,4\text{mm}$$

3.4. Dimensionamento básico do estator e enrolamentos

A ideia é diminuir a área das ranhuras do estator otimizando o condutor utilizado. Conserva-se o número de espiras calculadas na primeira iteração e emprega-se o condutor de menor bitola que atende as solicitações no estator.

Determinadas as dimensões básicas do rotor pode-se decidir o formato do entreferro. Dado o pequeno porte desta máquina, assume-se entreferro constante para cálculo de condutor.

$$b_p = \alpha_p \tau_p = 0,55 \times 38,4 = 21,1\text{mm}$$

onde:

α_p : fator de encobrimento polar;

τ_p : passo polar em m.

A amplitude da onda fundamental de indução pode ser calculada a partir da expressão em série de Fourier para o trem de pulsos de largura α_p/p e período π/p , assumindo que este seja o formato para a onda de indução no entreferro.

$$B_{\delta 1} = \frac{4}{\pi} B_m \sin\left(\frac{\alpha_p \pi}{2}\right) = \frac{4}{\pi} \times 0,3 \times \sin\left(\frac{0,55 \times \pi}{2}\right) = 0,29T$$

Em simulações posteriores chegou-se à conclusão de que $B_{\delta 1}$ é de cerca de 0,20T e que B_{δ} é de cerca de 0,305T, portanto adotam-se esses valores nesta etapa.

O fluxo total sob um polo será:

$$\varphi_p = B_m l b_p = 0,305 \times 3,84 \times 10^{-2} \times 2,1 \times 10^{-2} = 2,42 \times 10^{-4} \text{Wb}$$

O máximo valor de fluxo devido à onda fundamental de indução é:

$$\varphi_1 = B_{\delta 1} l b_p = 0,201 \times 3,84 \times 10^{-2} \times 2,1 \times 10^{-2} = 1,62 \times 10^{-4} \text{Wb}$$

Uma definição elementar nesta etapa é o número total de ranhuras por polo e fase, que pode ser calculado facilmente como [4]:

$$q = \frac{N}{2mp} \quad (15)$$

onde:

N: número total de ranhuras da máquina;

m: número de fases;

p: número de pares de polos.

No presente caso tem-se:

$$q = \frac{4}{2 \times 1 \times 2} = 1$$

O fato de q ser inteiro implica que os grupos de bobinas dos pares de polos possuem a mesma tensão e podem ser ligados em série ou em paralelo [4].

A tensão induzida em um enrolamento pode ser obtida a partir da tensão induzida em um lado de bobina imersa em um campo magnético. A tensão induzida em um condutor pode ser calculada pela expressão [4]:

$$\varepsilon = Blv \quad (16)$$

onde:

ε : tensão induzida em V;

B: indução em T;

l: comprimento do condutor em m;

v: módulo da componente ortogonal à indução da velocidade do condutor em m/s.

A velocidade v pode ser expressa como o raio do rotor multiplicado pela velocidade angular que ele desenvolve. Apenas a componente normal à direção do condutor e à velocidade induz tensão, logo [4]:

$$E = B_n l R \omega_m \quad (17)$$

O subscrito m denota velocidade angular mecânica, a fim de diferenciar esta da velocidade elétrica, e n denota a componente normal da indução. A máquina que está sendo projetada possui enrolamentos concêntricos e dois grupos de bobinas conectadas em série por par de polo, portanto [4]:

$$E = 2B_n l R \omega_m \quad (18)$$

A onda de indução no entreferro possui um espectro de amplitude distribuído ao longo de harmônicas de alta ordem, devido à presença de dentes, ranhuras de estator e de gaiola e da geometria do entreferro. Esse fato se reflete diretamente na forma da tensão induzida nos terminais da máquina.

Entretanto, o conteúdo harmônico relativo da onda de tensão induzida é diferente daquele da onda de indução no entreferro (para a maioria das máquinas). Isso se deve ao fato de que o encurtamento de passo, a forma como estão distribuídos os grupos de bobinas e a inclinação dos ímãs com respeito ao eixo central da máquina, alteram a maneira como cada harmônica de indução contribui com a composição da tensão induzida total.

O fator de encurtamento pode ser escrito como [2]:

$$K_{pn} = \sin \frac{nW\pi}{2\tau_p} \quad (19)$$

onde:

K_{pn} : fator de encurtamento referente à n -ésima harmônica;

n : índice da harmônica considerada;

W : comprimento do arco referente ao passo encurtado.

É comum encontrar fatores de encurtamento tabelados em função da razão W/τ_p . Nota-se que para toda máquina que não possui encurtamento de passo, W é o próprio passo polar, de forma que K_p para a primeira harmônica é 1.

Para esta máquina:

$$K_{pn} = \sin \frac{n\pi}{2} \quad (20)$$

O fator de inclinação é dado por [2]:

$$K_{in} = \frac{\sin \frac{ns\pi}{2\tau_p}}{\frac{ns\pi}{2\tau_p}} \quad (21)$$

onde:

K_{in} : fator de inclinação referente à n-ésima harmônica;

n: índice da harmônica considerada;

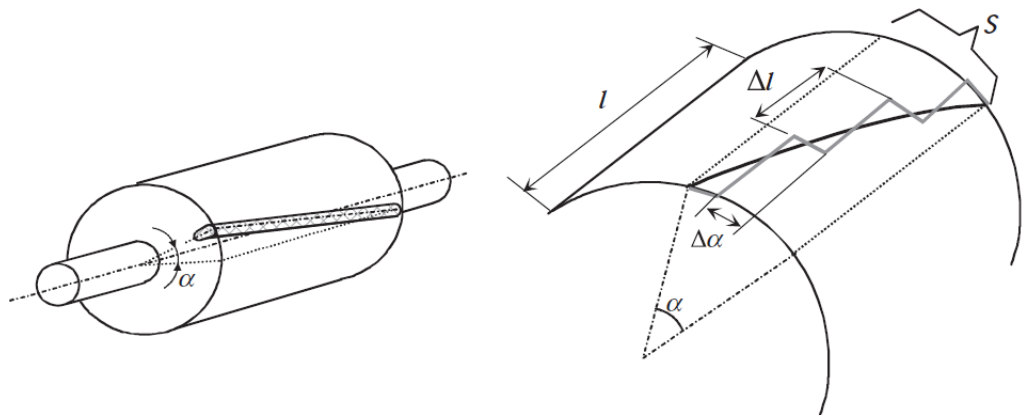
s: medida da inclinação que o sentido axial dos ímãs forma com o sentido do eixo principal da máquina em metros, como mostra a figura 13.

Pode ser mais conveniente escrever K_i como [2]:

$$K_{in} = \frac{\sin \frac{n\alpha}{2}}{\frac{n\alpha}{2}} \quad (22)$$

onde:

α : ângulo de inclinação de fato, expresso em graus elétricos.



