

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS  
CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E DE TECNOLOGIA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIA E  
ENGENHARIA DE MATERIAIS**

TRANSFORMADORES ELÉTRICOS COM NÚCLEO DE LIGA AMORFA PARA  
APLICAÇÃO EM AERONAVES

Wagner Angelo da Silva

SÃO CARLOS  
2015

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS**  
**CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E DE TECNOLOGIA**  
**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIA E**  
**ENGENHARIA DE MATERIAIS**

**TRANSFORMADORES ELÉTRICOS COM NÚCLEO DE LIGA AMORFA PARA**  
**APLICAÇÃO EM AERONAVES**

Wagner Angelo da Silva

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Ciência e Engenharia de Materiais como requisito parcial à obtenção do título de MESTRE EM CIÊNCIA E ENGENHARIA DE MATERIAIS.

Orientador: Dr. Alberto Moreira Jorge Júnior – PPG-CEM/UFSCar

Coorientador: Dr. Osmar Ogashawara – DEE/UFSCar

SÃO CARLOS

2015

Ficha catalográfica elaborada pelo DePT da Biblioteca Comunitária UFSCar  
Processamento Técnico  
com os dados fornecidos pelo(a) autor(a)

S586t Silva, Wagner Angelo da  
Transformadores elétricos com núcleo de liga amorfa para aplicação em aeronaves / Wagner Angelo da Silva. -- São Carlos : UFSCar, 2015.  
72 p.

Dissertação (Mestrado) -- Universidade Federal de São Carlos, 2015.

1. Aeronaves. 2. Liga amorfa. 3. Transformadores aeronáuticos. I. Título.

## **DEDICATÓRIA**

Dedico este trabalho à minha família, em especial, à minha esposa Débora Alfaro São Martinho da Silva, aos meus filhos Gabriel São Martinho da Silva e Ana Luiza São Martinho da Silva pela cooperação que sempre recebi deles e ao meu pai, Vicente da Silva, por proporcionar-me os conhecimentos básicos sobre transformadores elétricos desde a minha infância.

## **VITAE DO CANDIDATO**

Bacharel em Engenharia Elétrica pelo Centro Universitário Central Paulista, UNICEP, (2009).





UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS

Centro de Ciências Exatas e de Tecnologia  
Programa de Pós-Graduação em Ciência e Engenharia de Materiais

---

Folha de Aprovação

---

Assinaturas dos membros da comissão examinadora que avaliou e aprovou a Defesa de Dissertação de Mestrado do candidato Wagner Angelo da Silva, realizada em 28/04/2015:

---

Prof. Dr. Alberto Moreira Jorge Junior  
UFSCar

---

Prof. Dr. Tomaz Toshimi Ishikawa  
UFSCar

---

Prof. Dr. Diógenes Pereira Gonzaga  
EESC/USP



## AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar quero agradecer a Deus por guiar meu destino, me aproximando das pessoas que colaboram positivamente no meu desenvolvimento pessoal e profissional.

Meus sinceros agradecimentos ao meu orientador, Prof. Dr. Alberto Moreira Jorge Júnior, que me aceitou como orientando e com muita paciência, muito apoio, conhecimento, disposição e humanidade me ajudou a trilhar o caminho da pós-graduação nesta universidade de grande prestígio.

Ao Prof. Dr. Osmar Ogashawara que desde minha graduação, sempre ofereceu-me apoio e aconselhamentos nas dificuldades da vida acadêmica.

Ao Prof. Dr. Tomaz Ishikawa que sempre me recebeu com ações e palavras de incentivo quanto a minha participação no PPGCEM.

Ao Dr. Ryusuke Hasegawa e aos outros membros da Metglas pela doação do material 2605HB1M e informações pertinentes.

Aos meus superiores e amigos na TAM Linhas Aéreas, Eng. Paulo de Lima Ferreira Brandão, Eng. Sergio Ricardo da Hora, Mauricio Verzegnassi e Flávio Rossini da Silva pela confiança e apoio que depositaram em mim e neste projeto.

Ao Sr. Ary Rodrigues Barbosa, da ITAM (Indústria de Transformadores Manaus), pelo auxílio, atenção e disponibilização dos demais materiais e mão de obra para a manufatura do transformador com núcleo feito de material 2605HB1M.

Ao competente e amigo Marcio Roberto Silva da Usiprojet que sempre transforma aquilo que está no papel em realidade, por ter cedido prontamente o invólucro de poliacetal.

Aos membros técnicos e administrativos do PPGCEM e DEMa que sempre me trataram com atenção e cortesia.

Aos colegas de disciplinas no PPGCEM que sempre me auxiliaram nas dificuldades, em especial à Mariana Beatriz dos Reis Silva por ajudar me nesta dissertação e por ser um exemplo de determinação, seriedade, competência e humanidade.



## RESUMO

Para redução de massa dos transformadores e geradores elétricos aeronáuticos, muitos fabricantes adotaram a frequência de 400 Hz para operação destes dispositivos, entretanto o aumento da frequência causa também aumento de perdas em seus núcleos, as quais foram desprezadas devido às pequenas potências envolvidas e por não operarem em regime contínuo. Com o desenvolvimento tecnológico nas aeronaves mais recentes, estas se tornaram mais dependentes de eletricidade e considerando-se o mesmo porte, os valores gerados aumentaram de 240 kVA para 1000 kVA. Neste cenário, perdas não podem ser desprezadas e outras opções para aumento da eficiência devem ser consideradas. Núcleos de transformadores feitos de ligas amorfas à base de Fe apresentam redução em até 70% nas perdas quando operados em 50-60 Hz. Entretanto os menores valores de saturação na indução magnética resultam em núcleos de maior massa que seus similares feitos em Fe-Si cristalino, sendo assim indesejável em aeronaves. Este trabalho discute que, quando consideradas as particularidades dos transformadores aeronáuticos, pode-se projetar um transformador feito com liga amorfa com menores massa e perdas que um similar de mesma potência feito com Fe-Si cristalino. Para tal construiu-se artesanalmente um transformador com núcleo de liga amorfa para operação em 400 Hz, que foi tratado termomagneticamente para melhorar as suas propriedades eletromagnéticas. Através de ensaios elétricos, se obteve circuitos equivalentes do transformador com núcleo sem e com tratamentos termomagnéticos. Comparações de massas e perdas entre um transformador para aeronaves feito de material cristalino e o transformador construído artesanalmente mostram que o último possui menores perdas, e que quando seguidas todas as particularidades dos transformadores aeronáuticos, estes podem ter menores massas. Detalhes e explicações sobre o tratamento termomagnético, constatação da não cristalização do núcleo por difração de raios X após tratamento e avaliação através de simulação do transformador construído artesanalmente também estão incluídos neste trabalho.



## **APPLICABILITY OF ELECTRIC TRANSFORMERS WITH AMORPHOUS ALLOY CORE FOR USE IN AIRCRAFTS**

### **ABSTRACT**

In order to reduce the mass of electrical transformers and generators in aircrafts, many manufacturers have adopted 400 Hz as the operation of these devices. However this frequency causes increased core losses which were disregarded due to the small involved powers and non continuous basis operations. By considering similar sizes, newer aircraft models are more electricity dependent and the generated power increased from 240 kVA to 1000 kVA. In this new scenario losses cannot be neglected and other options for increased efficiency should be considered. Iron-based amorphous transformer cores AEFture reduction by up to 70% loss while operating in 50-60 Hz. However smaller magnetic saturation induction values result in higher weight than similar cores made of crystalline Fe-Si, therefore, undesirable in aircraft. This work discusses that, when particularities of aeronautical transformers are considered, one can design a power transformer with an amorphous core with smaller mass and losses than a similar with a Fe-Si crystalline based core. For this purpose, a hand-made amorphous core transformer was built to operate at 400 Hz, which has been thermo-magnetically treated to enhance its electromagnetic properties. Through electrical test, equivalent circuits of transformer were obtained for both core conditions: unannealed and annealed. Comparisons of masses and losses between an aircraft transformer with crystalline core and the hand-made amorphous one show that the latter has lower losses and that, when obeyed the particularities for aeronautical transformers, they may have smaller masses. Details and explanations about the thermomagnetic treatment, evidencing by X-ray diffraction of no-crystallization, after core heat-treatment and hand-made transformer evaluation through simulation are also included in this work.



## **PUBLICAÇÕES**

- SILVA, W. A.; OGASHAWARA, O.; JORGE JR, A. M. Uso de transformador com núcleo de liga amorfa em aeronaves. Anais do 69º Congresso Anual da Associação Brasileira de Metalurgia e Mineração, São Paulo – SP, Brasil, 2014.

- SILVA, W. A.; OGASHAWARA, O.; JORGE JR, A. M. Estudo sobre transformador elétrico com núcleo de liga amorfa FeBSi para uso em aeronaves. Anais do 1º Encontro de Ciência e Engenharia de Materiais de São Carlos, São Carlos – SP, Brasil, 2013.



## SUMÁRIO

FOLHA DE APROVAÇÃO.....	i
AGRADECIMENTOS.....	iii
RESUMO .....	v
ABSTRACT .....	vii
PUBLICAÇÕES.....	ix
SUMÁRIO.....	xi
ÍNDICE DE TABELAS .....	xv
ÍNDICE DE FIGURAS .....	xviii
SÍMBOLOS E ABREVIACÕES .....	xxii
1 INTRODUÇÃO .....	1
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	3
2.1 Introdução .....	3
2.2 Ligas amorfas: o que são e como fabricá-las.....	3
2.3 A influência do peso em aeronaves .....	10
2.4 Vantagens e desvantagens da operação de componentes eletroeletrônicos em 400 Hz.....	11
2.5 As recentes mudanças nos projetos de aeronaves.....	13
2.6 Considerações a serem observadas em projetos de transformadores para aeronaves .....	14
2.6.1 Alimentação em alta frequência (f).....	15
2.6.2 Aumento da densidade de corrente ( $\delta$ ) .....	15
2.6.3 Aumento do valor de indução (B) do material usado no núcleo .....	16
2.6.4 Emprego de melhores modelos na construção do transformador.....	177
2.7 Um transformador, para aeronaves, com núcleo de liga amorfa para operação em 400 Hz.....	17
3 MATERIAIS E MÉTODOS .....	21
3.1 Introdução .....	21
3.2 Materiais abordados neste trabalho .....	21
3.3 Métodos aplicados para os cálculos. ....	22

3.4 Métodos aplicados para tratamento termomagnético do núcleo feito do material de liga amorfa 2605HB1M .....	29
3.5 Inserção das bobinas de cobre no núcleo de liga amorfa 2605HB1M sem tratamento termomagnético.....	31
3.6 Inserção das bobinas de cobre no núcleo de liga amorfa 2605HB1M com tratamento termomagnético e invólucro de proteção.....	32
3.7 Ensaios dos transformadores em curto-circuito e em aberto antes e após tratamento termomagnético.....	34
3.8 A escolha de um software de análise de elementos finitos (AEF) para simular a operação do transformador com núcleo de liga amorfa 2605HB1M .	37
3.9 Análises de difração de raios X para amostras do núcleo antes e depois do tratamento termomagnético.....	41
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES .....	43
4.1 Resultados para os transformadores de Warlimont e Boll [23] alimentados em 400Hz. ....	43
4.2 Resultados para comparação de massas de transformadores com núcleo de liga amorfa 2605SA1 e núcleo de Fe-Si tradicional Microsil.004”.....	47
4.3 Ensaios em curto-circuito e em aberto para o transformador 950 VA, 115 V de entrada (enrolamento primário) e 28 V de saída (enrolamento secundário) em 400 Hz com núcleo de liga amorfa 2605HB1M, antes e depois do tratamento termomagnético.....	52
4.4 Resultados para as análises de difração de raios X para amostras da liga amorfa 2605HB1M sem e com tratamento termomagnético .....	56
4.5 Simulação de um quarto ( $\frac{1}{4}$ ) do transformador real utilizando a versão estudante do QuickField.....	56
5 CONCLUSÕES .....	59
5.1 Os transformadores de Warlimont e Boll.....	59
5.2 Os projetos dos transformadores de mesmas potências e tensões de entrada e saída com núcleo de material 2605SA1 amorfo e com núcleo de material Microsil .004” cristalino .....	59
5.3 O transformador manufaturado com núcleo de liga amorfa 2605HB1M, e consequências decorrentes do tratamento termomagnético.....	60

5.4 Difrações de raios X de amostras do núcleo antes e após tratamento termomagnético.....	60
5.5 O software de simulação QuickField.....	61
6 SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS .....	63
7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	65
APÊNDICE A .....	69



## ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 2. 1 - Comparativo de propriedades típicas de ambos os materiais [5]..	7
Tabela 2. 2 - Comparativo de parâmetros dos projetos de cada transformador na sua específica frequência de operação [13].....	11
Tabela 2. 3 - Comparativo de parâmetros calculados de cada fonte [13]. .....	13
Tabela 2. 4 - Densidades de correntes e respectivas potências de saída [19, 20].....	16
Tabela 4. 1 - Variáveis de ajuste da função B(H) para liga amorfa 2605SA1. .	47
Tabela 4.2 - Parâmetros definidos e calculados para ambos os transformadores.....	49
Tabela 4. 3 - Parâmetros recalculados para o transformador com liga 2605SA1 considerando temperatura de operação em 35°C.....	50
Tabela 4. 4 - Resultados dos ensaios em curto-circuito e em aberto no transformador com núcleo de liga amorfa 2605HB1M, alimentado em 400Hz, antes e após tratamento termomagnético.....	53
Tabela 4. 5 - Valores calculados dos componentes dos circuitos equivalentes de ambos os transformadores com referência ao enrolamento de maior tensão. ....	53
Tabela 4.6 - Dados sobre o transformador AE5942MK1 e transformador manufaturado artesanalmente com núcleo, feito de liga 2605HB1M, tratado termomagneticamente.....	55



## ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1 Comparativo de áreas dos laços de histerese. Adaptado de [2] .....	4
Figura 2.2 Imagens termográficas de transformadores com enrolamentos energizados e sem carga [3]. (a) Com núcleo de Fe-Si cristalino a 58,7°C. (b) Com núcleo de liga amorfa a 31,2°C.....	5
Figura 2.3 3 Laços de histerese em corrente contínua para quatro amostras de liga amorfa Metglas 2605SC (Fe <sub>81</sub> B <sub>13,5</sub> Si <sub>3,5</sub> C <sub>2</sub> ) das quais três foram tratadas termicamente e magneticamente de modos diferentes. Adaptado de [4].....	6
Figura 2.4 Esquema simplificado de arranjos atômicos. Adaptado de [2].....	7
Figura 2.5 Esquema simplificado do processo fabricação da liga amorfa. Adaptado de [3, 7, 8].....	8
Figura 2.6 Separação de perdas no núcleo, em perda por histerese e perda por correntes parasitas. Adaptado de [15]. .....	12
Figura 2.7 Potência de saída $S_o$ dos transformadores com núcleos toroidais feitos com lâminas de diferentes espessuras ( $e$ ) e materiais. Adaptado de [23]. .....	18
Figura 2.8 Vista em corte do toroide utilizado nos experimentos de Warlimont e Boll e suas dimensões originais [23]. .....	19
Figura 3.1 Laço de histerese e curva de magnetização inicial, para aço ST1312, modelados pelas equações 3.1 e 3.2. Adaptado de [30]. .....	24
Figura 3.2 Tela do software Engauge Digitizer para obtenção de pontos da curva em coordenadas x y. ....	25
Figura 3.3 Dimensionamento típico para os núcleos abordados nos cálculos deste estudo. Adaptado de [31]. .....	26
Figura 3.4 Esquema geométrico para fator de preenchimento $k_u$ das espiras. Adaptado de [20]......	27
Figura 3.5 Enrolamentos primário e secundário inseridos no núcleo em corte. Adaptado de [19]......	27

Figura 3.6 Tratamento termomagnético de núcleos de liga amorfa na Vijai conforme [33].....	30
Figura 3.7 Etiqueta de identificação no carretel da liga amorfa.....	31
Figura 3.8 Núcleo toroidal, sem tratamento, envolto em fita de poliéster à esquerda, primário enrolado no núcleo à direita.....	32
Figura 3.9 Fragmentos, de lâmina amorfa, decorrentes da manipulação do núcleo tratado termomagneticamente.....	32
Figura 3.10 Algumas das etapas da montagem do invólucro no núcleo de liga amorfa.....	33
Figura 3.11 Enrolamentos de cobre primário e secundário sobre núcleo de liga amorfa tratado no qual foi envolto em proteção de Poliacetal.....	34
Figura 3.12 Circuito equivalente elétrico do transformador. ....	35
Figura 3.13 Tela do QuickField evidenciando o núcleo, em vermelho, e as espiras, dentro e fora do núcleo, dos enrolamentos primário e secundário. ....	38
Figura 3.14 Condições de análise, acima, e circuito elétrico, abaixo. ....	39
Figura 3.15 Construção da malha de elementos finitos limitada pela versão estudante do QuickField.....	40
Figura 3.16 Desenho coberto pela malha de elementos finitos, em verde, sendo que o anel exterior representa ar ao redor do núcleo, os dois semicírculos menores representam a espira do primário.....	41
Figura 3.17 Difração de raios X para amostras de liga amorfa a base de Fe, sem tratamento térmico e com tratamento térmico. Adaptado de [34].....	42
Figura 4.1 Curvas $(S_o, B)$ e respectivas curvas $(H_2, B)$ calculadas dos transformadores, alimentados em 400 Hz, do experimento de Warlimont e Boll. Adaptado de [23]. ....	44
Figura 4.2 Curvas $BH$ para determinação do valor de indução $(B_j)$ na região de joelho. ....	48
Figura 4.3 Resultados das análises de difração de raios X para amostra da liga amorfa 2605HB1M sem tratamento e com tratamento termomagnético. ....	56
Figura 4.4 Simulação da propagação, no núcleo e no ar, de linhas de campo magnético geradas pela passagem de corrente elétrica em condutor de cobre. ....	57

Figura A. 1- Vista geral e detalhada do forno e do termopar utilizado. ....	69
Figura A. 2 - Indicações e inserção dos parâmetros no controlador do forno. .	70
Figura A. 3 - Disposição das espiras em torno do núcleo e inserção do conjunto, suporte, núcleo, espiras, no forno. ....	70
Figura A. 4 - Conjunto inserido e bobina alimentada por corrente contínua. ...	71
Figura A. 5 - Incandescência do parafuso na conexão da espira e resfriamento do conjunto sob um campo magnético estático externo calculado de 1276 A/m. ....	72



## SÍMBOLOS E ABREVIACÕES

%a	porcentagem atômica
%p	porcentagem peso
A	altura da janela do núcleo
$a$	variável de ajuste da função $B(H)$
$a_c$	seção transversal do fio de cobre
$a_{cn}$	seção recalculada do fio de cobre para nova temperatura
$a_m$	área magnética do núcleo
$a_n$	área bruta do núcleo
$B$	indução magnética ou densidade de fluxo magnético
B	largura da janela do núcleo
$b$	variável de ajuste da função $B(H)$
$B_j$	valor de indução na região denominada de “joelho” da curva $BH$ de magnetização inicial do material usado no núcleo
$B_m$	indução magnética de saturação
C	espessura da parede do núcleo
$c$	variável de ajuste da função $B(H)$
CC	corrente contínua
coth	cotangente hiperbólica
$d$	densidade
D	largura da fita amorfa usada no núcleo
$e$	espessura
$E_1$	tensão elétrica no enrolamento primário
$E_2$	tensão elétrica no enrolamento secundário
$f$	frequência
AEF	análise de elementos finitos
GRG	algoritmo Gradiente Reduzido Generalizado
$H$	força do campo magnético
$H_2$	força do campo magnético produzida pelas correntes de magnetização e carga
$H_c$	coercividade

$H_m$	força máxima do campo magnético externo
$I_{cc}$	corrente contínua de saída
$I_{oc}$	corrente medida no primário durante ensaio em aberto do transformador
$I_{sc}$	corrente medida no primário durante ensaio em curto-circuito do transformador
$k_s$	fator de empacotamento
$k_u$	fator de preenchimento
$L(x)$	$\coth(x)-(1/x)$
$lm$	comprimento da espira média
$L_{mag}$	comprimento médio do fluxo magnético
$Ma$	variável de ajuste da função $B(H)$
$Mb$	variável de ajuste da função $B(H)$
$N$	quantidade de espiras
$N_1$	quantidade de espiras no enrolamento primário
$N_2$	quantidade de espiras no enrolamento secundário
$P$	potência elétrica
$S_o$	potência elétrica aparente na saída
$P_{sc}$	potência ativa medida no primário durante ensaio em curto-circuito do transformador
$R_{\Omega T1}$	resistência elétrica total dos enrolamentos de fio na temperatura $T1$
$R_{\Omega T2}$	resistência elétrica total dos enrolamentos de fio na temperatura $T2$
$R_1$	resistência elétrica calculada do enrolamento primário
$R_2$	resistência elétrica calculada do enrolamento secundário
$R_{ccp}$	resistência elétrica, do primário, medida usando-se corrente contínua
$R_{ccs}$	resistência elétrica, do secundário, medida usando-se corrente contínua
rpm	rotações por minuto
$RL$	carga elétrica conectada na saída
$Rm$	resistência das perdas no núcleo
rms	root mean square
RTCA	Radio Technical Commission for Aeronautics
$T1$	temperatura de trabalho em 75°C
$T2$	temperatura de trabalho em 35°C

$\tanh$	tangente hiperbólica
u. a.	unidade arbitrária (contagem)
$V_{cc}$	tensão em corrente contínua
$V_{in}$	tensão de alimentação do primário
$V_{oc}$	tensão aplicada no primário durante ensaio em aberto do transformador
$V_{out}$	tensão medida no secundário
$V_r$	tensão elétrica de ondulação residual
$V_{sc}$	tensão aplicada no primário durante ensaio em curto-circuito do transformador
$V_t$	tensão elétrica de trabalho
$X_1$	reatância calculada do enrolamento primário
$X_2$	reatância calculada do enrolamento secundário
$X_p$	reatância de magnetização do núcleo
$\delta$	densidade de corrente
$\rho$	resistividade elétrica
$\mu_0$	permeabilidade no vácuo
$\rho_{cT1}$	resistividade elétrica do fio na temperatura $T1$
$\rho_{cT2}$	resistividade elétrica do fio na temperatura $T2$
$\theta_{oc}$	ângulo de defasagem entre tensão e corrente
$\mathcal{E}_m$	tensão máxima induzida
$\emptyset$	diâmetro
$\pi$	3,1415



## 1 INTRODUÇÃO

Na atualidade, o desenvolvimento de produtos, com menores perdas energéticas, é uma meta geral, consensual e amplamente aceita.

As incertezas quanto à disponibilidade dos recursos energéticos são motivos de preocupações de fabricantes e governos. Os fabricantes de aeronaves não são exceção, já que há uma busca contínua pela utilização de materiais mais leves nas aeronaves implicando diretamente na redução no consumo de combustível. Outra medida, adotada pelos fabricantes, foi de padronizar a frequência de 400 Hz para a geração de eletricidade nas aeronaves, visando à diminuição de massa dos componentes elétricos, mas com consequência no aumento das perdas nestes componentes. Além da utilização de materiais mais leves, observa-se a crescente substituição de componentes hidráulicos, mecânicos e pneumáticos por componentes elétricos, tais como freios acionados hidráulicamente substituídos por freios acionados por motores elétricos. Nota-se neste exemplo, a redução de peso pela remoção das tubulações hidráulicas e reservatórios de fluido. Este e outros exemplos mostram que os sistemas mais recentes, são mais dependentes da eletricidade, sugerindo que para haver melhor rendimento na aeronave, deve-se haver preocupações quanto à diminuição das perdas em seus componentes elétricos.

Desde 1970, tem havido a implementação crescente de transformadores elétricos de distribuição com núcleo de material magneticamente mole de liga amorfa à base de Fe operando em 50-60Hz, devido às suas baixas perdas compreendidas entre 20% a 30% quando comparadas às perdas dos núcleos tradicionais de Fe-Si cristalino. Embora tenha rendimento superior, existe nesta aplicação da liga amorfa o inconveniente de resultarem transformadores de maior massa quando comparados aos similares em Fe-Si cristalino. Entretanto, o aumento de massa nos componentes embarcados é proibitivo para a performance da aeronave.

Um estudo comparativo entre três transformadores com núcleos de mesmas dimensões operando em 400 Hz, mas com materiais diferentes,

lâminas de liga amorfa à base de Fe e chapas com grãos orientados de Fe-Si cristalino com duas diferentes espessuras, demonstra a capacidade superior em fornecimento de energia do núcleo com liga amorfa, permitindo considerar a fabricação de um transformador elétrico para operação em 400 Hz de massa similar ou inferior ao seu equivalente em Fe-Si, não impactando assim no fator peso da aeronave.

Inicialmente, entendeu-se melhor os dados disponibilizados para os três transformadores alimentados em corrente alternada de 400 Hz, em seguida, selecionou-se um material para representar a classe de ligas amorfas à base de Fe e selecionou-se outro material que represente a classe do tradicional Fe-Si cristalino, ambos com disponibilidade de informações, de seus fabricantes, sobre perdas em 400 Hz. Utilizando-se a lei de indução de Faraday, calculou-se um transformador para cada classe de material, seguindo particularidades dos projetos para transformadores de aeronaves. Recalculou-se o transformador com núcleo de liga amorfa e realizou-se observações sobre ajustes para o aumento de densidade de corrente ( $\delta$ ) nos enrolamentos de cobre devido à menor temperatura de operação do núcleo de liga amorfa e finalmente obteve-se um comparativo de perdas e massas de ambos os transformadores.

Para que o estudo não fosse totalmente teórico, manufacturou-se um transformador de liga amorfa para operação em 400 Hz visando observar as facilidades e dificuldades de se trabalhar com este material. A isto se incluiu o procedimento para tratamento termomagnético e resultados de ensaios em curto-circuito e em aberto antes e depois deste tratamento para evidenciar a melhoria de performance elétrica do núcleo. Observou-se também as consequências indesejadas deste tratamento e calculou-se o circuito equivalente elétrico para o transformador com núcleo sem e com tratamento.

Em paralelo, avaliou-se a utilização de um software de análise de elementos finitos (AEF) para possível comparação de resultados com o transformador manufacturado. Além disso, realizaram-se análises de difração de raios X, em amostras do núcleo antes e após tratamento termomagnético para certificação de que não houve cristalização da liga amorfa.

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 Introdução

Aborda-se aqui a revisão da literatura sobre ligas amorfas e suas características; informações sobre seus processos de fabricação; vantagens no seu uso; necessidade de tratamento termomagnético após fabricação do núcleo; a importância do fator peso nas aeronaves; particularidades da geração de energia elétrica nas mesmas, bem como tais particularidades diminuem a massa e eficiência de geradores e transformadores elétricos. Também foram inseridos dados sobre transformadores com núcleo de liga amorfa à base de Fe e com núcleos feitos de Fe-Si cristalino operando em 400 Hz tais como: diminuição da seção transversal dos fios de cobre ( $a_c$ ) do transformador para compensar o menor fator de empacotamento ( $k_s$ ) e menor valor de indução magnética de saturação ( $B_m$ ) das lâminas de ligas amorfas quando comparadas às tradicionais lâminas de Fe-Si cristalino e parâmetros de projetos que possibilitam a diminuição de massa dos transformadores elétricos.

### 2.2 Ligas amorfas: o que são e como fabricá-las

Ligas amorfas são materiais não cristalinos caracterizados por não possuírem uma estrutura atômica ordenada a longa distância, tais ligas são compostas, em geral, pelos elementos:

- Metal ou metal de transição tais como: Fe, Ni, Co, V e Cr.
- Metalóides tais como: B, Al, Si, Sn, Ge e Be.

Os materiais amorfos possuem propriedades únicas. Feitos a partir da solidificação rápida de ligas especialmente projetadas para tal, apresentam fácil magnetização devido ao fato de seus átomos se encontrarem arranjados de maneira aleatória, facilitando a orientação dos domínios magnéticos.

Lâminas de ligas amorfas a base de Fe tem atraentes propriedades magnéticas e elétricas e quando utilizadas em núcleos de transformadores de

distribuição de energia elétrica operando nas frequências de 50 Hz ou 60 Hz, permitem reduções das perdas em aproximadamente 70% quando comparadas às perdas nos núcleos de Fe-Si cristalino de grãos orientados [1]. Tal redução das perdas pode ser explicada:

- Pela maior resistividade elétrica ( $\rho$ ) da liga amorfa que diminui a intensidade de circulação das correntes parasitas no núcleo.
- Pelos menores valores de coercividade ( $H_c$ ) e de indução de saturação magnética ( $B_m$ ) as quais resultam numa menor área do laço de histerese na curva  $BH$  que é diretamente proporcional às perdas por histerese no núcleo, conforme mostrado na Figura 2.1.

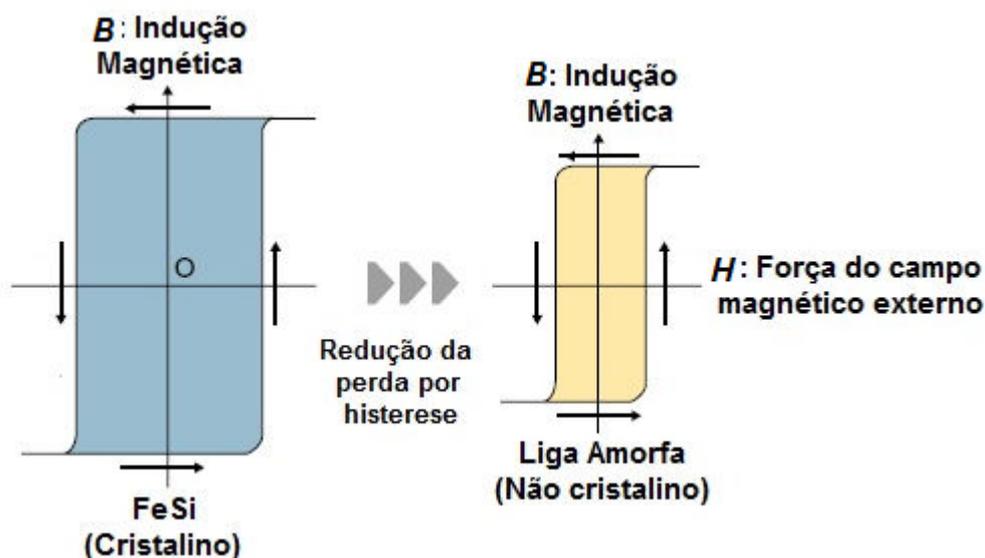


Figura 2.1 Comparativo de áreas dos laços de histerese. Adaptado de [2].

Esta redução de perdas no núcleo é evidenciada pela menor temperatura do núcleo feito de liga amorfa em comparação à temperatura do núcleo feito de FeSi cristalino, conforme observado na figura 2.2, nas fotos termográficas de dois transformadores, de mesmo tamanho, energizados, mas sem carga, para que as perdas no cobre não contribuam com elevação da temperatura dos núcleos.

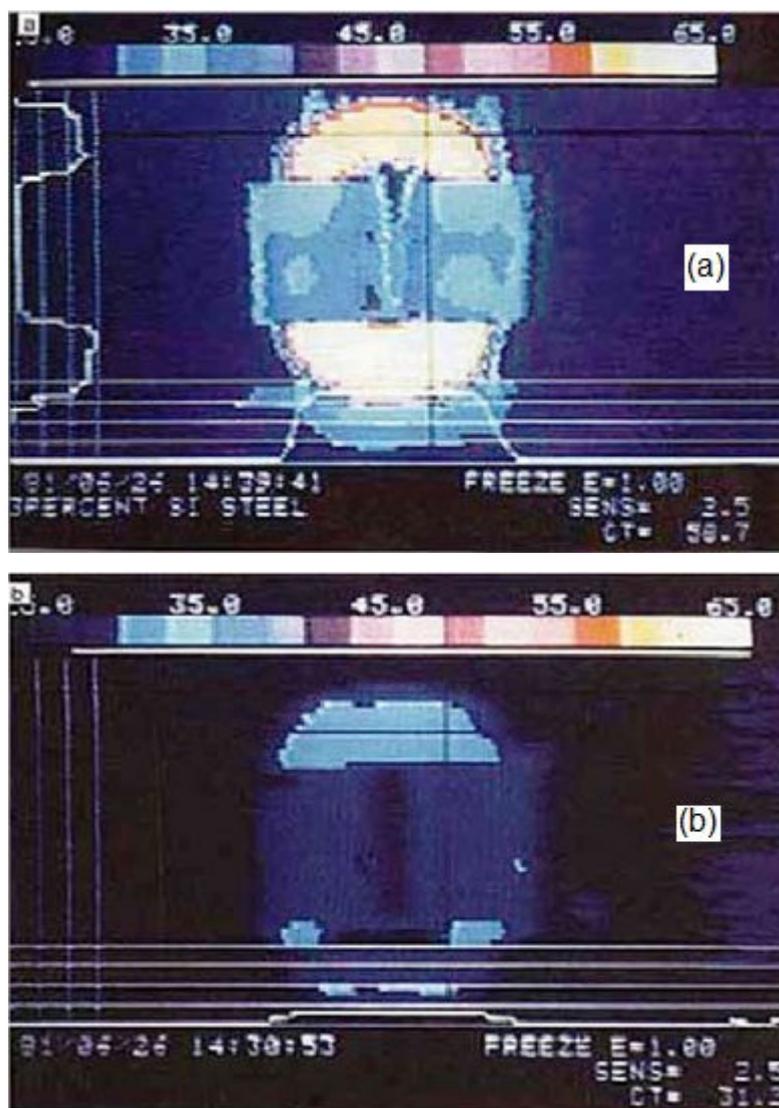


Figura 2.2 Imagens termográficas de transformadores com enrolamentos energizados e sem carga [3]. (a) Com núcleo de Fe-Si cristalino a 58,7°C. (b) Com núcleo de liga amorfa a 31,2°C.