Fonte: PYRHONEN (2008, p. 305)

Figura 13 - Determinação de s

Para esta máquina, a inclinação não se justifica em termos econômicos. Se a inclinação é nula para todas as harmônicas, a expressão para K_{in} resulta em uma indeterminação, pelo que é necessário aplicar a regra de L'Hôpital, derivando o numerador e o denominador em relação a α :

$$K_{in} = \lim_{\alpha \rightarrow 0} \frac{\sin \frac{n\alpha}{2}}{\frac{n\alpha}{2}} = \lim_{\alpha \rightarrow 0} \frac{\frac{n}{2} \cos \frac{n\alpha}{2}}{\frac{n}{2}} = \cos 0 = 1$$

Finalmente, o fator de distribuição é dado por [4]:

$$K_{dn} = \frac{\sin \frac{nq\alpha_u}{2}}{q \sin \frac{n\alpha_u}{2}} \quad (23)$$

onde:

K_{dn} : fator de distribuição referente à n-ésima harmônica;

α_u : ângulo entre duas ranhuras, pode ser calculado como [2]:

$$\alpha_u = \frac{2\pi p}{Q} \quad (24)$$

onde:

p: número de pares de polos;

Q: número total de ranhuras.

Para a máquina em questão tem-se:

$$\alpha_u = \frac{2\pi \times 2}{4} = \pi$$

Portanto:

$$K_{dn} = \frac{\sin \frac{n\pi}{2}}{1 \times \sin \frac{n\pi}{2}} = 1$$

O número de espiras de uma bobina é calculado com base na amplitude da harmônica fundamental de indução no entreferro, levando em consideração os fatores calculados. Uma boa estimativa inicial para o número total de bobinas é [2]:

$$N_w = \frac{\sqrt{2}V_t}{2\hat{B}_1 l R \omega_m K_{p1} K_{d1} K_{i1}}$$

$$N_w = \frac{\sqrt{2} \times 12}{2 \times 0,201 \times 3,84 \times 10^{-2} \times (1,57 \times 10^{-2} + 8,7 \times 10^{-3}) \times 188,5 \times 1,0 \times 1,0 \times 1,0}$$

$$N_w = 240$$

O número total de bobinas também pode ser escrito como [2]:

$$N_w = qN_g N_s \quad (25)$$

q : número de ranhuras por polo e fase;

N_g : número de grupos de bobinas conectadas em série;

N_s : número de espiras em um grupo de bobinas.

Então, para esta máquina:

$$N_s = \frac{N_w}{qN_g} = \frac{240}{1 \times 2} = 120$$

Se a máquina possui quatro ranhuras, possui dois grupos de bobinas, cada uma delas com 120 condutores isolados entre si. Como a corrente eficaz de operação é de cerca de 0,25A, poderia ser utilizado fio AWG 29, que possui corrente máxima de cerca de 0,29A [6]. Neste caso, se dá preferência ao aumento de opções na escolha de condutor, elevando a bitola para AWG 22. Portanto, qualquer condutor (esmaltado) com diâmetro de 0,39mm ou maior pode ser utilizado, desde que uma bobina de 120 espiras feita com ele caiba na ranhura.

O AWG 25 suporta uma corrente de até 0,43A (mais de 70% de folga) e uma área de 1cm² pode comportar até 271 condutores esmaltados. Se em uma ranhura são necessários 120 condutores, a área de uma ranhura pode ser calculada diretamente:

$$A_r = \frac{120}{271} \times 1 \cong 0,442\text{cm}^2 = 44,2\text{mm}^2$$

A área da região de condução, A_c é dada por:

$$A_c = \pi R_e^2 - \pi R_1^2 = N(A_r + A_d) = N\left(A_r + \frac{A_r}{A_r} A_d\right) = N(A_r + \beta A_r)$$

$$A_c = NA_r(1 + \beta) \quad (26)$$

onde:

A_c : área da região de condução;

R_e : raio da circunferência que melhor coincide com o fundo das ranhuras;

A_d : área total ocupada pelos dentes;

β : razão entre a área dos dentes e área das ranhuras.

Isolando-se R_e na expressão acima:

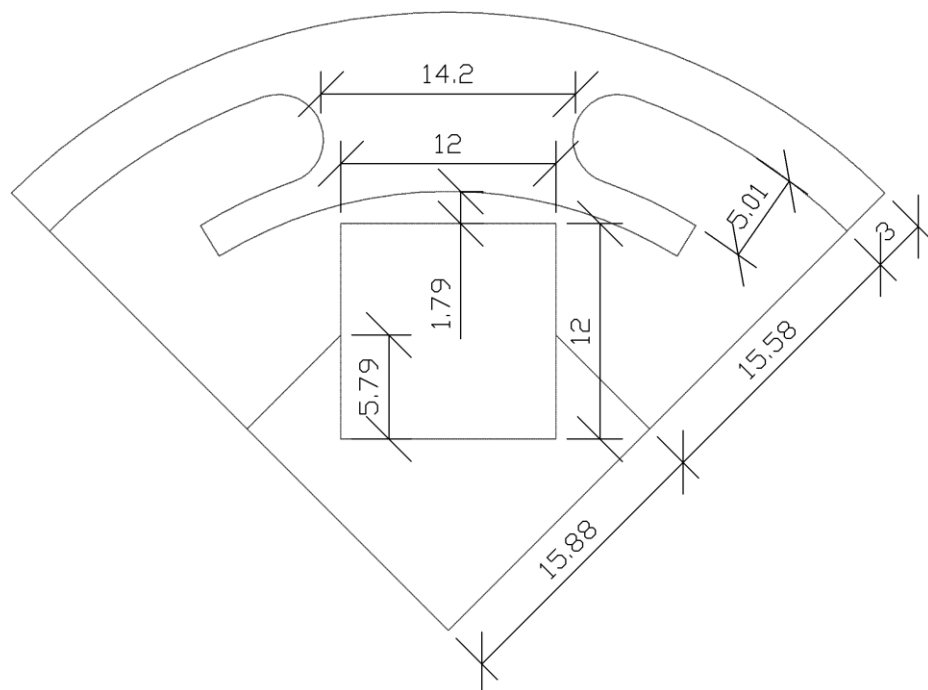
$$R_e = \sqrt{\frac{NA_r(1+\beta)+\pi R_1^2}{\pi}} \quad (27)$$

Se na região de condução 30% da área for destinada a dentes e 70% a ranhuras, pode-se calcular a altura do dente.

$$h_d = R_e - R_n = \sqrt{\frac{NA_r(1+\beta)+\pi R_1^2}{\pi}} - R_1 =$$

$$= \sqrt{\frac{4 \times 44,2 \times \left(1 + \frac{3}{7}\right) + \pi \times (15,7 + 8,7)^2}{\pi}} - (15,7 + 8,7) = 1,60\text{mm}$$