Após a montagem do núcleo de liga amorfa, há necessidade de submetê-lo a um tratamento termomagnético, no qual:

- A ação da temperatura contribui para o relaxamento das tensões pontuais mecânicas, introduzidas durante o processo de montagem do núcleo.
- A presença de um campo magnético longitudinal estático, do início do tratamento térmico até o momento do resfriamento do núcleo à temperatura ambiente, proporciona o aumento da anisotropia magnética

melhorando as propriedades magnéticas da liga amorfa em relação ao seu estado original de fundição.

Conforme pode ser observado na Figura 2.3, quatro laços de histerese obtidos em corrente contínua, sendo que cada laço representa o mesmo material Metglas 2605SC ( $\text{Fe}_{81}\text{B}_{13,5}\text{Si}_{3,5}\text{C}_2$ ) em situações diferentes:

- Sem tratamento.
- Tratado termicamente com campo magnético transversal.
- Tratado termicamente sem campo magnético.
- Tratado termicamente com campo magnético longitudinal.

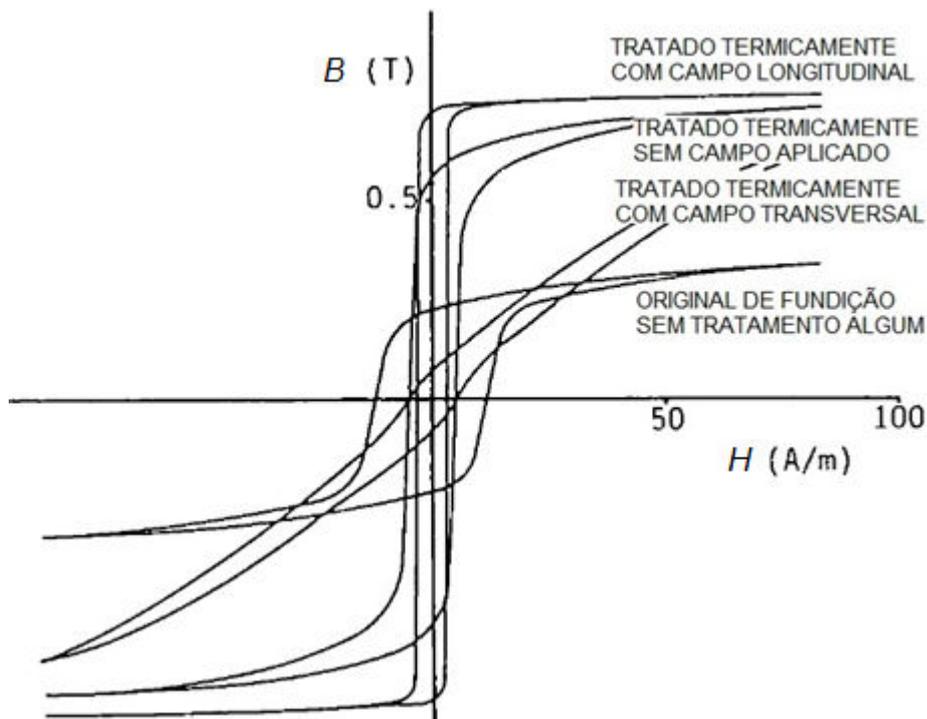


Figura 2.3 Laços de histerese em corrente contínua para quatro amostras de liga amorfa Metglas 2605SC ( $\text{Fe}_{81}\text{B}_{13,5}\text{Si}_{3,5}\text{C}_2$ ) das quais três foram tratadas termicamente e magneticamente de modos diferentes. Adaptado de [4].

Na Tabela 2.1 pode-se observar algumas propriedades típicas de ambos os materiais.

Tabela 2.1 Comparativo de propriedades típicas de ambos os materiais [5].

Propriedades	FeBSi amorfo	Fe-Si cristalino
Indução de saturação ( $B_m$ )	1,56 T	2,03 T
Coercividade ( $H_c$ )	<4 A/m	<30 A/m
Fator de empacotamento ( $k_s$ )	0,84	0,95
Resistividade elétrica ( $\rho$ )	130 $\mu\Omega\cdot\text{cm}$	45 $\mu\Omega\cdot\text{cm}$
Espessura da lâmina ( $e$ )	30 $\mu\text{m}$	300 $\mu\text{m}$
Densidade ( $d$ )	7,18 $\text{g/cm}^3$	7,65 $\text{g/cm}^3$
Permeabilidade ( $B/H$ )	$>25\cdot 10^4$	$4\cdot 10^4$
Temperatura de Curie	415°C	746°C
Dureza Vickers	900	181

As propriedades eletromagnéticas das ligas amorfas à base de Fe são devidas em grande parte ao processo de fabricação das lâminas. Este exige um resfriamento extremamente rápido da liga a partir do estado líquido, da ordem de  $10^2$  a  $10^6$  °C/s dependendo da capacidade de formação de vidro, o qual dificulta o rearranjo na ordenação cristalina de longo alcance dos átomos durante a solidificação, conforme mostrado na Figura 2.4. Isto diminui a anisotropia magnética do material e contribui para baixar a coercividade ( $H_c$ ) e perdas por histerese [6].



Figura 2.4 Esquema simplificado de arranjos atômicos. Adaptado de [2].

Para reduzir tais altas taxas de resfriamento há necessidade da presença de metaloides na composição da liga amorfa, usada em núcleos de transformadores, em aproximadamente 20%a de uma mistura de B e Si e

aproximadamente 80%a de Fe. Estas ligas eutéticas são caracterizadas por suas relativamente baixas temperaturas de fusão, na ordem de 1200°C, que possuem boa capacidade de formação de vidro e que possibilitam a redução das taxas de resfriamento evitando a cristalização [4]. Para alcançar altas taxas de resfriamento ou garantir a amorfização, pelo menos uma dimensão, do material resfriado, deve ser pequena de modo que o calor possa ser eficientemente extraído. Tipicamente esta dimensão do material solidificado rapidamente está na faixa de 25  $\mu\text{m}$  e 50  $\mu\text{m}$ . A pequena espessura da lâmina em conjunto com a desordem atômica e a alta quantidade de soluto na liga amorfa diminuem o livre caminho médio dos elétrons, resultando em resistividade elétrica de duas a três vezes maiores que as ligas cristalinas [3]. A Figura 2.5 ilustra simplificada o processo de fabricação de uma lâmina de liga amorfa.

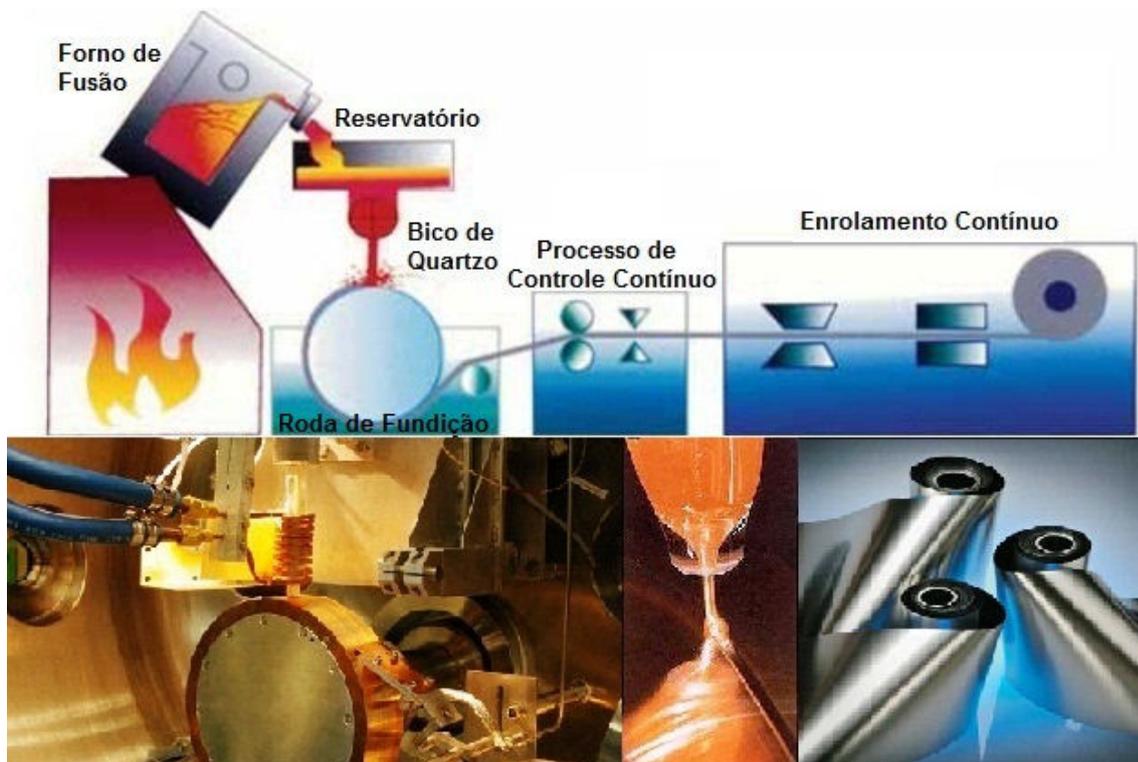


Figura 2.5 Esquema simplificado do processo fabricação da liga amorfa. Adaptado de [3, 7, 8].

O menor valor na indução de saturação magnética ( $B_m$ ) das ligas amorfas resulta também em transformadores de maior tamanho devido à maior massa do núcleo de liga amorfa em relação ao núcleo de Fe-Si cristalino.

Embora, o desenvolvimento recente de novas ligas amorfas à base de Fe tenham aumentado o valor de  $B_m$  e proporcionado reduções de tamanho dos transformadores ao redor de 10% em relação às ligas amorfas anteriores, as mesmas ainda não se igualam aos valores de  $B_m$  do Fe-Si cristalino. Entretanto, no caso de transformadores de distribuição de energia elétrica, tal redução de massa de liga amorfa no núcleo permitiu também redução na massa de cobre das bobinas resultando num transformador com custo competitivo em comparação aos dos transformadores convencionais [9].

Pode-se observar a influência do valor de  $B_m$  utilizando-se a Lei da Indução de Faraday modificada para representar a intensidade máxima de tensão induzida ( $\mathcal{E}_m$ ) por meio dos parâmetros de operação e construtivos do transformador tais como: frequência de operação ( $f$ ), quantidade de espiras ( $N$ ), área bruta do núcleo ( $a_n$ ), fator de empacotamento ( $k_s$ ) das lâminas usadas no núcleo e valor da indução de saturação magnética ( $B_m$ ) do material usado no núcleo, conforme mostrado na equação 2.1 a seguir:

$$\mathcal{E}_m = - N f a_n k_s B_m \quad (2.1)$$

Para manter-se um mesmo valor de  $\mathcal{E}_m$  com valores menores de  $k_s$  e  $B_m$ , obrigatoriamente deve-se aumentar a área bruta do núcleo ( $a_n$ ) e como efeito decorrente há também aumento de comprimento do fio de cobre de todas as espiras que são enroladas em torno do núcleo. Apesar da menor densidade da liga amorfa ( $d$ ), esta não é suficientemente baixa para compensar este aumento de massa total do transformador de liga amorfa em relação ao Fe-Si cristalino.

Para algumas aplicações, tais como: transformadores de distribuição de energia elétrica, tal aumento de massa só impacta no custo de venda do transformador, mas que por sua vez é compensado pela redução dos custos em relação às perdas elétricas, sendo a diferença de preço amortizada no decorrer de sua utilização. Entretanto, para aplicações em aeronaves onde o aumento de massa é terminantemente indesejável, há a necessidade de mais considerações a respeito.

### 2.3 A influência do peso em aeronaves

O peso de uma aeronave durante o voo afeta o arrasto, deste modo o combustível usado é uma função do peso da aeronave. Numa primeira aproximação, o combustível utilizado pode ser considerado proporcional ao peso da aeronave [10].

No projeto inicial de um avião monomotor a hélice para cinco passageiros e um piloto com direito a 20 libras peso de bagagem por pessoa para viagens curtas até 1.200 milhas, calcula-se que para cada libra de peso removida do projeto inicial da aeronave, tais como: carga paga, peso estrutural, peso do combustível e etc., resulta na redução de 4,525 libras no total de peso bruto de decolagem da aeronave. É fácil observar porque os engenheiros aeronáuticos são tão conscientes a respeito do fator peso [11].

O aumento no uso de componentes eletroeletrônicos alimentados por corrente alternada nas aeronaves, principalmente as de médio e grande porte, forçou a indústria aeronáutica a padronizar um valor diferente de frequência na produção de corrente alternada dos geradores acoplados aos motores das aeronaves civis. O valor de 400 Hz [12] mostra-se adequado, pois, ao aumentar-se o valor da frequência ( $f$ ) na equação 2.1, para um mesmo valor de tensão induzida máxima ( $\mathcal{E}_m$ ), haverá diminuição da área do núcleo dos geradores elétricos e transformadores operando em tal frequência, contribuindo assim com a diminuição de massa destes componentes. Pode-se questionar os motivos de não se elevar a frequência para valores maiores que 400 Hz, entretanto deve-se notar que maiores frequências requerem geradores operando em maiores valores de rpm os quais certamente prejudicariam a durabilidade e estabilidade das partes mecânicas móveis dos geradores elétricos.

## 2.4 Vantagens e desvantagens da operação de componentes eletroeletrônicos em 400 Hz

Conforme citado anteriormente, uma das vantagens é a redução de massa de Fe-Si cristalino dos núcleos e conseqüentemente outra vantagem é a redução de volume destes componentes. Como exemplos quantitativos pode se citar dois projetos para transformador sendo que em ambos os projetos foram utilizados o mesmo tipo de material no núcleo: lâminas de aço doce com 4%p Si com 0,35 mm de espessura, mesmas bitolas de fios de cobre: no primário 1,65 mm<sup>2</sup> e no secundário 6,63 mm<sup>2</sup>, mesmo valor de indução ( $B_j$ ) igual a 1,2 T, mesmas tensões de primário (115 V) e secundário (28 V) e mesma potência de 500 VA na saída, executando-se apenas as frequências de operação, portanto um transformador projetado para operação em 60 Hz e outro para operação em 400 Hz, os resultados calculados podem ser observados na Tabela 2.2.

Tabela 2.2 Comparativo de parâmetros dos projetos de cada transformador na sua específica frequência de operação [13].

Parâmetros	$f = 60 \text{ Hz}$	$f = 400 \text{ Hz}$
Relação nº de espiras Primário / secundário	166 / 44	64 / 17
Massa do núcleo (kg)	5	1,1
Massa do cobre (kg)	1,4	0,4
Massa total (kg)	6,4	1,5
Perdas no núcleo (W)	17,1	88,3
Perdas no cobre (W)	26,2	19
Rendimento do Transformador (%)	92	84

Ao analisarem-se os dados da Tabela 2.2 observa-se claramente que o preço a ser pago pela redução de massa é o aumento de perdas no núcleo do transformador.

Tais perdas resultam das variações de indução nos núcleos ferromagnéticos dos transformadores, podendo ser divididas em duas categorias: perda por correntes parasitas, originadas pelas correntes induzidas no núcleo e a perda por histerese, provocada pela histerese magnética do material usado no núcleo [14]. Na Figura 2.6 pode-se observar a separação das perdas.

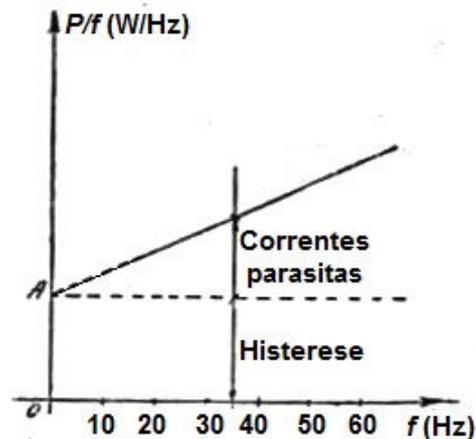


Figura 2.6 Separação de perdas no núcleo, em perda por histerese e perda por correntes parasitas. Adaptado de [15].

Pode-se concluir que a perda por histerese é proporcional à frequência ( $f$ ) enquanto a perda por correntes parasitas é proporcional ao quadrado da frequência ( $f^2$ ).

Considerando que a operação, dos transformadores na aeronave, não é em regime contínuo e que os valores de potência envolvidos, para transformadores, são de até 5 kVA, tais perdas no núcleo são aceitáveis visto que a prioridade nesta aplicação é a redução de massa dos componentes utilizados na aeronave.

Pode-se também observar outra vantagem da operação em 400 Hz em detrimento da operação em 60 Hz num projeto de fonte de alimentação em corrente contínua (CC) na qual se calcula o valor do capacitor para diminuir as ondulações de tensão na saída do retificador de onda completa. Como parâmetros do projeto têm-se:

- Corrente de saída fornecida à carga ( $I_{cc}$ ) de 1,6 A.
- Tensão de ondulação residual (ripple) desejada na saída ( $V_r$ ) de 1 V.

- Tensão de trabalho do capacitor eletrolítico ( $V_t$ ) de 40 Vcc fabricado pela EPCOS.

A equação 2.2 requer o valor de frequência em Hz e fornece o valor do capacitor em  $\mu\text{F}$ :

$$\text{Capacitância em } \mu\text{F} = I_{cc} 10^6 / 4 \cdot 3^{1/2} f V_r \quad (2.2)$$

Podem-se observar na Tabela 2.3 os resultados obtidos para cada frequência.

Tabela 2.3 Comparativo de parâmetros calculados de cada fonte [13].

Parâmetros	$f = 60 \text{ Hz}$	$f = 400 \text{ Hz}$
Valor calculado do capacitor ( $\mu\text{F}$ )	3849	577,4
Valor de capacitor padronizado comercialmente ( $\mu\text{F}$ )	3900	600
Dimensões (mm)	$\varnothing 21 \times 39$	$\varnothing 12 \times 30$
Massa (g)	20	5,1

Assim, a massa de componentes utilizados em fontes de alimentação com aplicação aeronáutica também pode ser reduzida, contribuindo assim, com o ganho total na redução de peso relacionada à parte elétrica da aeronave.

## 2.5 As recentes mudanças nos projetos de aeronaves

O aumento na quantidade de equipamentos eletroeletrônicos instalados no Boeing 787 é consequência da substituição de sistemas hidráulicos, pneumáticos e mecânicos por sistemas elétricos com mesma funcionalidade. Como exemplos pode-se citar a utilização de freios acionados por motores elétricos ao invés de freios acionados por atuadores hidráulicos; sistema de pressurização da cabine que utiliza ar do exterior bombeado por motores elétricos em substituição do ar pressurizado drenado dos motores à combustão da aeronave; o uso de janelas com material que altera sua transparência eletricamente permitindo maior ou menor passagem de luz do ambiente

exterior eliminando os tampões plásticos acionados mecanicamente [16]. Pode-se também observar o aumento do consumo de eletricidade ao se comparar o total de potência produzida pelos geradores elétricos acoplados aos dois motores. Aeronaves tradicionais de mesmo porte do Boeing 787 geram até 240 kVA enquanto a potência gerada em um Boeing 787 é de até 1000 kVA [17]. Tal aumento no uso de energia elétrica na aeronave tornam atraentes as pesquisas de materiais que ofereçam redução nas perdas elétricas dos componentes embarcados sem aumento de massa em relação aos componentes já existentes.

## **2.6 Considerações a serem observadas em projetos de transformadores para aeronaves**

Não existem dúvidas que transformadores são muito convenientes em circuitos elétricos, mas seus tamanhos e peso são fatores contra seus usos generalizados em instalações na aeronave. Quando usados eles devem ser altamente eficientes e inteiramente confiáveis em todas as condições de serviço. Existem quatro maneiras que permitem a redução de tamanho dos transformadores [18]:

- Operação em alta frequência ( $f$ ).
- Aumento da densidade de corrente ( $\delta$ ) nos fios dos enrolamentos de cobre.
- Aumento no valor de indução magnética ( $B$ ) de operação do núcleo.
- Emprego de melhores modelos na construção do transformador.

Cada uma das maneiras apresentadas é discutida com mais detalhes a seguir. Entretanto, todas elas têm em comum a Lei de Indução de Faraday que multiplicada pela corrente de saída do transformador fornece a potência de saída desejada ( $S_o$ ) conforme mostrado pela equação 2.3:

$$S_o = 4,44 f \delta a_c N_2 a_n k_s B \quad (2.3)$$

Sendo  $a_c$  a seção transversal do fio de cobre usado no enrolamento secundário,  $N_2$  o número de espiras do enrolamento secundário e  $B$  o valor de indução ou densidade de fluxo magnético do núcleo no qual se deseja operar, as demais variáveis já foram citadas e explicadas anteriormente.

### *2.6.1 Alimentação em alta frequência (f)*

Normalmente concorda-se que 400 Hz é a frequência mais adequada para geradores trifásicos e quando há na aeronave motores elétricos alimentados com corrente alternada, embora 1600 Hz ofereça reduções maiores nos geradores monofásicos e transformadores, tal frequência não é adequada para alimentar motores de corrente alternada, além de causar maior desgaste por atrito das partes que giram com maior rpm.

### *2.6.2 Aumento da densidade de corrente ( $\delta$ )*

Para se calcular a seção dos fios é preciso fixar o valor da quantidade de elétrons por tempo que passa pela seção dos condutores de cobre dos enrolamentos, ou seja, densidade de corrente ( $\delta$ ). Em geral, ao aumentar-se o volume do transformador aumentam-se as dificuldades de irradiação do calor produzido pelo mesmo; por esta razão é preciso diminuir a densidade de corrente nos condutores ao aumentar-se a potência do transformador [19]. O volume de um transformador cresce proporcionalmente ao cubo, enquanto a área de sua superfície cresce proporcionalmente ao quadrado. Grandes transformadores, energizados em 60 Hz, são projetados para um valor baixo de densidade de corrente, enquanto transformadores projetados para operação em 400 Hz levam em consideração um valor de densidade de corrente maior para um mesmo aumento de temperatura de ambos os transformadores [20].

Como regra prática para transformadores projetados para aeronaves, 400 Hz, adota-se o dobro da densidade de corrente de um transformador de mesma potência de saída que opere em 60 Hz [20]. Na Tabela 2.4 podem-se

observar as densidades de correntes, que oferecem bons resultados, para cada tipo de operação e as respectivas potências de saída.

Tabela 2.4 Densidades de correntes e respectivas potências de saída [19, 20].

Potência de saída ( $S_o$ )	Densidade de corrente ( $\delta$ ) para 60 Hz	Densidade de corrente ( $\delta$ ) para 400 Hz
Até 500 VA	3 A/mm <sup>2</sup>	6 A/mm <sup>2</sup>
500 VA até 1000 VA	2,5 A/mm <sup>2</sup>	5 A/mm <sup>2</sup>
1000 VA até 3000 VA	2 A/mm <sup>2</sup>	4 A/mm <sup>2</sup>

Geralmente, para condições extremas, a adoção de um valor maior de densidade de corrente dependerá da máxima temperatura que os isolantes elétricos do transformador podem suportar sem perdas de suas propriedades [18].

### 2.6.3 Aumento do valor de indução ( $B$ ) do material usado no núcleo

Antigamente, o aquecimento no núcleo, devido as suas perdas, era o fator determinante para escolha do valor de indução magnética ( $B$ ) a ser usado nos transformadores que operavam em 400 Hz ou 1600 Hz, mas atualmente, com melhores materiais disponíveis, o valor de saturação de indução magnética ( $B_m$ ) tornou-se o fator determinante no projeto [18].

Os materiais selecionados para o núcleo devem operar com altos valores de indução, mas não chegar ao ponto de saturação de indução magnética ( $B_m$ ) [21]. Transformadores operando no valor máximo de indução magnética ( $B_m$ ), do material no núcleo, podem apresentar surtos na corrente de alimentação quando há a presença de sobretensões na entrada do transformador, causando o seu desligamento pelos circuitos de proteção da aeronave. Em razão da necessidade de confiabilidade de operação, deve se escolher um valor de indução ( $B$ ) na região denominada de “joelho” da curva  $BH$  de magnetização inicial do material usado no núcleo, tal valor será denominado por  $B_j$  [22].

#### 2.6.4 Emprego de melhores modelos na construção do transformador

Um baixo fator de empacotamento ( $k_s$ ) das lâminas a serem usadas no núcleo habilita uma maior quantidade de ar entre elas. O ar não participa do processo de indução magnética. Assim, existe uma diferença entre a área bruta ( $a_n$ ) do núcleo e a área magnética ( $a_m$ ) do mesmo, de modo que, um baixo fator de empacotamento ( $k_s$ ) resulta em área de núcleo ( $a_n$ ) maior, o que, por sua vez, implicará em espiras de cobre de maior comprimento. Considerando que geometricamente para um mesmo valor de área, o círculo possui menor comprimento de circunferência quando comparado aos perímetros do hexágono, do quadrado e do retângulo, conclui-se que a circunferência é o formato mais adequado em termos de redução de tamanho do núcleo, entretanto aumenta-se a complexidade de fabricação deste. Sabendo-se das dificuldades de corte da fita de liga amorfa e sua fina espessura, a área do núcleo no formato quadrado produzirá maior rigidez do núcleo como um todo.

A área para passagem dos fios de cobre dos enrolamentos no núcleo, conhecida também como “janela”, deve ser tal que consiga comportar os enrolamentos sem folgas, permitindo assim um núcleo de tamanho e formato otimizados.

### 2.7 Um transformador, para aeronaves, com núcleo de liga amorfa para operação em 400 Hz

Em 1981 um artigo de Warlimont e Boll [23], com considerações sobre pesos e volumes de transformadores com núcleo de liga amorfa e núcleo de Fe-Si cristalino para aeronaves e navios, mostra um gráfico com curvas de potência de saída ( $S_o$ ) por indução magnética ( $B$ ) em núcleos toroidais de mesmas dimensões para três transformadores, operando em 400 Hz, utilizando lâminas de:

- $\text{Fe}_{81}\text{B}_{13,5}\text{Si}_{3,5}\text{C}_2$  amorfo e 0,035 mm de espessura.
- Fe-Si cristalino com grãos orientados e 0,1 mm de espessura.
- Fe-Si cristalino com grãos orientados e 0,3 mm de espessura.

No gráfico, mostrado na Figura 2.7 o aumento da indução magnética foi limitado pelo valor de temperatura em  $105^{\circ}\text{C}$ . Presume-se que tal medida visava à proteção contra danos por superaquecimento em cada transformador.

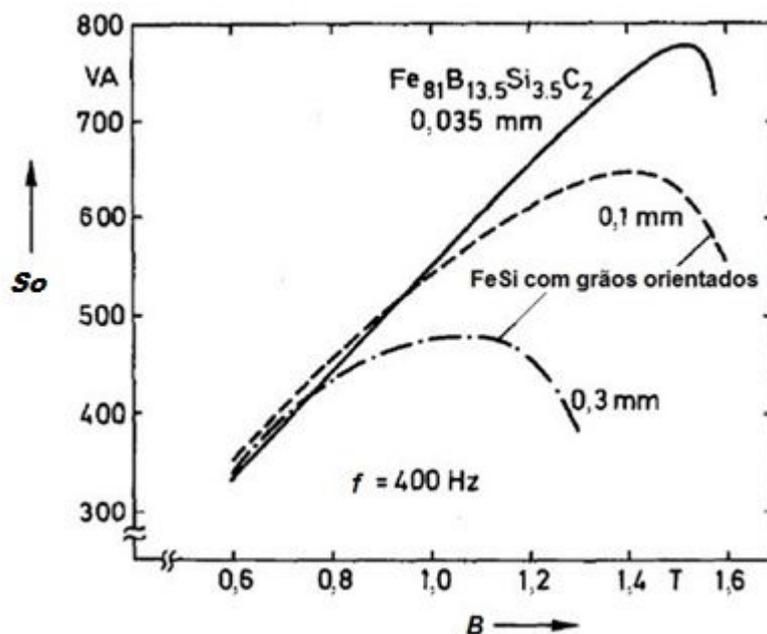


Figura 2.7 Potência de saída  $S_o$  dos transformadores com núcleos toroidais feitos com lâminas de diferentes espessuras ( $e$ ) e materiais. Adaptado de [23].

Pode-se observar que com núcleos de mesmas dimensões, o transformador com liga amorfa forneceu por volta de 20% a mais de potência em sua saída que seu equivalente em Fe-Si cristalino com lâminas de 0,1 mm e por volta de 60% a mais de potência que seu equivalente em Fe-Si cristalino com lâminas de 0,3 mm, portanto o peso e volume do núcleo podem ser reduzidos equivalentemente [23].

Além das dimensões dos toroides, conforme mostrado na Figura 2.8, não há mais dados sobre os demais parâmetros dos transformadores envolvidos tais como: bitolas dos fios de cobre utilizados nos enrolamentos primário e secundário, tensões e correntes aplicadas no enrolamento primário e obtidas no enrolamento secundário, números de espiras em ambos os enrolamentos ( $N_1$  e  $N_2$ ) e fator de empacotamento ( $k_s$ ) das lâminas utilizadas. Não há também informações mais detalhadas sobre a metodologia utilizada

nos experimentos tais como: ponto do transformador onde foram colhidas as temperaturas, o valor da carga elétrica ( $RL$ ) conectada ao enrolamento secundário, razão de elevação da temperatura por tempo para os pontos de potência de saída máxima em cada transformador. O preenchimento destas “lacunas” pode explicar por quais motivos os núcleos de Fe-Si cristalinos não conseguiram alcançar seus valores típicos em saturação da indução magnética ( $B_m$ ), principal causadora da diferença entre massas dos núcleos de ligas amorfas e massas dos núcleos de Fe-Si cristalinos para uma mesma potência de saída. Neste caso pode-se até questionar a possibilidade de que as bitolas dos fios foram subdimensionadas de modo que a resistividade aumentou de tal ordem, com o aumento da temperatura dos fios por perdas Joule, que causou a queda de potência nas saídas dos transformadores antes que seus núcleos atingissem maiores valores de indução magnética ( $B$ ).

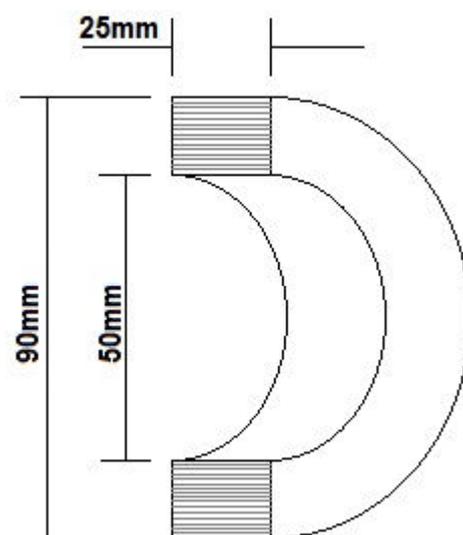


Figura 2.8 Vista em corte do toroide utilizado nos experimentos de Warlimont e Boll e suas dimensões originais [23].

Deve-se notar que num projeto de transformador os parâmetros iniciais a serem escolhidos são a potência de saída ( $S_o$ ), a tensão de entrada ( $E_1$ ) e a tensão de saída ( $E_2$ ). A redução de volume, proposta no núcleo de liga amorfa, mantendo-se o diâmetro interno do toroide, reduz também a sua área

transversal. Portanto para manter-se a mesma tensão induzida deve-se aumentar o número de espiras de cobre que acarreta o aumento de massa total do transformador de liga amorfa em comparação ao seu similar de Fe-Si cristalino. A outra possibilidade de redução de volume do núcleo pelas diminuições do diâmetro interno e externo do toroide, sem alterar a área transversal do mesmo, impacta diretamente na redução da área circular do vão interno do toroide, dificultando e até restringindo a inserção dos enrolamentos de cobre no núcleo.