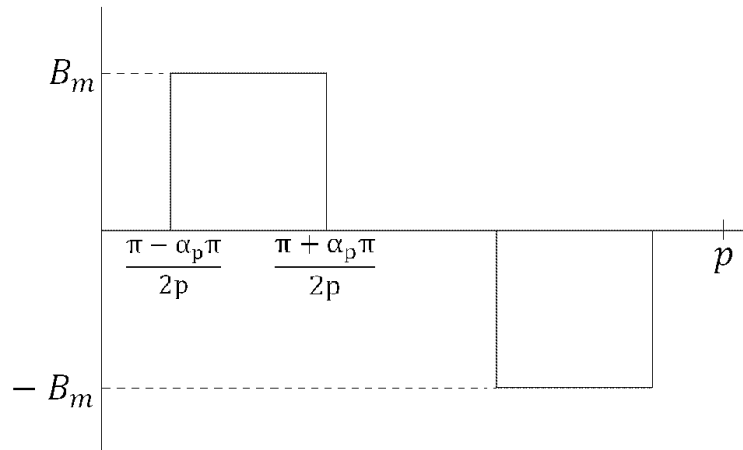
Está claro que esta é uma altura muito pequena e que deve dificultar a bobinagem manual, portanto decide-se que altura será aumentada para 5mm. Após algumas adequações, o esboço preliminar da máquina é apresentado na figura 13. A altura do estator foi determinada levando-se em consideração apenas a estabilidade mecânica, já que a simulação mostra que o aço se encontra bem abaixo do ponto de saturação.



Fonte: O autor (2011).

Figura 14 - Dimensões preliminares (em mm)

Neste ponto se tem os elementos para estimar a forma da onda da tensão induzida nos enrolamentos analiticamente e baseado nos dados do Fem2000. A expressão da amplitude de cada harmônica de tensão depende da amplitude de cada harmônica da onda de indução no entreferro. Esta pode ser aproximada por um trem de pulsos de sinal alternado e largura dada por $\alpha_p\pi$, como mostrado na figura 15:



Fonte: O autor (2011).

Figura 15 - Formato analítico da onda de indução no entreferro

Expressando-a como função ímpar, e reconhecendo que a função possui valor médio nulo, somente é necessário calcular os termos em seno, cuja amplitude de cada harmônica é dada por:

$$b_n = \frac{2}{T} \int_{-\frac{T}{2}}^{\frac{T}{2}} f(\theta) \sin(n\omega_0 \theta) d\theta \quad (28)$$

onde:

$f(\theta)$: função que se pretende expressar em série de Fourier;

T: período da janela desejada;

ω_0 : é a frequência da harmônica fundamental.

Para a onda em questão, tem-se

$$T = \frac{2\pi}{p} \quad (29)$$

$$\omega_0 = \frac{2\pi}{T_0} = \frac{2\pi p}{2\pi} = p \quad (30)$$

portanto:

$$b_n = 2 \frac{p}{\pi} \int_{\frac{\pi - \alpha_p \pi}{2p}}^{\frac{\pi + \alpha_p \pi}{2p}} B_m \sin(np\theta) d\theta = \frac{2pB_m}{n\pi p} \left[-\cos(np\theta) \right]_{(\pi - \alpha_p \pi)/2p}^{(\pi + \alpha_p \pi)/2p} =$$

$$= \frac{2B_m}{n\pi} \left[-\cos\left(n \frac{\pi + \alpha_p \pi}{2}\right) + \cos\left(n \frac{\pi - \alpha_p \pi}{2}\right) \right]$$

Dessa maneira pode-se escrever que a amplitude da harmônica de ordem n da onda de indução no entreferro é:

$$\hat{B}_n = \frac{2B_m}{n\pi} \left[\cos\left(n \frac{\pi - \alpha_p \pi}{2}\right) - \cos\left(n \frac{\pi + \alpha_p \pi}{2}\right) \right] \quad (31)$$

Nota-se que a expressão acima apresenta problemas de convergência na vizinhança da descontinuidade. Para esta configuração de número de polos e ranhuras, em especial, a alternância de sinal entre as harmônicas de tensão, devida ao fator de encurtamento de passo de cada harmônica, gera um efeito agravante do fenômeno de Gibbs.

Pode-se atenuar consideravelmente este efeito modificando-se a expressão para B_n para uma aproximação sigma.

$$\hat{B}_n = \frac{2B_m}{n\pi} \left(\text{sinc} \frac{n}{m} \right) \left[\cos\left(n \frac{\pi - \alpha_p \pi}{2}\right) - \cos\left(n \frac{\pi + \alpha_p \pi}{2}\right) \right] \quad (32)$$

onde:

m : índice da harmônica de mais alta ordem da série truncada.

O seno cardinal normalizado é conhecido como fator de Lanczos. Na prática, o efeito de se representar a onda de indução com uma aproximação sigma torna sua variação menos abrupta na vizinhança da descontinuidade, o que contribui para torná-la mais semelhante à forma de onda real.

Esta expressão, juntamente com os fatores de encurtamento, distribuição e inclinação generalizados para a harmônica de ordem n , possibilita uma boa estimativa para o formato da onda de tensão induzida. A expressão para a amplitude da harmônica de ordem n da onda de tensão induzida é:

$$\hat{V}_n = 2N_w \left(\text{sinc} \frac{n}{m} \right) \hat{B}_n l R \omega_m K_p K_d K_i \quad (33)$$

$$\widehat{V}_n = \frac{4N_w B_m l R \omega_m}{n\pi} \left(\text{sinc} \frac{n}{m} \right) \left[\cos \left(n \frac{\pi - \alpha_p \pi}{2} \right) - \cos \left(n \frac{\pi + \alpha_p \pi}{2} \right) \right] \left(\sin \frac{n\pi}{2} \right) \left(\frac{\sin \frac{nq \alpha_u}{2}}{q \sin \frac{n\alpha_u}{2}} \right) \left(\frac{\sin \frac{ns \pi}{2\tau_p}}{\frac{ns \pi}{2\tau_p}} \right) \quad (34)$$

Substituindo os valores da máquina que se está projetando e ajustando N_w para 240 espiras:

$$\widehat{V}_n = \frac{16,46}{n} \left(\text{sinc} \frac{n}{m} \right) [\cos(1,10n) - \cos(2,04n)] \left(\sin \frac{n\pi}{2} \right) \quad (35)$$