Posteriormente em outro artigo [24], o mesmo gráfico, mostrado na Figura 2.7, é abordado e interpretado de uma forma diferente sem propor a redução de volume do núcleo atrelada à potência de saída ( $S_o$ ) do transformador. Esta nova interpretação do gráfico leva em consideração que as baixas perdas no núcleo de liga amorfa o tornam mais frio que seu similar em Fe-Si cristalino, conforme pode ser observado na Figura 2.2. Assim, os enrolamentos de cobre, em torno do núcleo podem ter as bitolas de seus fios reduzidas, de modo que as perdas no cobre não sejam suficientes para aumentar a temperatura acima do ponto permitido pelo material utilizado na isolação dos fios. A diminuição do volume de cobre permitirá também uma “janela” menor no núcleo, portanto obtém-se:

- Diminuição de volume dos enrolamentos de cobre.
- Diminuição do volume do núcleo de liga amorfa.

Raskin e Smith [24] não fornecem informações quantitativas sobre o quanto se pode reduzir a massa do transformador de liga amorfa e comparações de massa com um similar de mesma potência em Fe-Si cristalino, portanto a questão sobre a massa dos transformadores de liga amorfa ser um impedimento para seu uso em aeronaves, ainda não foi respondida.

Os autores [24] ainda afirmam que o atraso no uso de ligas amorfas em aeronaves está condicionado à necessidade de mais testes apropriados para qualificação deste produto nesta aplicabilidade.

## **3 MATERIAIS E MÉTODOS**

### **3.1 Introdução**

Neste capítulo são apresentados os métodos para execução de dois projetos de transformadores elétricos similares em seus parâmetros elétricos utilizando dois materiais diferentes, a liga amorfa 2605SA1 e a liga cristalina de Fe-Si (Microsil.004”), ambos projetados para operação em 400 Hz.

A metodologia para fabricação artesanal de um transformador com núcleo de liga amorfa 2605HB1M sem tratamento termomagnético e outro com núcleo da mesma liga que recebeu tratamento termomagnético.

Detalhes de como foi executado o tratamento termomagnético bem como a obtenção de dados dos ensaios em curto-circuito e em aberto destes transformadores contribuíram para a elaboração do circuito equivalente elétrico de cada transformador.

Informações relevantes sobre a escolha de um software de análise de elementos finitos (AEF) para simulação do protótipo real tratado termomagneticamente.

### **3.2 Materiais abordados neste trabalho**

A escolha de materiais ofertados comercialmente que representem a classe de ligas amorfas e a classe de Fe-Si cristalino foi limitada pela disponibilidade de dados de suas propriedades operando em 400 Hz, portanto a existência de outros materiais com melhor performance e propriedades superiores para ambas as classes não deve ser descartada.

Para esta análise comparativa entre massas, calculadas, de um transformador com núcleo de Fe-Si cristalino e outro com núcleo de liga amorfa, foram escolhidos os seguintes materiais:

- Liga FeBSi amorfa 2605SA1 produzida pela Metglass [25, 26, 27].
- Liga Fe-Si cristalina Microsil.004” produzida pela Magnetic Metals [28].

Para a manipulação, análise prática e manufatura de um protótipo de um transformador para operação em 400 Hz foi utilizada a fita da liga FeBSi amorfa Metglas 2605HB1M com 142,2 mm de largura [25, 29]. Cem metros desta fita foram gentilmente doados pela Metglas. A fita foi enrolada, manualmente e artesanalmente, para formar um toroide como núcleo do transformador, com 142,2 mm de altura, 55 mm de diâmetro externo e 35 mm de diâmetro interno que consumiu a metade do comprimento total da fita disponibilizada. É importante salientar que a manipulação da lâmina de material 2605HB1M sempre deve ser realizada utilizando-se luvas de proteção para evitar cortes nas mãos.

Tal toroide permite a construção de um transformador com os seguintes parâmetros calculados utilizando-se a equação 2.3 e dados da Tabela 2.4:

- Relação de tensões primário / secundário: 115 Vrms / 28 Vrms
- Relação de espiras primário / secundário: 47 / 11
- Potência de saída ( $S_o$ ): 950 VA
- Indução, estimada, de operação na faixa de joelho ( $B_j$ ): 1,15 T
- Fator, estimado, de empacotamento: 0,84

### 3.3 Métodos aplicados para os cálculos.

Para a escolha de um valor de indução magnética dentro da região de “joelho” do material 2605SA1 e do material Microsil .004” é imprescindível a curva  $BH$  de magnetização inicial de cada material. A curva  $BH$  para a liga 2605SA1, não foi encontrada no web site do fabricante Metglas ou na literatura, mesmo em contato direto com a Metglas não foi possível obter-se tal curva. Esta situação forçou a necessidade de se modelar matematicamente o laço de histerese presente na folha de dados [25] pertinente ao núcleo de 73 kg, tratado termicamente com campo magnético longitudinal, para transformador monofásico de modo a obter parâmetros para a modelagem matemática da curva de magnetização inicial da liga 2605SA1. Os pontos em coordenadas  $x$  e  $y$  do laço de histerese foram obtidos pelo software Engauge Digitizer versão 4.1,

o qual salva em arquivo tipo texto os pontos da curva permitindo a importação destes dados por uma planilha eletrônica do tipo Excel.

Desta forma, utilizou-se o método descrito por Wlodarski [30] que ajusta uma função  $B(H)$  cotangente hiperbólica, mostrada na equação 3.1, à curva do laço de histerese experimental pela determinação de cinco variáveis:  $Ma$ ,  $Mb$ ,  $a$ ,  $b$  e  $c$  ajustadas pelo solver de método GRG Não Linear de uma planilha eletrônica Excel, de modo a minimizar o resultado da soma de todos os quadrados das diferenças, entre os valores  $B$  calculado e  $B$  medido.

$$B_{\pm} = \mu_0 [Ma L(H/a) + Mb \tanh(H_m/b) L((H \pm c \tanh(H_m/2c)(H^2/H_m^2))/b) + H] \quad (3.1)$$

Onde a função  $L(x)$  representa  $\coth(x) - (1/x)$ ,  $H_m$  representa o valor absoluto extremo do campo magnético externo,  $\coth$  significa cotangente hiperbólica,  $\tanh$  significa tangente hiperbólica, o valor de  $\mu_0$  é  $4\pi \cdot 10^{-7}$ , o símbolo  $\pm$  denota a impossibilidade de a função apresentar dois valores diferentes de  $y$  para um mesmo dado  $x$ , portanto para que a equação 3.1 possa representar graficamente o laço de histerese, a mesma deve ser plotada duas vezes, uma vez considerando somente o sinal de adição (+) do símbolo  $\pm$  e na vez seguinte considerando somente o sinal de subtração (-) do símbolo  $\pm$ , conforme pode ser evidenciado na Figura 3.1. Nesta figura a curva representada pela Série 2 que foi construída utilizando se a adição (+) e a curva representada pela Série 3 que foi construída pela utilização do sinal de subtração (-) da equação 3.1.

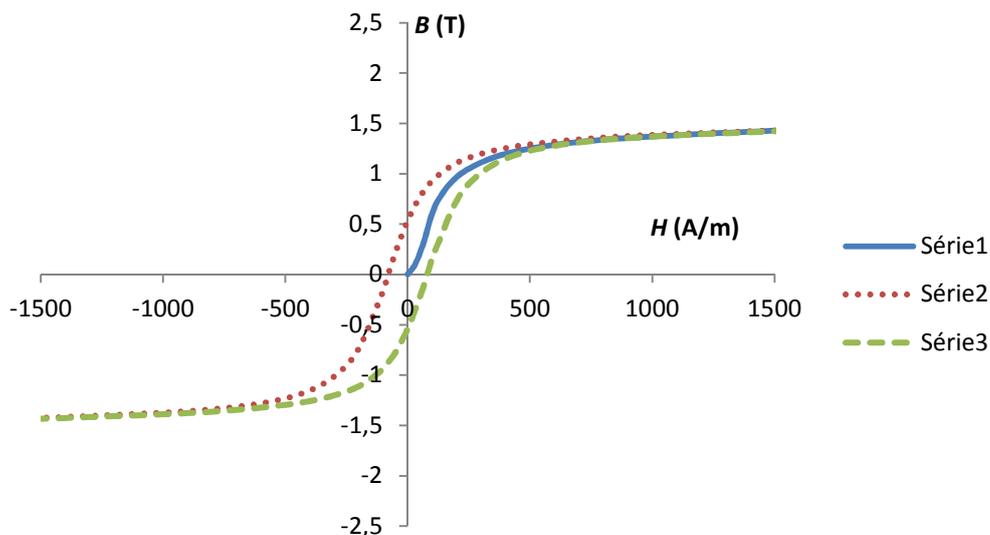


Figura 3.1 Laço de histerese e curva de magnetização inicial, para aço ST1312, modelados pelas equações 3.1 e 3.2. [30].

Todas as cinco variáveis:  $Ma$ ,  $Mb$ ,  $a$ ,  $b$  e  $c$  tem dimensão  $A/m$  sendo que a variável  $c$  está relacionada ao parâmetro de coercividade ( $H_c$ ) do laço de histerese apresentado pelo material analisado [25].

Notou-se, inicialmente, a impossibilidade de ajuste pelo Solver quando atribuídos valores iniciais aleatórios quaisquer para as cinco variáveis, entretanto o Solver obteve sucesso após adotarem-se os seguintes critérios e valores iniciais para as variáveis  $Ma$ ,  $Mb$ ,  $a$ ,  $b$  e  $c$ :

- $Ma < Mb$
- $Ma + Mb = B_m / \mu_0$
- $b = H_c$
- $a = 100H_c$
- $c = H_c + 0,1$

Para plotar a curva  $BH$  de magnetização inicial utiliza-se outra função  $B(H)$  na qual somente os valores de  $Ma$ ,  $Mb$ ,  $a$  e  $b$ , encontrados pela equação 3.1, são aproveitados, conforme mostrado na equação 3.2, o parâmetro  $c$ , não é necessário.

$$B_{\pm} = \mu_0 [Ma L(H/a) + Mb \tanh(|H|/b) L(H/b) + H] \quad (3.2)$$

A partir destas informações obteve-se um gráfico  $BH$  em escalas lineares que representa o comportamento da magnetização inicial da liga amorfa 2605SA1.

A curva de magnetização inicial para o material Microsil.004", disponibilizada pelo fabricante [28], apresenta-se em escalas logarítmicas o que dificulta a determinação da região de "joelho" da curva  $BH$ , portanto levantou-se os pontos  $x,y$  da curva, usando o software Engauge Digitizer mostrado na Figura 3.2, para se construir um gráfico em planilha eletrônica Excel de forma a obter a mesma curva em escalas lineares nos eixos  $x$  y.

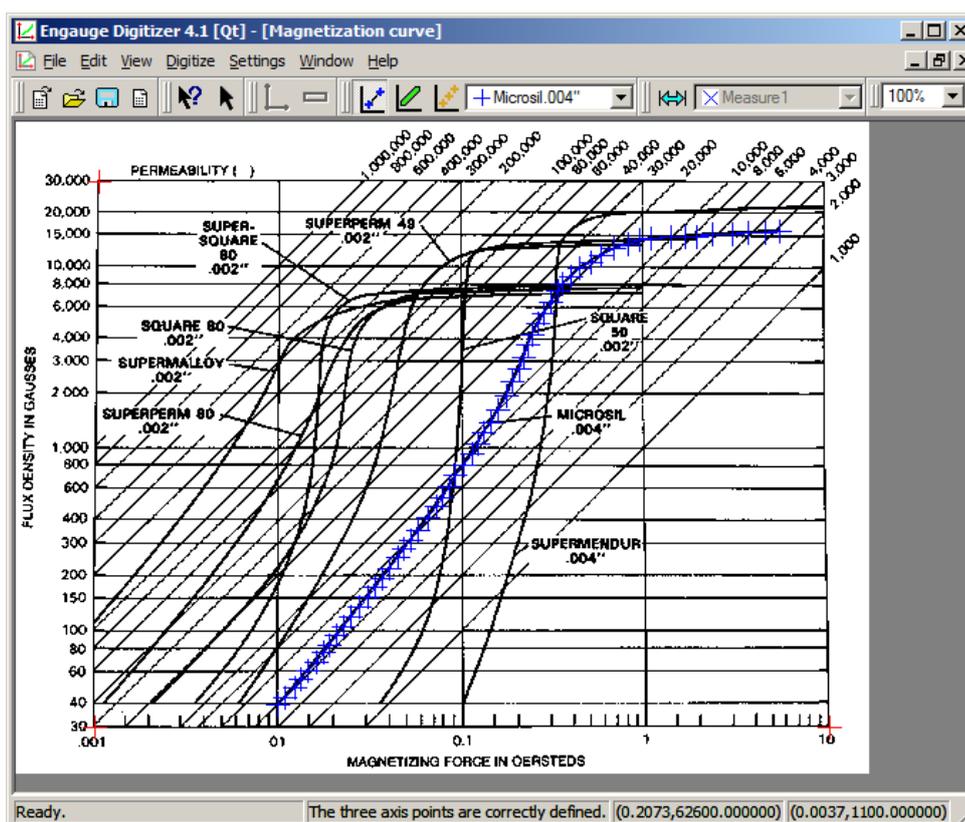


Figura 3.2 Tela do software Engauge Digitizer para obtenção de pontos da curva em coordenadas  $x$  y.

Para o projeto de cada transformador utilizou-se a equação da Lei de Indução de Faraday modificada, mais uma vez, para aplicação dos parâmetros

específicos de cada material usado no núcleo, conforme mostrado na equação 3.3.

$$S_o = 4,44 f N_2 (\delta a_c) (B_j D C k_s) 10^{-4} \quad (3.3)$$

As variáveis D e C representam os lados da área magnética bruta do núcleo, mostrado na Figura 3.3, as variáveis  $a_c$  e  $\delta$  representam respectivamente a área transversal do fio de cobre e a densidade de corrente, esta última relacionada à capacidade de dissipação de calor do transformador [19], enquanto  $N_2$  representa a quantidade de espiras do enrolamento secundário do transformador. A potência de saída,  $S_o$ , e a frequência de operação,  $f$ , são as mesmas para ambos os projetos de transformadores.

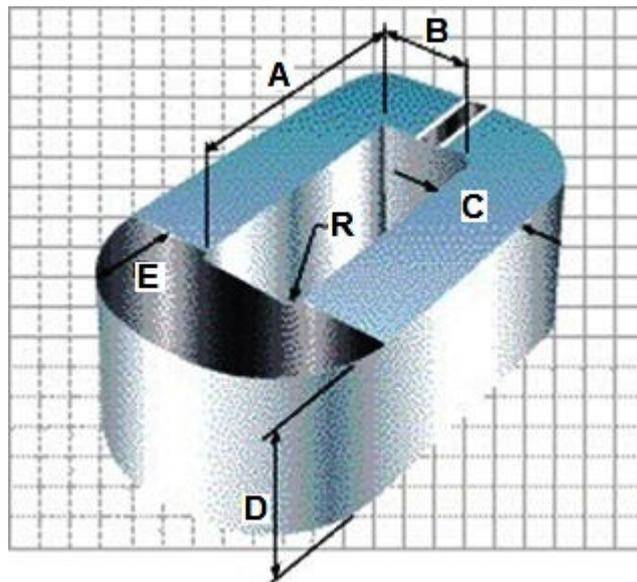


Figura 3.3 Dimensionamento típico para os núcleos abordados nos cálculos deste estudo [31].

Observando-se a equação 3.3, nota-se que existem vários valores possíveis de C, D e  $N_2$ , para obter um mesmo valor de  $S_o$ , entretanto utilizou-se planilha eletrônica Excel com a ferramenta de análise Solver de modo a encontrar valores C, D e  $N_2$ , que minimizem a massa total do transformador, com as seguintes restrições:  $C = D > 0$ ,  $N_2$  inteiro  $> 0$ .

A área da “janela”, formada pelas dimensões A e B, está relacionada à soma das áreas transversais de todas as espiras dos enrolamentos primário e secundário dividida por um fator de preenchimento  $k_u$  de 0,785 conforme justificado pela Figura 3.4.

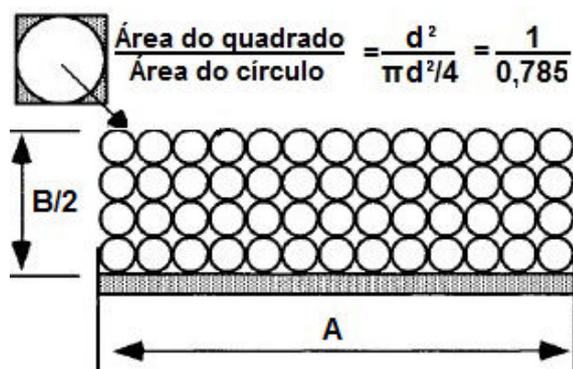


Figura 3.4 Esquema geométrico para fator de preenchimento  $k_u$  das espiras. Adaptado de [20].

Mais uma vez utilizando-se restrição no Solver de modo que  $A = B > 0$ , obtendo-se assim uma “janela” no formato quadrado.

A massa do núcleo é calculada pelo uso da equação 3.4:

$$\text{Massa do núcleo} = k_s \cdot d \cdot (2 \cdot A \cdot C \cdot D) + (2 \cdot B \cdot C \cdot D) + (\pi \cdot C^2 \cdot D) / 10^3 \quad (3.4)$$

A massa total de cobre é calculada somando-se as áreas transversais de cada espira e multiplicando o resultado pelo comprimento da espira média ( $l_m$ ), mostrado na Figura 3.5, multiplicado pela densidade do cobre de valor  $8,9\text{g/cm}^3$ .

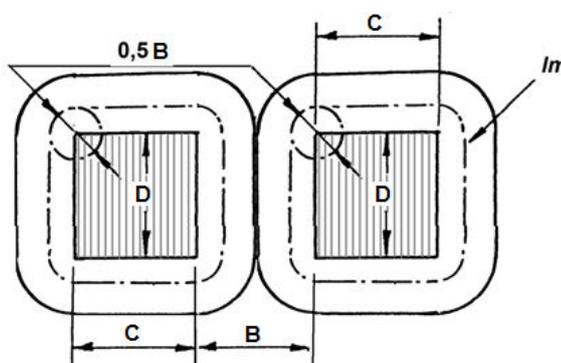


Figura 3.5 Enrolamentos primário e secundário inseridos no núcleo em corte. Adaptado de [19].

Uma vez definidas a potência de saída ( $S_o$ ), a densidade de corrente ( $\delta$ ) e as tensões do enrolamento primário ( $E_1$ ) e do secundário ( $E_2$ ) pode-se calcular a área transversal do fio de cada enrolamento ( $a_c$ ) pela divisão de  $S_o$  pelo produto da tensão ( $E_1$  ou  $E_2$ ) e densidade de corrente ( $\delta$ ). Nos projetos de ambos os transformadores decidiu-se por igualar os valores de  $E_1$  e  $E_2$  para a simplificação dos cálculos e, conseqüentemente, iguala-se também a quantidade de espiras do primário ( $N_1$ ) à quantidade de espiras no secundário ( $N_2$ ). Por serem projetos teóricos que visam somente evidenciar as diferenças de massas entre os dois transformadores, não se ajustou a  $a_c$  calculada para um valor de bitola padronizada disponível comercialmente. Jordão [14] informa que para o cálculo de rendimento, as normas estabelecem que as perdas no cobre devem ser referidas à temperatura de 75°C, Assim, adotou-se inicialmente nos cálculos, para os enrolamentos de cobre de ambos os transformadores nesta temperatura de trabalho ( $T_1$ ). Desde modo, utilizou-se um coeficiente de resistividade  $\rho_{cT_1}$  para o cobre de 0,0216  $\Omega/m/mm^2$  em 75°C [19] que permitirá calcular a resistência ôhmica total de ambos os enrolamentos a partir da equação 3.5.

$$R\Omega_{T_1} = (N_1+N_2) l m \rho_{cT_1} / a_c \quad (3.5)$$

Posteriormente, nos cálculos de ajuste da bitola do fio, quando for considerada a menor temperatura de trabalho do transformador com núcleo de liga amorfa 2605SA1, a equação 3.6 [14] será necessária para determinar a resistência ôhmica total dos enrolamentos a 35°C ( $T_2$ ) e assim obter um novo coeficiente de resistividade  $\rho_{cT_2}$  para o fio.

$$R\Omega_{T_2} = R\Omega_{T_1} \cdot (234,5+T_2) / (234,5+T_1) \quad (3.6)$$

O valor da bitola  $a_{cn}$  recalculada é fornecida pela equação 3.7 tornando a seção transversal do fio menor que a seção  $a_c$  originalmente calculada.

$$a_{cn} = (N_1+N_2) l m \rho_{cT_2} / R\Omega_{T_1} \quad (3.7)$$

Conforme sugerido por Raskin e Smith [24] o valor da bitola recalculada terá os seguintes impactos nas dimensões e demais parâmetros do transformador com núcleo de liga amorfa 2605SA1:

- Redução da soma de todas as seções transversais das espiras de ambos os enrolamentos, diminuindo a área de “janela” e conseqüentemente diminuindo também as dimensões A e B do núcleo, conforme mostrado na Figura 3.3, que acarreta a diminuição de massa do mesmo e de suas perdas.
- Redução do comprimento da espira média que diminui a massa de cobre e conseqüentemente as perdas no cobre.

#### **3.4 Métodos aplicados para tratamento termomagnético do núcleo feito do material de liga amorfa 2605HB1M**

As informações sobre tempo e temperatura requeridas para o tratamento térmico foram encontradas na folha de dados [25] do material 2605HB1M, na qual um núcleo com massa de 75 kg, largura de fita amorfa de 170 mm a ser usado num transformador monofásico foi tratado a 320°C por uma hora com um campo magnético estático aplicado longitudinalmente. Não há informação na folha de dados sobre a intensidade do campo magnético aplicado durante o tratamento deste núcleo. Quando questionado, o fabricante Metglas informou que a intensidade do campo utilizada está na faixa entre 20 Oe e 30 Oe, sendo que 30 Oe corresponde a 2387 A/m. Este valor está muito próximo do citado na folha de dados [25] para tratamento termomagnético de uma amostra do material 2605HB1M com dimensões de 25,4 mm de largura e 200 mm de comprimento que foi tratada a 340°C por duas horas com campo magnético de 2400 A/m longitudinalmente ao comprimento da fita.

Existe a necessidade de muita atenção e cuidado no controle dos picos de temperatura durante o tratamento, pois a temperatura de cristalização deste material é de 489°C conforme a folha de dados [25] e para que o material

mantenha suas atraentes características magnéticas, a cristalização deve ser evitada.

Os detalhes técnicos sobre o procedimento do tratamento termomagnético realizado no núcleo de liga amorfa 2605HB1M estão no apêndice A.

Embora, vários autores [6, 32] relatem procedimentos nos quais o tratamento termomagnético do núcleo de liga amorfa tenha sido realizado em atmosfera inerte, entretanto deve-se considerar que tal procedimento torna mais caro e mais demorado o processo de produção em série deste tipo de transformador. Embora o artigo de Fonseca et al [33] não contenha informações detalhadas sobre o processo de tratamento termomagnético adotado pela Vijai Electricals Ltd (uma das maiores produtoras mundiais de transformadores elétricos com núcleo de liga amorfa) nele encontra-se uma foto que sugere a não utilização de atmosfera inerte durante o tratamento térmico. Conforme pode ser observado na Figura 3.6, a entrada do forno encontra-se aberta para o meio ambiente.



Figura 3.6 Tratamento termomagnético de núcleos de liga amorfa na Vijai conforme [33].

### 3.5 Inserção das bobinas de cobre no núcleo de liga amorfa 2605HB1M sem tratamento termomagnético

Para se observar os efeitos elétricos no transformador proporcionados pelo tratamento termomagnético no núcleo toroidal feito com o material 2605HB1M, em um primeiro momento foi utilizado um núcleo, sem qualquer tratamento, ou seja, exatamente como recebido do fabricante da lâmina de liga amorfa, conforme evidenciado pela palavra inglesa “unannealed” na etiqueta do carretel no qual a lâmina amorfa estava enrolada, conforme mostrado na Figura 3.7.



Figura 3.7 Etiqueta de identificação no carretel da liga amorfa.

O núcleo feito com a fita sem tratamento (unannealed) foi envolto por várias voltas de uma fita de poliéster, chamada comercialmente de Mylar, com propriedades de resistência térmica e isolamento elétrico antes de receber os enrolamentos de cobre com 47 espiras de fio esmaltado seção  $1,6513 \text{ mm}^2$  para o primário, evidenciados pelas fotos da Figura 3.8, e 11 voltas de fio esmaltado seção  $3,307 \text{ mm}^2$  em paralelo para o enrolamento secundário. A opção de utilização de dois fios seção  $3,307 \text{ mm}^2$  em paralelo ao invés de um único fio seção  $6,6325 \text{ mm}^2$  deveu-se principalmente às dificuldades mecânicas de se moldar o fio mais grosso em volta do núcleo.



Figura 3.8 Núcleo toroidal, sem tratamento, envolto em fita de poliéster à esquerda, primário enrolado no núcleo à direita.

### 3.6 Inserção das bobinas de cobre no núcleo de liga amorfa 2605HB1M com tratamento termomagnético e invólucro de proteção

Após tratamento termomagnético, no núcleo, observou-se que a lâmina de liga amorfa tornou-se extremamente frágil e qualquer mínima deformação mecânica, durante a manipulação do núcleo tratado, era suficiente para quebrá-la em fragmentos como demonstrado pela Figura 3.9. Tais fragmentos foram utilizados posteriormente para análises de difração de raios X visando a comprovação de que o material não se cristalizou depois do tratamento termomagnético.



Figura 3.9 Fragmentos, de lâmina amorfa, decorrentes da manipulação do núcleo tratado termomagneticamente.

Diante de tal fragilidade e ciente das deformações mecânicas impostas ao núcleo durante o procedimento de inserção das bobinas de cobre, projetou-se dois tubos e dois anéis de material não magnético e isolante elétrico visando-se a formação de um invólucro, quando acoplados, para proteção mecânica do núcleo. Os tubos e os anéis foram usinados em material Poliacetal e cedidos gentilmente pela Usiprojet, empresa situada em São Carlos, SP. Os furos nos anéis e nas extremidades dos tubos foram alinhados na montagem final deste dispositivo, para proteção do núcleo, e preenchidos com resina tipo cola epóxi, permitindo-se assim o travamento de todas as partes deste conjunto. É importante salientar que o tubo de menor diâmetro apesar de ter coloração preta, também foi usinado em Poliacetal. A adição do invólucro ao toroide, inicialmente feito somente de lâmina de liga amorfa, aumentou as dimensões finais do núcleo que passou a ter: 26 mm de diâmetro interno, 65 mm de diâmetro externo e 168 mm de altura. A Figura 3.10 mostra sucintamente etapas da montagem do invólucro de Poliacetal no núcleo de liga amorfa.



Figura 3.10 Algumas das etapas da montagem do invólucro no núcleo de liga amorfa.

A adição dos tubos e anéis ocasionou aumento no comprimento de cada espira de cobre a ser enrolada no toroide final, portanto para manter-se a relação de 47 espiras no enrolamento primário e 11 espiras de fio duplo paralelo no enrolamento secundário, foram necessários acréscimo de 390 cm no comprimento de fio de cobre utilizado no primário e acréscimo de 120 cm no comprimento de fio de cobre utilizado no secundário em relação aos comprimentos originais de ambos os enrolamentos no transformador com núcleo sem tratamento térmico.

O transformador com núcleo de liga amorfa 2605HB1M em sua montagem final é mostrado na Figura 3.11.

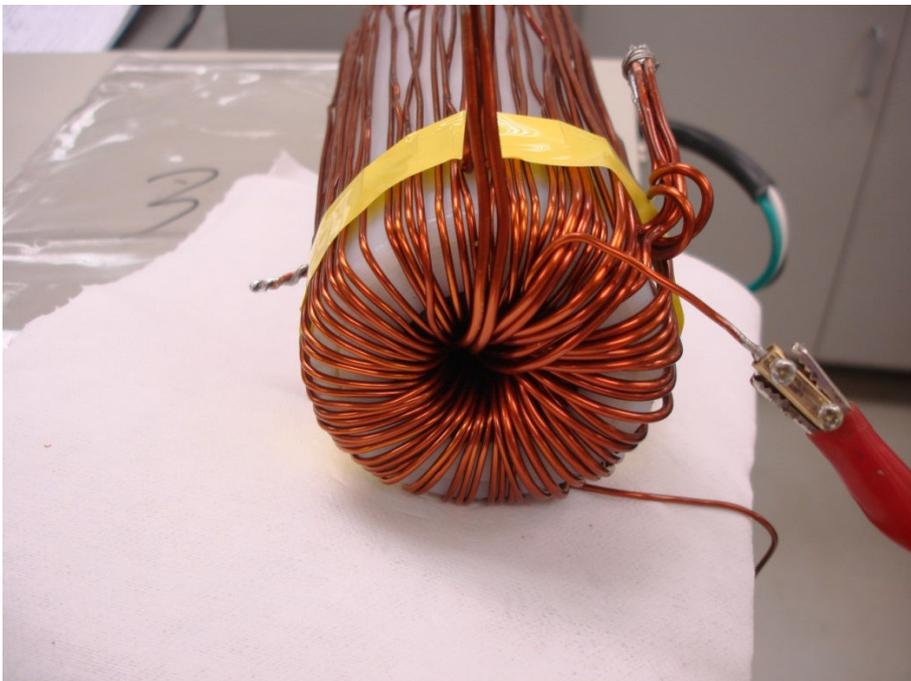


Figura 3.11 Enrolamentos de cobre primário e secundário sobre núcleo de liga amorfa tratado no qual foi envolto em proteção de Poliacetal.

### **3.7 Ensaio dos transformadores em curto-circuito e em aberto antes e após tratamento termomagnético**

Os procedimentos utilizados nos ensaios em curto-circuito e em aberto dos transformadores, com núcleo sem e com tratamento termomagnético, estão descritos em Jordão [14], entretanto houve necessidade de algumas alterações no ensaio em aberto devido à limitação da fonte de corrente alternada modelo 61601, fabricada pela Chroma, a qual na faixa de tensões

entre 0 até 150 V há limitação da corrente de saída em até 4 A. As alterações estão relacionadas quanto a escolha do enrolamento primário para aplicação da tensão nominal de 115 V, 400 Hz do ensaio em aberto, enquanto na literatura consultada [14] recomenda-se o enrolamento secundário. A fonte modelo 61601 além de permitir a variação da tensão na sua saída, conta ainda com recursos internos para medição e indicação no mostrador de LCD frontal, dos valores de tensão, frequência, corrente, fator de potência e potência ativa que simplificam muito a montagem dos dispositivos, pois dispensa a utilização de medidor de potência, amperímetro e voltímetro externos. Antes do ensaio realizou, em temperatura ambiente monitorada por um registrador de temperatura fabricado pela Testo modelo 175-H2, a medição da resistência elétrica dos enrolamentos primário e secundário sob corrente contínua. Para tal, utilizou-se um multímetro com 6½ dígitos modelo 34401A, fabricado pela Agilent, com método de medição a quatro pontas visando anular no valor lido, a resistência elétrica dos cabos das pontas de prova. Os valores obtidos nos procedimentos descritos anteriormente são usados para calcular os parâmetros do circuito equivalente elétrico do transformador, circuito esse que possibilita prever seu comportamento quando submetido a outras condições de carga, além daquela que caracteriza a sua condição normal de trabalho [14].

O circuito equivalente elétrico do transformador, mostrado na Figura 3.12, tem seus valores  $R_m$  e  $X_p$  obtidos pelo ensaio em aberto, enquanto os valores de  $R_1$ ,  $X_1$ ,  $R_2$  e  $X_2$  são obtidos pelo ensaio em curto-circuito e pelas medições da resistência elétrica do enrolamento primário e do enrolamento secundário sob corrente elétrica contínua (CC) do multímetro.

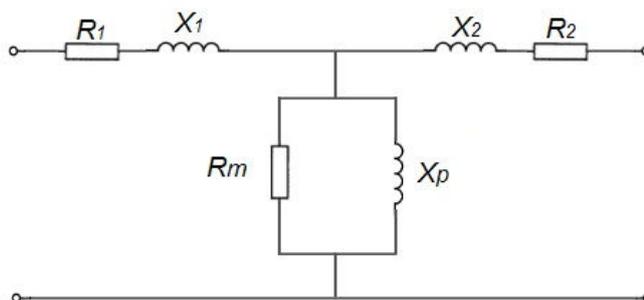


Figura 3.12 Circuito equivalente elétrico do transformador.