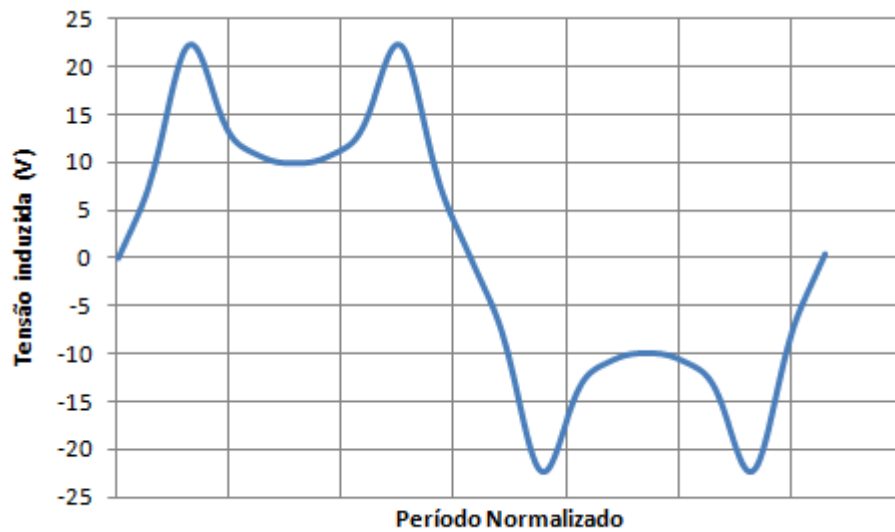
O quadro abaixo apresenta a amplitude de cada harmônica da tensão induzida e da indução no entreferro, até a ordem 37. As harmônicas pares são nulas, pois o desenvolvimento da onda de indução em série de Fourier foi suposto ímpar.

N	\widehat{V}_n	\widehat{B}_n
1	14,907	0,200
3	10,820	-0,145
5	4,670	0,063
7	-0,691	0,009
9	-3,208	-0,043
11	-2,645	0,035
13	-0,427	-0,006
15	1,481	-0,020
17	1,852	0,025
19	0,787	-0,011
21	-0,639	-0,009
23	-1,318	0,018
25	-0,888	-0,012
27	0,137	-0,002
29	0,894	0,012
31	0,855	-0,011
33	0,171	0,002
35	-0,545	0,007
37	-0,744	-0,010

Fonte: O autor (2011).

Quadro 3 - Amplitude de cada harmônica da tensão induzida e da indução no entreferro.

A série truncada até a harmônica de ordem 37 fornece o perfil de tensão induzida apresentado na figura 16. A onda de indução que o gerou, também obtida da série truncada com aproximação sigma, é apresentada na figura 17.



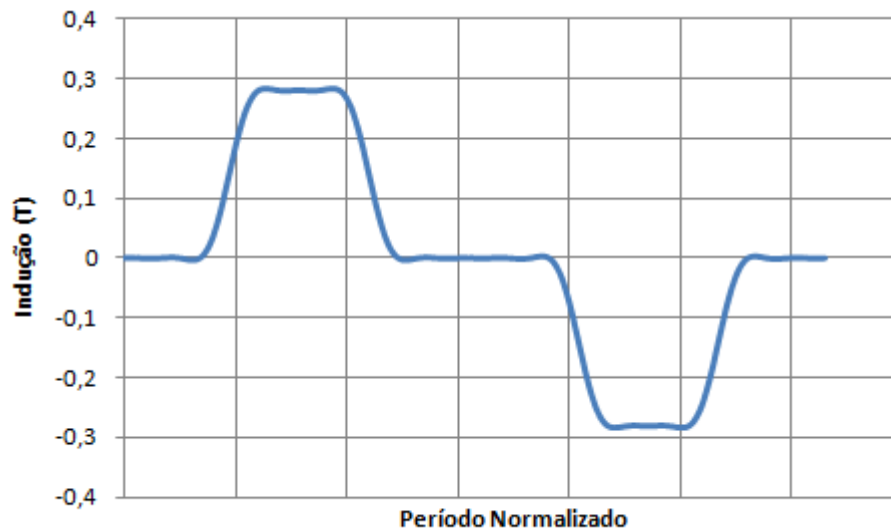
Fonte: O autor (2011).

Figura 16 - Onda de tensão induzida com fundamental de valor eficaz de 12V

A distorção da onda real em relação à onda fundamental pode ser medida como:

$$\frac{\hat{V}_1^2}{\sum_{n=1}^{\infty} \hat{V}_n^2} \approx \frac{\hat{V}_1^2}{\sum_{n=1}^{37} \hat{V}_n^2} \cong 0,80$$

ou seja, cerca de 20% da energia da onda de tensão induzida está em harmônicas que não fornecem potência útil. Este rendimento deve tornar-se ainda mais baixo na simulação de elementos finitos, pois em todas as deduções realizadas até aqui, assumiu-se que o entreferro é constante. Na verdade o entreferro é como mostrado na figura 11, já que se pretende utilizar ímãs de seção retangular, que são mais baratos.

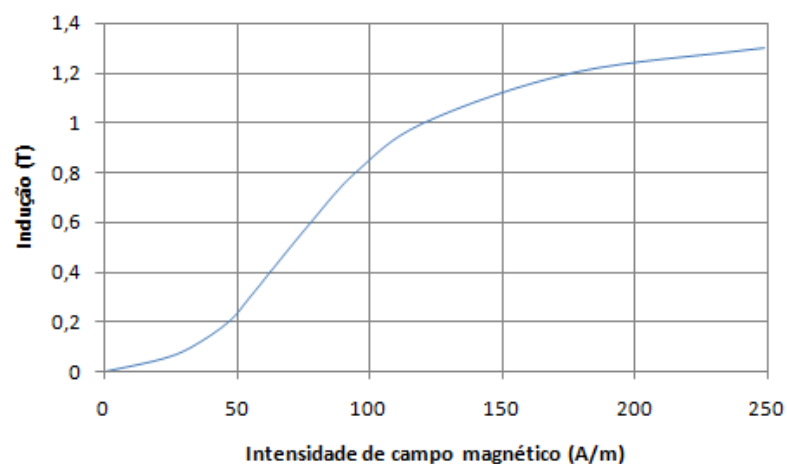


Fonte: O autor (2011).