De posse dos valores medidos durante os ensaios em curto-circuito e em aberto do transformador pode-se usar a equação 3.8 para se calcular o valor de  $R_m$ , a equação 3.9 para cálculo de  $X_p$ , a equação 3.10 para determinar os valores de  $X_1$  e  $X_2$  e a equação 3.11 para fornecer o valor de  $R_2$ , todos os valores referenciados ao enrolamento de maior tensão deste transformador, desta forma  $R_1$  terá o valor medido pelo multímetro no enrolamento primário, ou seja,  $R_1 = R_{ccp}$ .

$$R_m = V_{oc} / I_{oc} \cos \theta_{oc} \quad (3.8)$$

O valor de  $V_{oc}$  corresponde à tensão aplicada no enrolamento primário, enquanto, o valor de  $I_{oc}$  representa a corrente drenada pelo enrolamento primário e  $\cos \theta_{oc}$  é o valor do fator de potência mostrado pela fonte de alimentação, todos estes valores obtidos durante o ensaio em aberto.

O valor de  $X_p$  pode ser calculado pelo uso da equação 3.9.

$$X_p = V_{oc} / I_{oc} (\sin \theta_{oc}) \quad (3.9)$$

O valor calculado de  $X_1 + X_2$  pode ser encontrado pela equação 3.10 e considera-se  $X_1 = X_2$  para determinação do valor individual de cada reatância.

$$X_1 + X_2 = ((V_{sc} / I_{sc})^2 - (P_{sc} / I_{sc}^2)^2)^{1/2} \quad (3.10)$$

Todos os valores da equação 3.10 são obtidos durante o ensaio de curto-circuito, portanto a tensão aplicada no enrolamento primário durante o ensaio é considerada como  $V_{sc}$ , a corrente elétrica medida consumida pelo primário e dada pelo valor de  $I_{sc}$  enquanto a potência ativa medida neste ensaio é fornecida por  $P_{sc}$ .

O valor medido da resistência do enrolamento secundário ( $R_{ccs}$ ), medido pelo multímetro, foi utilizado para cálculo do valor de  $R_2$  que necessita ser referenciado ao lado de maior tensão do transformador usando-se a relação de tensão medida na entrada do enrolamento primário ( $V_{oc}$ ) e tensão medida de

saída do enrolamento secundário ( $V_{out}$ ) obtidas durante o ensaio do transformador em aberto conforme mostrado na equação 3.11.

$$R_2 = R_{ccs} (V_{out} / V_{oc})^2 \quad (3.11)$$

### **3.8 A escolha de um software de análise de elementos finitos (AEF) para simular a operação do transformador com núcleo de liga amorfa 2605HB1M**

Existem vários softwares de análise de elementos finitos, disponíveis comercialmente, que podem simular os campos magnéticos variantes presentes no núcleo e as decorrências destes no material tais como a dispersão das linhas magnéticas e o aumento de temperatura devido às perdas no núcleo.

A necessidade de se obter curvas de magnetização inicial para o material 2605SA1, conforme expresso no item 3.3, contribuiu para a localização de uma página na internet no endereço: <http://magweb.us/> que as oferece em planilhas Excel, mediante pagamento, um pacote de curvas das quais três são de materiais amorfos da Metglas e as demais oito são de materiais nano-cristalinos. Existem também outras curvas de materiais considerados mais tradicionais nas aplicações como núcleo de transformadores elétricos.

Na página <http://magweb.us/design-software/> há várias sugestões e informações sobre softwares para análise de elementos finitos (AEF) dentre os quais o software QuickField destacou-se em relação aos demais pelos seguintes motivos:

- Ser uma ferramenta para análises de eletromagnetismo, transferência de calor e deformação mecânica que praticamente não requer treinamento.
- Disponibilidade de uma versão para estudante, totalmente gratuita e tempo de utilização ilimitado, entretanto a malha de AEF está limitada a 255 nós.

- Disponibilidade pela internet de muitos vídeos, documentações e problemas exemplos de várias situações que podem ser abordadas pelo QuickField.

Inicialmente, desejou-se uma simulação para observar as densidades de corrente elétrica e intensidade de linhas de campo magnético nos materiais do transformador real. Portanto, no núcleo de liga amorfa 2605HB1M e enrolamentos de cobre, posteriormente, desejou-se simular os ensaios em curto-circuito e em aberto do protótipo real. Desta forma procurou-se reproduzir o transformador real da maneira mais fiel possível no desenho do QuickField de modo a representar suas dimensões, as 47 espiras de seção  $1,6153 \text{ mm}^2$  do enrolamento primário, 11 espiras de fio seção  $6,6325 \text{ mm}^2$  do enrolamento secundário e o núcleo de liga amorfa, todos em corte transversal, ou seja, em 2D, conforme mostrado na Figura 3.13, pois para análises de campos magnéticos variantes no tempo, o QuickField ainda não disponibiliza desenhos em 3D.

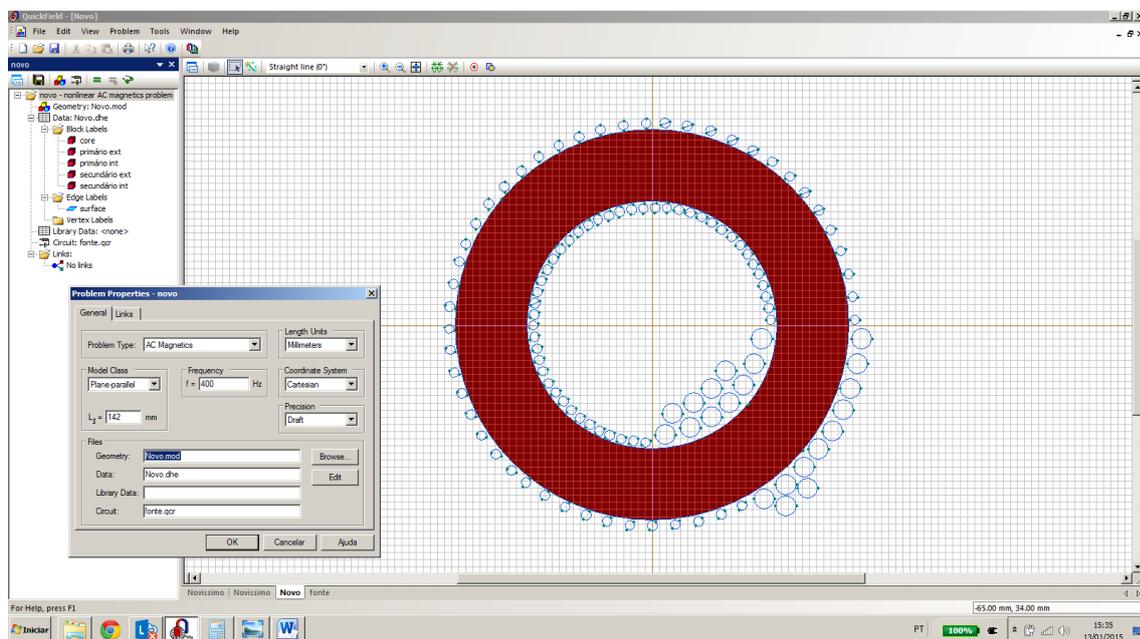


Figura 3.13 Tela do QuickField evidenciando o núcleo, em vermelho, e as espiras, dentro e fora do núcleo, dos enrolamentos primário e secundário.

Uma vez realizado o desenho, deve-se fornecer as condições de análise e circuito elétrico, como mostrado na Figura 3.14, e as propriedades de cada material representado no desenho.

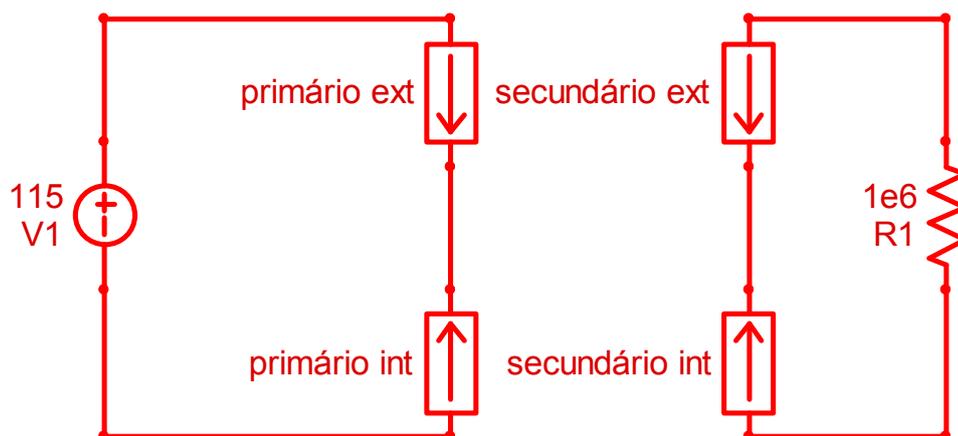
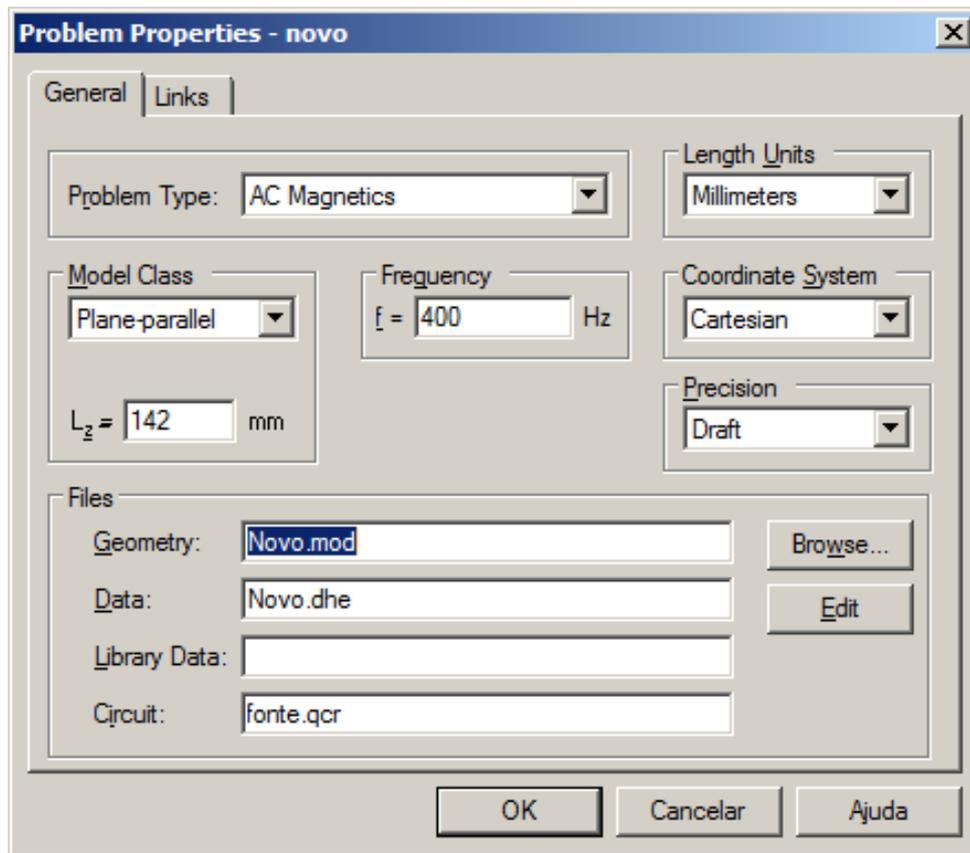


Figura 3.14 Condições de análise, acima, e circuito elétrico, abaixo.

O próximo passo é construir a malha a qual deverá cobrir toda superfície do desenho para que a análise de elementos finitos seja efetuada.

Notou-se que o desenho para representar o transformador manufaturado tem detalhes em demasia que impedem que uma malha limitada em 255 nós cubra todo o desenho conforme mostrado na Figura 3.15.

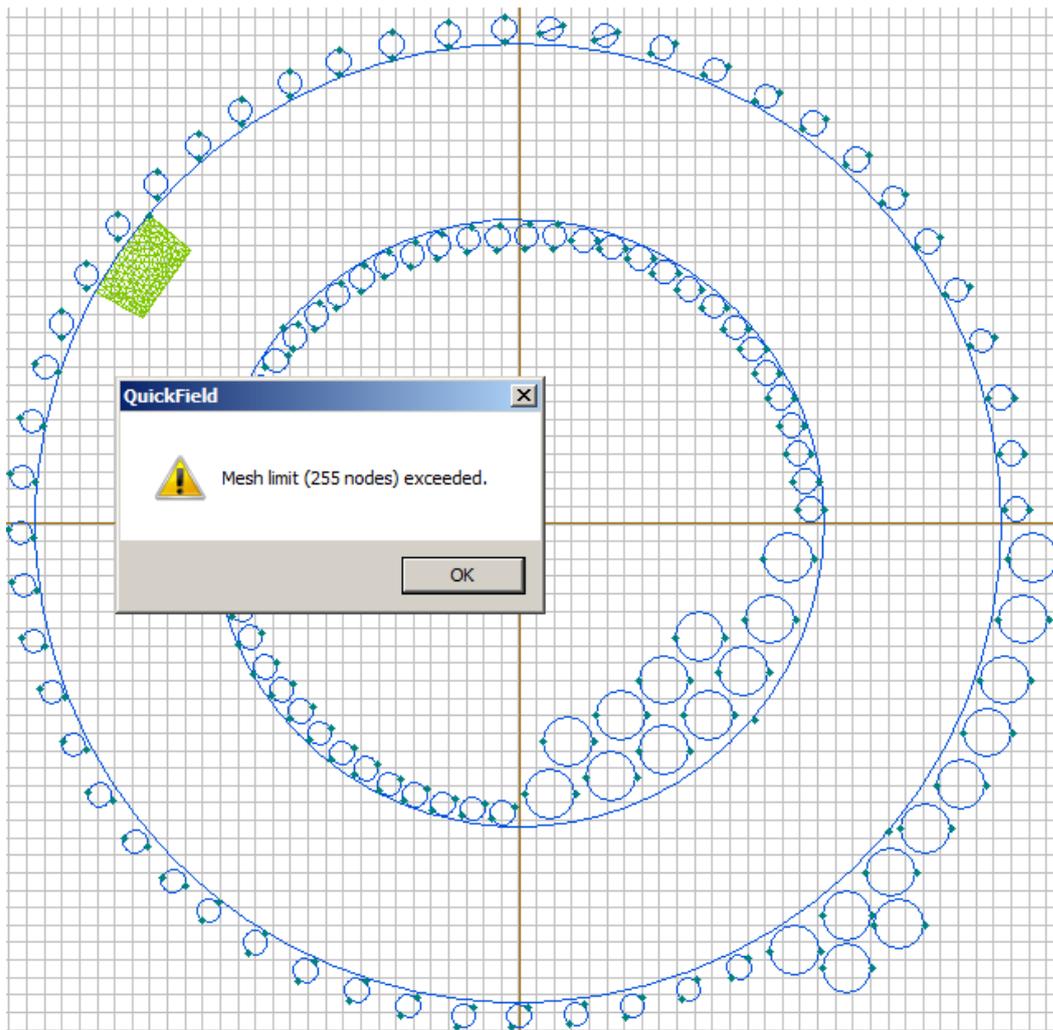


Figura 3.15 Construção da malha de elementos finitos limitada pela versão estudante do QuickField.

Na impossibilidade da malha abranger um desenho com tal quantidade de detalhes, utilizou-se a capacidade do QuickField de entender simetria em desenhos, reduzindo o desenho do núcleo para um quarto ( $\frac{1}{4}$ ) do tamanho original e substituindo as espiras do primário por uma espira de maior bitola, também representada simetricamente, que conduz quantidade de corrente elétrica necessária para magnetização do núcleo e remoção do enrolamento secundário. Após tais ações, notou-se também a necessidade de se incluir o

ar, no interior e exterior do núcleo, como material integrante do conjunto, conforme mostrado na Figura 3.16.