Figura 17 - Série truncada da onda de indução até a 15ª harmônica

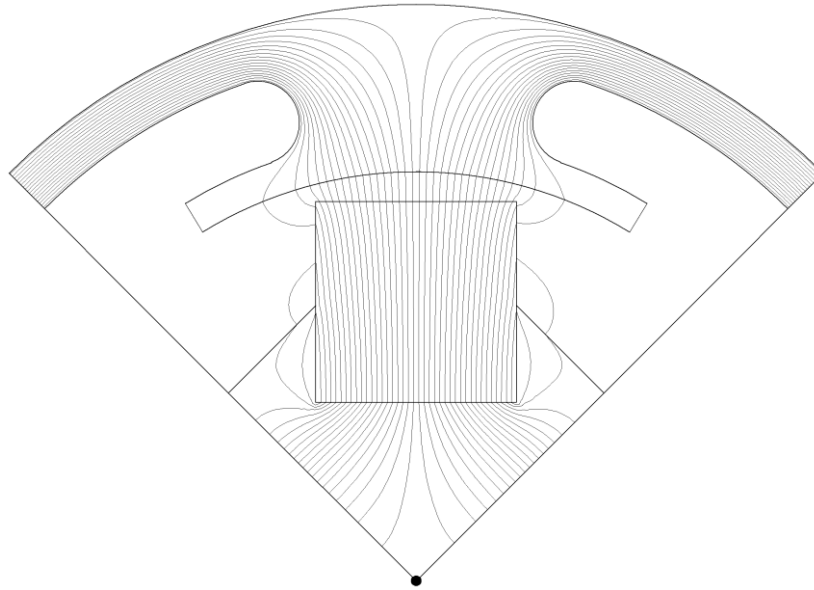
3.5. Simulação em software de elementos finitos

Será utilizado o software Fem2000 nas simulações. A curva de indução da análise não-linear utilizada nas regiões de estator e rotor será a do aço E230 (figura 18), um tipo de baixo custo e disponibilidade razoável. Na região do ímã será utilizada a curva de magnetização do ferrite, cujos tipos mais característicos possuem remanência de 0,4T e permeabilidade de recuo relativa de cerca de 1,1.



Fonte: O autor (2011).

Figura 18 - Curva de magnetização do ferrite anisotrópico (segundo quadrante)



Fonte: O autor (2011).

Figura 19 - Linhas equipotenciais

O Fem2000 traça curvas de indução no entreferro e o peso de cada harmônica em termos da amplitude da onda fundamental até a de ordem 15. Estes dados permitem utilizar a mesma abordagem da etapa teórica. O quadro mostra a amplitude de cada harmônica de indução.

n	\hat{B}_n (mT)
1	200,0
2	4,9
3	-105,4
4	-3,9
5	14,8
6	-0,5
7	25,2
8	3,5
9	23,5
10	-2,5
11	4,3
12	-0,4
13	8,9
14	2,1
15	-8,6

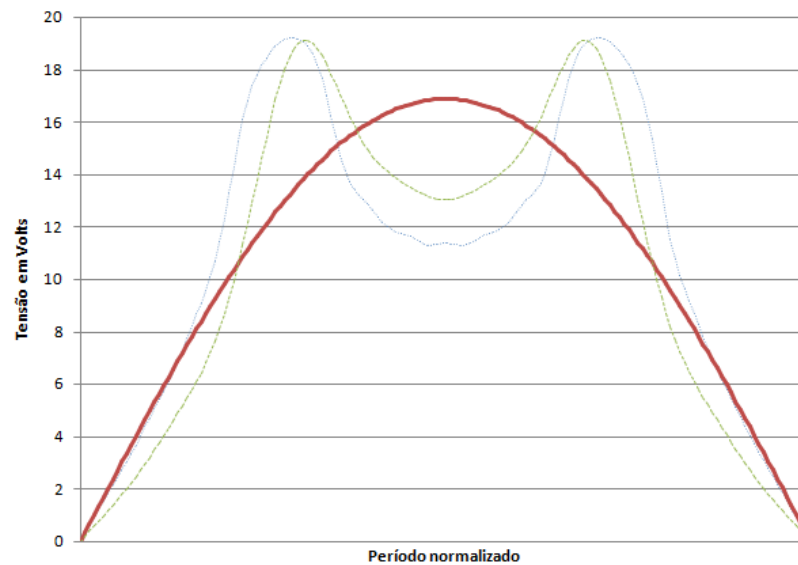
Fonte: O autor (2011).

Quadro 4 - Amplitude de cada harmônica de indução.

Para a onda estimada com o software:

$$\frac{\hat{B}_1^2}{\sum_{n=1}^{\infty} \hat{B}_n^2} \approx \frac{\hat{B}_1^2}{\sum_{n=1}^{15} \hat{B}_n^2} \cong 0,75$$

Os conteúdos harmônicos relativos das ondas de tensão induzida e de indução são idênticos, a menos de uma diferença de fase. A onda de tensão induzida obtida com os dados do software é apresentada na figura 20.



Fonte: O autor (2011).

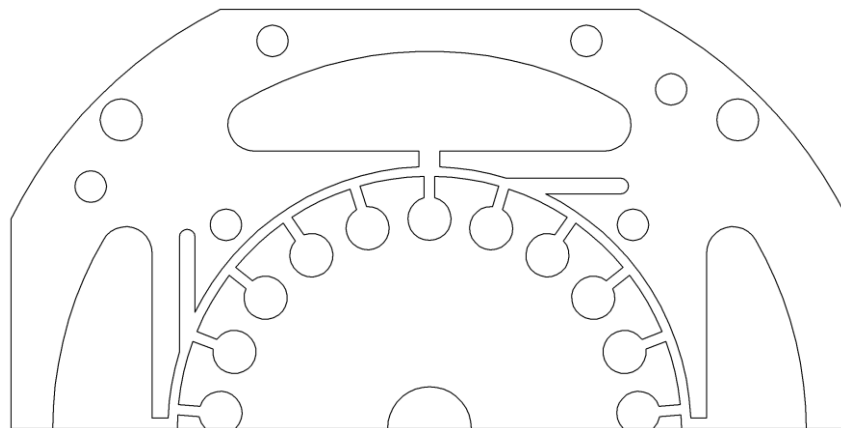
Figura 20 - Onda teórica (pontilhada), onda da simulação em software de elementos finitos (tracejada) e fundamental comum às duas

4. PROJETO DE UM PROTÓTIPO DE DEMONSTRAÇÃO

4.1. Metodologia

Nesta seção será realizado o projeto de um gerador de demonstração a partir do estator e do rotor de uma máquina existente. Conhecidas todas as dimensões da máquina, o projeto baseia-se em realizar o caminho inverso daquele apresentado no Capítulo 2. Dado o volume ativo e o fator λ é possível determinar o conjugado que a máquina é capaz de desenvolver funcionando como motor e a potência que é capaz de fornecer funcionando como gerador.

A máquina disponível é de indução, com quatro ranhuras, e dois grupos de bobinas dispostas em formação concentrada, cada qual composta de dois grupos em série e em quadratura, ou seja, pertencendo ao mesmo par de ranhuras. Estão presentes enrolamentos de partida. O rotor é de gaiola, com 21 ranhuras. A máquina está esquematizada na figura 20.



Fonte: O autor (2011).

Figura 21 - Estator da máquina existente

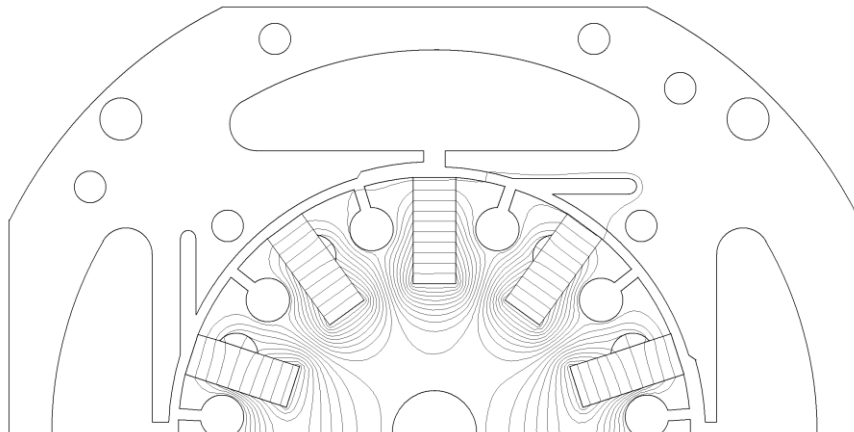
No rotor de gaiola será feita uma ranhura, que servirá de suporte ao ímã de ferrite. Como a altura do ímã será limitada pela dimensão da máquina, a tensão de operação também será. Serão testadas duas formas de disposição dos ímãs no interior do rotor. A primeira, muito semelhante à do motor mostrado na figura 8 e a segunda, mais convencional, semelhante à figura 4.

O objetivo de se optar por um rotor como o da figura 8, a princípio, é de obter uma indução no entreferro maior do que a dos ímãs presentes no rotor. Nota-se

duas grandes dificuldades a princípio. A presença de ranhuras no rotor representa uma relutância para o fluxo principal da máquina, o que pode inviabilizar seu uso no projeto. Além disso, foi mencionado que a máquina da figura 8 possuía valor prático a um número de polos de 6 ou maior.

4.2. Rotor de ímãs transversais

Serão inseridos 10 ímãs de ferrite com seção retangular no rotor desta máquina, com a maior aresta de cada um orientada na direção do centro da máquina. Um rotor muito semelhante ao que se pretende construir é mostrado na figura 8. A figura 21 mostra um perfil desta máquina modificada e as linhas equipotenciais resultantes da simulação no Fem2000.



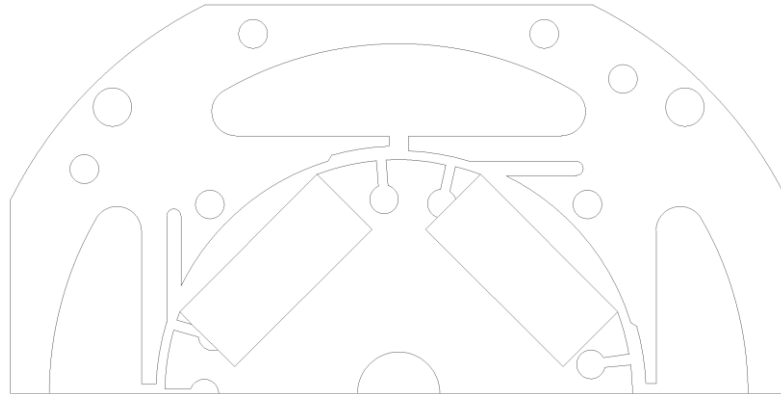
Fonte: O autor (2011).

Figura 22 - Máquina de ímãs transversais

Uma análise da figura 22 indica a impossibilidade de tentar implementá-la. O fluxo dos ímãs ficou grandemente confinado no rotor. Observa-se que o valor máximo de indução no entreferro não chega a 10% do valor de indução dos ímãs, que é de cerca de 0,4T. Isso se deve à presença de ranhuras e à dimensão do entreferro.

4.3. Rotor convencional

No rotor da máquina fornecida são inseridos quatro ímãs com 25mm de comprimento e seção de 160mm^2 (8mm por 20mm). A máquina resultante é mostrada na figura 23.

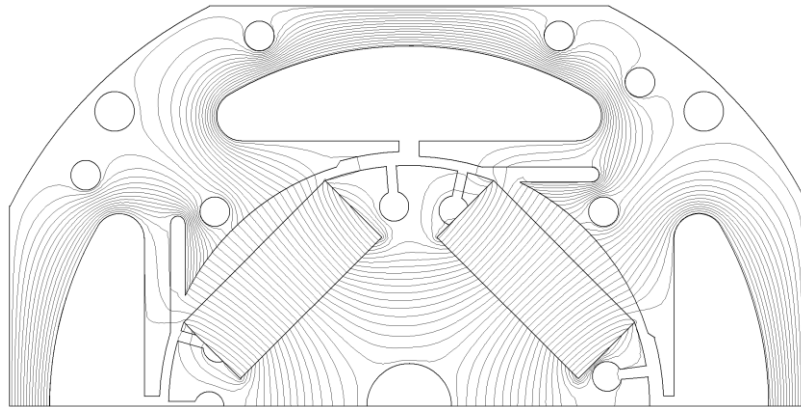


Fonte: O autor (2011).

Figura 23 - Máquina com ímãs posicionados no entreferro

O diagrama de linhas equipotenciais que resulta da simulação em software de elementos finitos é apresentado na figura 24. Embora pareça muito satisfatório em termos de fluxo que cruza o entreferro, vários efeitos indesejáveis se fazem notar. O ímã de ferrite possui uma indução remanente de cerca de $0,40\text{T}$, mas a indução máxima no entreferro é de cerca de $0,25\text{T}$, o que, dado que a máquina já possui os enrolamentos no estator, certamente diminuirá a tensão de operação.

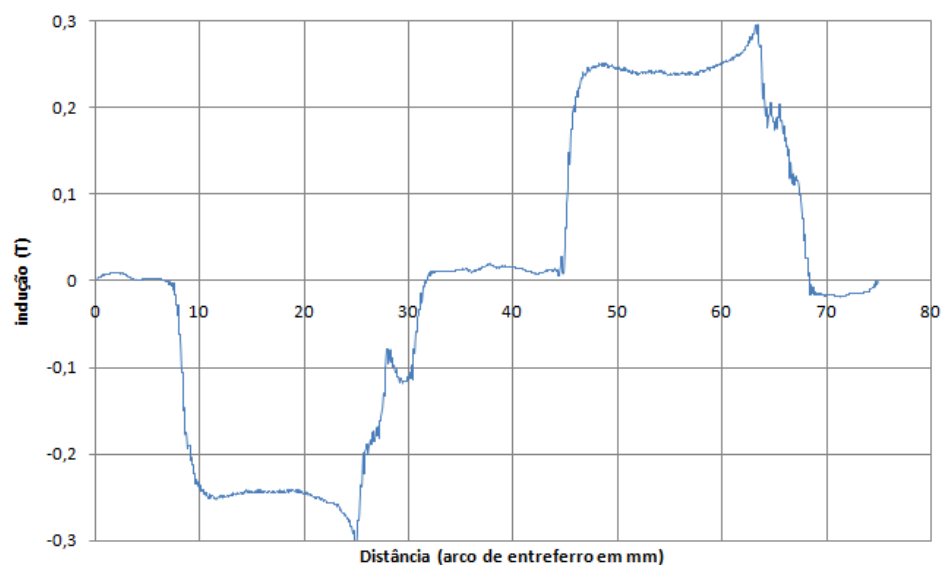
A onda de tensão possui uma parte considerável de sua energia em harmônicas de alta ordem, especialmente as de 3^{a} e 5^{a} . Há uma energia considerável nas harmônicas de 9^{a} e 10^{a} ordem, devido à presença das ranhuras. O software de simulação não informa a amplitude de harmônicas de ordem superior à 15^{a} . Desejando-se estimar com alto grau de precisão o formato da onda de tensão induzida será necessário recorrer a um cálculo além das capacidades do software de elementos finitos.



Fonte: O autor (2011).

Figura 24 - Linhas equipotenciais da máquina com ímãs no entreferro

A figura 25 apresenta a onda de indução tal qual observada no software de elementos finitos. Há vários efeitos que se fazem notar de maneira muito pronunciada. Um fator de encobrimento polar efetivo de cerca de 0,55, um conteúdo harmônico distribuído em harmônicas de alta ordem e o efeito dos enrolamentos de partida.



Fonte: O autor (2011).

Figura 25 - Onda de indução no entreferro

O quadro 5 resume a análise de Fourier para as quinze primeiras harmônicas da onda apresentada na figura 25. Compondo-se a onda descrita pela tabela, nota-se que as duas possuem um formato relativamente parecido, portanto, 15 harmônicas são suficientes para estimar o formato da tensão induzida.

N	Cosseno	Seno
1	0,0107	0,1550
2	0,0070	0,0284
3	0,0003	-0,0358
4	-0,0127	-0,0062
5	-0,0123	0,0142
6	0,0084	-0,0026
7	0,0154	-0,0106
8	-0,0016	-0,0008
9	-0,0088	0,0059
10	-0,0012	0,0054
11	0,0021	-0,0027
12	0,00005	-0,0084
13	0,0004	-0,0023
14	0,0004	0,0067
15	-0,0013	0,0033

Fonte: O autor (2011).

Quadro 5 – Análise de Fourier do Fem2000

4.4. Fatores de enrolamento

Nesta seção serão calculados os fatores de enrolamento K_i , K_d e K_p de acordo com a referência [4]. Já foram apresentadas as expressões dos fatores de enrolamento anteriormente, que aqui são repetidas por uma questão de conveniência. O fator de inclinação é dado por [4]:

$$K_{in} = \frac{\sin \frac{n\alpha}{2}}{\frac{n\alpha}{2}}$$

onde:

n: índice da harmônica;

α : ângulo de inclinação de fato, em radianos.

Pode-se calcular α , que é a inclinação dos ímãs com respeito ao eixo principal da máquina, como segue:

$$\alpha = \frac{2\pi}{21} \cong 0,299\text{rad}$$

Portanto:

$$K_{in} = \frac{\sin \frac{n\pi}{21}}{\frac{n\pi}{21}}$$

O fator de encurtamento é dado por [4]:

$$K_{pn} = \sin \frac{nW\pi}{2\tau_p}$$

onde:

n: índice da harmônica considerada;

W: comprimento do arco referente ao passo encurtado em m, assim como τ_p .

Esta máquina não possui encurtamento de passo, de modo que W é o próprio passo polar, e K_p para a primeira harmônica é 1. Para as outras harmônicas, calcula-se K_p de acordo com:

$$K_{pn} = \sin \frac{n\pi}{2}$$

O fator de distribuição é dado por [4]:

$$K_{dn} = \frac{\sin \frac{nq\alpha_u}{2}}{q \sin \frac{n\alpha_u}{2}}$$

onde:

q: número de ranhuras por polo e fase;

α_u : ângulo entre duas ranhuras, pode ser calculado como:

$$\alpha_u = \frac{2\pi p}{Q}$$

Esta máquina possui um α_u idêntico ao da máquina calculada anteriormente.

$$\alpha_u = \frac{2\pi \times 2}{4} = \pi$$

Portanto, exatamente como no caso anterior:

$$K_{dn} = \frac{\sin \frac{n\pi}{2}}{1 \times \sin \frac{n\pi}{2}} = 1$$

Portanto, o fator K é dado por:

$$K_n = \frac{21}{n\pi} \sin \frac{n\pi}{2} \sin \frac{n\pi}{21}$$

O quadro a seguir apresenta o valor de K para as 15 primeiras harmônicas.

N	K_n
1	0,996
2	0
3	-0,967
4	0
5	0,909
6	0
7	-0,827
8	0
9	0,724
10	0
11	-0,606
12	0
13	0,479
14	0
15	-0,348

Fonte: O autor (2011).

Quadro 6 – Fator K

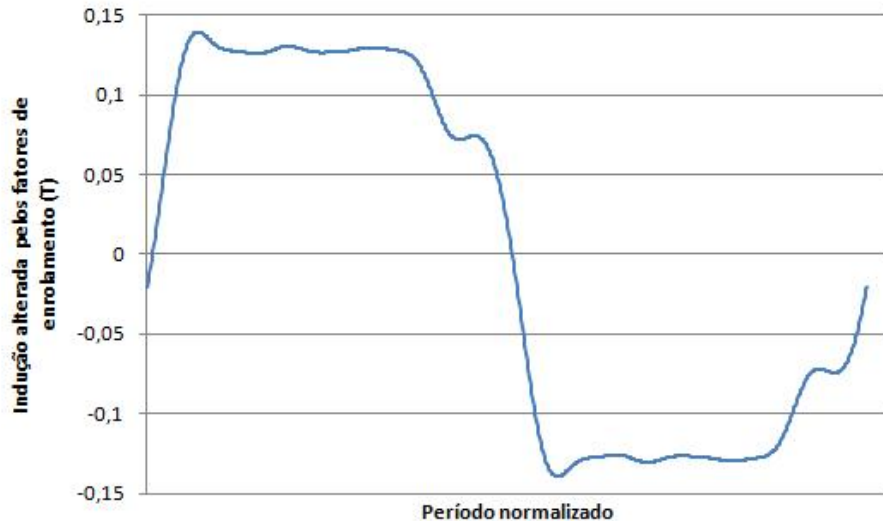
Este quadro altera a amplitude de cada harmônica da onda de tensão induzida em relação à onda de indução. Um quadro com as amplitudes corrigidas, dos termos em seno e cosseno, é apresentado a seguir. Nota-se que apenas as harmônicas ímpares são apresentadas, pois o fator de encurtamento é nulo para harmônicas pares.

N	cosseno corrigido	seno corrigido
1	0,01066	0,15442
3	-0,00029	0,03461
5	-0,01118	0,01291
7	-0,01274	0,00877
9	-0,00637	0,00427
11	-0,00127	0,00164
13	0,00019	-0,00110
15	0,00045	-0,00115

Fonte: O autor (2011).

Quadro 7 – Amplitudes corrigidas

Os valores apresentados no quadro anterior geram a onda apresentada na figura 25:



Fonte: O autor (2011).

Figura 26 - Onda de indução com os fatores de enrolamento aplicados a cada harmônica

A onda da figura deve possuir o mesmo formato da onda de tensão induzida, a menos de um fator de escala. Se o número total de espiras presentes na máquina não é conhecido, é conveniente determinar a tensão induzida fundamental considerando-se apenas uma espira por grupo. Dessa forma, quando o número total de espiras por grupo for corretamente verificado, basta multiplicá-lo pelo valor de tensão para uma espira por grupo.

Já foi visto anteriormente que:

$$N_w = \frac{\sqrt{2}V_t}{2\hat{B}_1 l R \omega_m K_{p1} K_{d1} K_{i1}}$$

Resolvendo-se para V_t e lembrando que:

$$N_w = qN_g N_s$$

obtém-se

$$V_t = \frac{2\hat{B}_1 l R \omega_m K_{p1} K_{d1} K_{i1} q N_g N_s}{\sqrt{2}}$$

V_t : tensão eficaz.

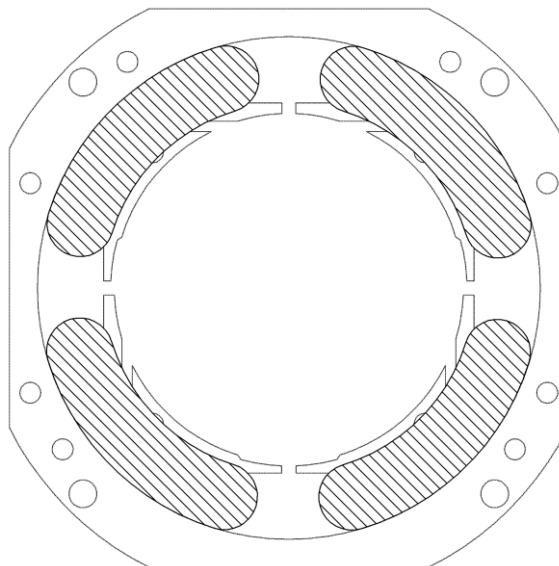
Para esta máquina, tem-se:

$$V_t = \frac{2 \times \sqrt{0,0107^2 + 0,1550^2} \times 25 \times 10^{-3} \times 25 \times 10^{-3} \times 188,5 \times 0,996 \times 1 \times 2 \times N_s}{\sqrt{2}}$$

$$V_t = 0,0516N_s$$

É importante notar aqui que N_s é o número de espiras em série em um grupo de espiras. A máquina que se pretende modificar possui quatro bobinas, uma para cada polo, mas segundo as definições apresentadas até aqui, isso corresponde a dois grupos de espiras conectadas em série. Isso porque a cada lado do grupo corresponde uma ranhura, de maneira que duas bobinas cujos centros se alinham com o centro do estator formam um único grupo.

A figura 26 mostra esquematicamente a posição dos enrolamentos. Para fins de definição, dois desses enrolamentos tomados alternadamente constituem um único grupo de espiras.



Fonte: O autor (2011).

Figura 27 - Estator com os enrolamentos originais

5. CONCLUSÕES

Esperava-se que devido à forte irregularidade do comprimento do entreferro, esta por sua vez devida ao emprego de ímãs de seção reta, ocasionasse um afundamento da onda de indução em porções onde ela normalmente apresenta valor máximo com entreferros constantes. Embora se tenha observado uma pequena redução da indução nestas porções da onda, ela foi consideravelmente menor do que se deveria normalmente esperar. A resposta para esta observação certamente está na curva de magnetização do aço.

O ímã de seção retangular, embora apresente uma vantagem construtiva para a máquina, impõe uma severa limitação ao valor máximo de indução que se pode obter no entreferro. Ao empregá-lo em seções retangulares a máquinas com poucos pares de polos, o campo obtível é de menos da metade deste valor. Este é um resultado esperado e extremamente indesejável.

Entretanto, o objetivo principal deste trabalho não era o de projetar uma máquina de grande viabilidade para produção em série, mas sim o de projetar uma máquina que pudesse ser construída com o mínimo ferramental possível que servisse a fins didáticos. A máquina do capítulo 2 é constituída de um rotor quadrado que não requer laminação, quatro ímãs de seção retangular soldáveis com adesivos comuns e sem qualquer necessidade de usinagem adicional, duas bobinas de cobre que podem ser construídas independentemente e um estator de geometria extremamente simples. A verificação de suas capacidades no software de elementos finitos permite concluir que este objetivo foi alcançado, pelo menos de forma preliminar. Se seu comportamento notavelmente distinto daquele de uma máquina ideal compromete seu uso como ferramenta didática, somente testes com um protótipo permitirão atestar.

Apesar da finalidade deste trabalho, uma boa parte foi dedicada à análise das capacidades da máquina enxuta do primeiro capítulo. O aproveitamento deste projeto em máquinas de grande porte está fora de questão. A máquina possui perdas magnéticas que inviabilizam sua construção, mesmo como uma máquina de pequeno porte, consequência de seu conteúdo harmônico distribuído ao longo das ordens mais elevadas.

O emprego desta máquina como gerador, se por alguma razão houver interesse, deve estar fortemente restrito ao fornecimento de pequenas potências a

cargas isoladas da rede e que não possuam restrições rigorosas a harmônicas na rede. O emprego desta máquina como motor deve estar restrito a cargas que tenham restrições extremamente flexíveis de conjugado.

REFERÊNCIAS

- [1] Calculo Industrial de Maquinas Eletricas, Tomo II, Martín, Juan Corrales, Marcombo-Boixareu Editores, 1982, Barcelona, Espanha.
- [2] Design of Rotating Electrical Machines, Hrabcova, Valeria, Jokinen, Tapani, Pyrhonen, Juha, John Wiley & Sons, 2008, Chippenham, Grã-Bretanha.
- [3] Design of Small Electrical Machines, Essam S. Hamdi, 260 p., John Wiley & Sons, 1994, Baffins Lane, Inglaterra.
- [4] Elektrische Maschinen, Richter, Rudolf, Birkhauser Verlag, 1967, Alemanha.
- [5] Handbook of Electric Machines, Nasar, S. A., McGraw Hill, 1987, Estados Unidos.
- [6] Site da 813, http://www.813am.qsl.br/artigos/teoria/Tabela_AWG.pdf (acesso em 29 de setembro de 2011).