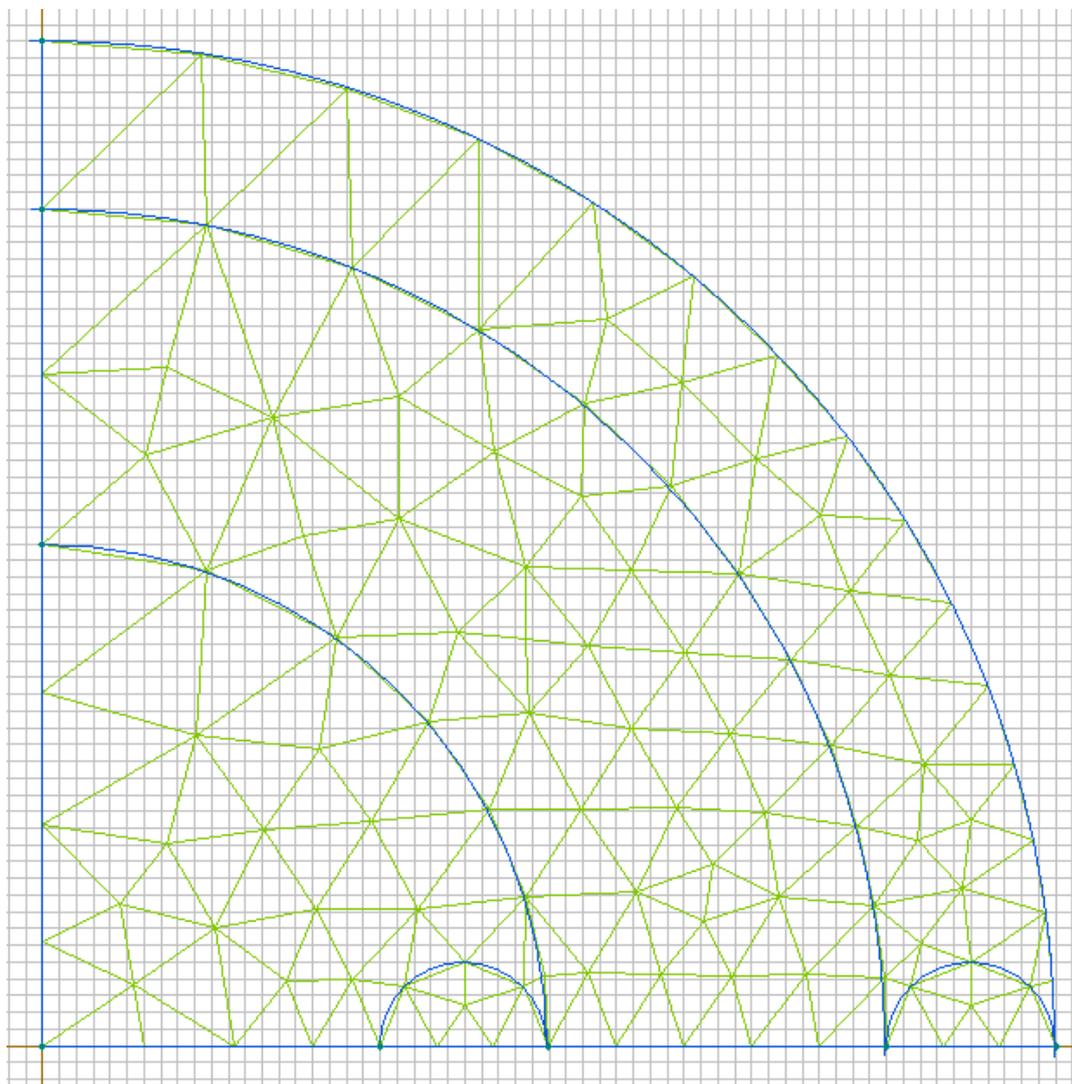


Figura 3.16 Desenho coberto pela malha de elementos finitos, em verde, sendo que o anel exterior representa ar ao redor do núcleo, os dois semicírculos menores representam a espira do primário.

### 3.9 Análises de difração de raios X para amostras do núcleo antes e depois do tratamento termomagnético

Apesar dos cuidados tomados durante o tratamento termomagnético do núcleo, é importante avaliar se houve cristalização na liga amorfa 2605HB1M após o tratamento. Desta forma, utilizou-se um difratômetro de raios X fabricado pela Siemens modelo D5005 e seus resultados tratados pelo

software EVA de modo que os resultados, da amostra sem tratamento e da amostra com tratamento, sejam similares e que tenham semelhança com análise de difração de raios X para outras ligas amorfas a base de Fe, já publicadas anteriormente [34] e mostrada na Figura 3.17.

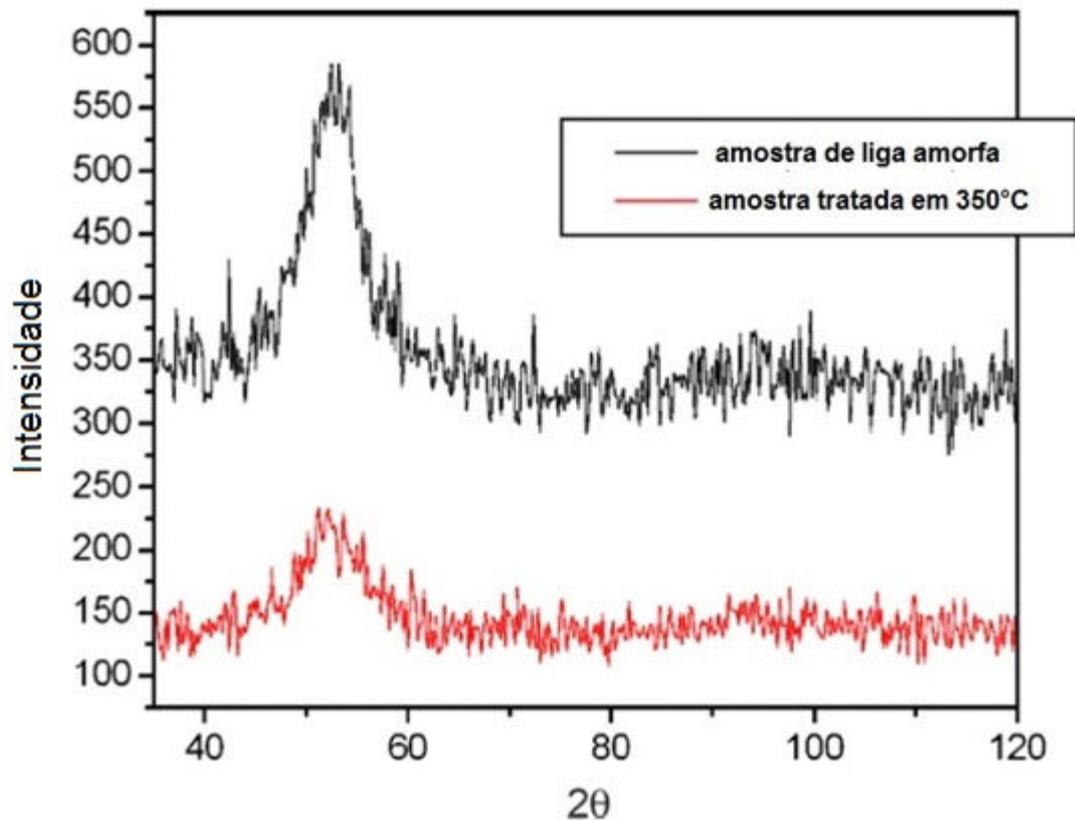


Figura 3.17 Difração de raios X para amostras de liga amorfa a base de Fe, sem tratamento térmico e com tratamento térmico. Adaptado de [34].

## 4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

### 4.1 Resultados para os transformadores de Warlimont e Boll [23] alimentados em 400Hz.

Uma adaptação da equação 2.3 relacionada aos parâmetros  $\delta$ ,  $a_c$  e  $N_2$  que quando multiplicados entre si representam o produto da quantidade de espiras do enrolamento secundário pela corrente que circula neste torna possível calcular-se a intensidade do campo magnético ( $H_2$ ) produzido pelo enrolamento secundário do transformador ao multiplicar-se a equação pelo comprimento médio do fluxo magnético ( $L_{mag}$ ), que no caso do transformadores de Warlimont e Boll tem núcleos de mesmas dimensões, mas materiais e espessuras de lâminas diferentes, conforme mostrado nas Figuras 2.7 e 2.8 permitindo chegar à equação 4.1.

$$S_o = 4,44 f L_{mag} a_n k_s H_2 B 10^{-9} \quad (4.1)$$

Pode-se agora calcular para os diferentes pares de valores ( $S_o$ ,  $B$ ) mostrados na Figura 2.7, os valores de  $H_2$  visando compreender melhor o experimento realizado. Considerando-se o fator de empacotamento ( $k_s$ ) de 0,85 para o material FeBSiC, 0,9 para o Fe-Si de 0,1 mm de espessura e 0,95 para o Fe-Si de 0,3 mm de espessura, 500 mm<sup>2</sup> para a área do núcleo ( $a_n$ ) e 220 mm para o comprimento médio do fluxo magnético ( $L_{mag}$ ) pode-se obter o gráfico apresentado na Figura 4.1.

Observando os valores  $H_2$  das curvas de cada transformador, nota-se valores da ordem de  $10^3$  para as intensidades dos campos magnéticos gerados pelos enrolamentos secundários que são diretamente proporcionais aos produtos da corrente elétrica que circula pelo fio e pela quantidade de espiras do enrolamento secundário.

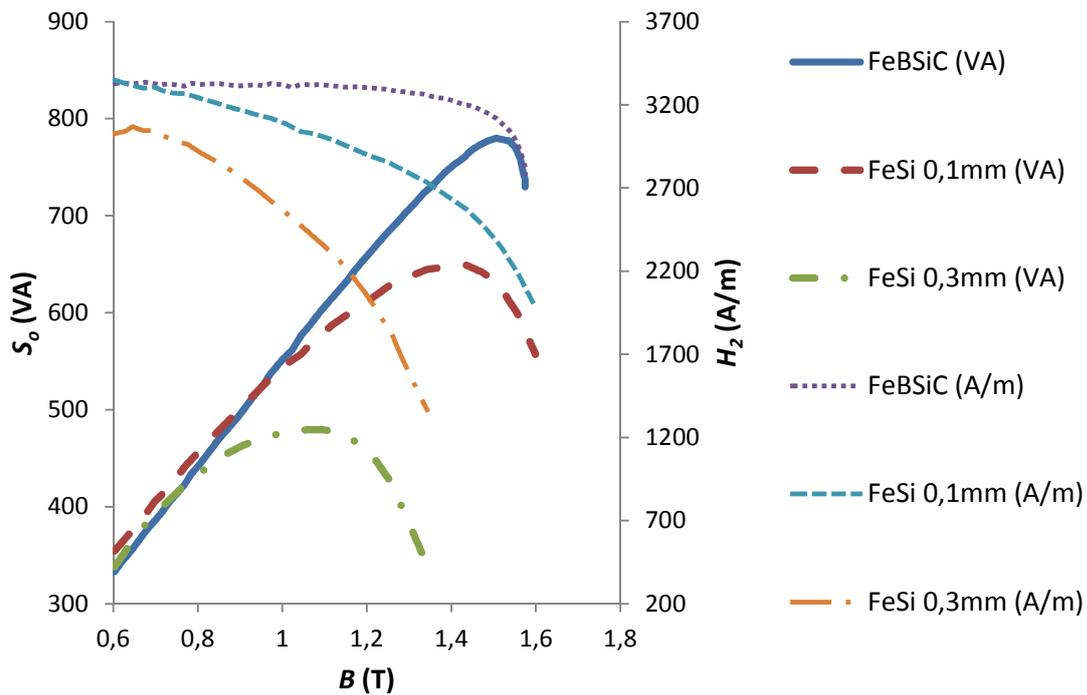


Figura 4.1 Curvas  $(S_o, B)$  e respectivas curvas  $(H_2, B)$  calculadas dos transformadores, alimentados em 400 Hz, do experimento de Warlimont e Boll [23].

Nota-se certa constância nos valores iniciais de  $H_2$  para os materiais FeBSiC e Fe-Si de 0,1mm de espessura, portanto é plausível supor que durante o experimento a corrente elétrica no enrolamento secundário foi controlada para ser mantida constante apesar de haver variação de  $B$ . Assim, a impedância da carga ligada ao enrolamento secundário aumentou na mesma proporção que o valor de  $B$  que é também proporcional ao valor de tensão aplicada à carga pelo terminais do enrolamento secundário. Tal procedimento de controle da corrente consumida pela carga é desejado, pois se pode observar a variação de  $S_o$  atrelada somente à variação de  $B$  e não à variação de corrente na carga devido ao aumento tensão causado pelo aumento de  $B$ .

Antes de  $S_o$  alcançar seu valor máximo, observa-se a diminuição dos valores de  $H_2$ , numa razão mais acentuada principalmente para o material Fe-Si de 0,3 mm de espessura, pois tal espessura permite maiores intensidades de circulação de correntes parasitas as quais aumentam as perdas por efeito Joule no núcleo. Este calor gerado aquece os enrolamentos primário e secundário produzindo um aumento da resistividade do fio de cobre e

consequentemente o aumento das perdas por efeito Joule e, portanto a diminuição dos valores de  $H_2$  apresentados na Figura 4.1

Após os valores máximos de  $S_o$  observa-se que o aumento de  $B$  e consequentemente o aumento de tensão aplicada na carga, produzida pelo enrolamento secundário, não foi suficiente para compensar o aumento das perdas no núcleo e da resistividade dos fios de cobre causando a queda dos valores de  $S_o$  até o desligamento do transformador em 105°C para sua proteção.

Para que o aumento da resistividade, dos fios de cobre dos enrolamentos, fosse um fator determinante neste experimento, é esperado que a quantidade de espiras dos enrolamentos seja suficientemente grande para que o efeito Joule causado pelo aumento da temperatura dos fios decorrente do aumento de perdas no núcleo possa ser devidamente evidenciado.

Outra observação a ser feita refere-se aos percentuais de potência entre os transformadores feitos por Warlimont e Boll [23] que são comparados para diferentes valores de indução ( $B$ ) que destoam do bom senso, pois se compara transformadores operando em diferentes tensões, visto que a potência de saída e tensões de trabalho do primário e do secundário devem ser iguais entre os transformadores para uma correta comparação entre massas dos núcleos e massas dos enrolamentos de cobre envolvidos na fase inicial do projeto.

Considerando todas as situações descritas anteriormente observa-se que o experimento de Warlimont e Boll está mais propenso a mostrar a influência do aumento de temperatura do transformador na potência de saída do que um comparativo para redução de massa do núcleo de liga amorfa em relação à massa do núcleo feito de Fe-Si cristalino. Como esperado, o núcleo que produz menores perdas, contribui menos para o aumento da resistividade elétrica dos enrolamentos de cobre permitindo assim que a sugestão de Raskin e Smith [24] de diminuição das bitolas de fio fosse utilizada, ou seja, aumento da densidade de corrente no projeto ( $\delta$ ) do transformador visto que haverá menor dissipação de calor no núcleo de liga amorfa.

Pelas informações evidenciadas em [23] e na Figura 4.1, observa-se que os transformadores construídos por Warlimont e Boll não representam

transformadores de aplicação aeronáutica, pois não há informações se foram projetados para tensões fixas nos valores padrões para aeronaves, tais como 115 V monofásico, 28 V ou 26 V, como também que a tensão elétrica aplicada na alimentação dos transformadores não foi mencionada no texto. Pela Figura 4.1 pode-se notar que para o transformador com núcleo de liga amorfa 2605SC e para o transformador com lâminas de 0,1 mm no núcleo feito de Fe-Si a amplitude da tensão aplicada aumentou em aproximadamente 166% entre o início e o final do experimento, enquanto que, para o transformador com núcleo feito de Fe-Si com lâminas de 0,3 mm espessura a variação da tensão aplicada foi de aproximadamente 125%. Observa-se então que a real razão da utilização de 400 Hz na alimentação dos transformadores no experimento foi a busca pelo aumento de perdas dissipadas pelo núcleo em forma de calor, visto que tais perdas são proporcionais à frequência e ao valor de indução ( $B$ ) de operação, aumentando assim a resistividade dos enrolamentos de cobre e que por sua vez diminuem a potência de saída ( $S_o$ ) do transformador. Tal experimento realizado em 50 Hz ou 60 Hz demandaria maiores comprimentos de fio de cobre e maiores valores de indução ( $B$ ), consequentemente tensões mais altas na alimentação, para se obter os valores de aumento da resistência nos enrolamentos que causem as mesmas quedas de potência na saída dos transformadores. Tal observação explica por quais motivos os núcleos de Fe-Si cristalino não alcançaram seus valores típicos de indução de saturação ( $B_m$ ), enquanto o núcleo de liga amorfa, caracterizado por suas baixas perdas elétricas, teve que elevar seu valor de indução ( $B$ ) até próximo seu valor típico de saturação, [6] obtendo-se assim as perdas necessárias para influenciar a potência de saída ( $S_o$ ) do transformador de liga amorfa FeBSiC, Metglas 2605SC.

## 4.2 Resultados para comparação de massas de transformadores com núcleo de liga amorfa 2605SA1 e núcleo de Fe-Si tradicional Microsil.004”.

Para realizar-se um comparativo de massas, no início do projeto definiu-se parâmetros de ambos os transformadores os quais devem ser idênticos, tais como:

- Potência de saída,  $S_o = 1000 \text{ VA}$
- Tensão aplicada no primário,  $V_{in} = 28 \text{ V}$
- Tensão de saída no secundário,  $V_{out} = 28 \text{ V}$
- Frequência de operação,  $f = 400 \text{ Hz}$
- Densidade de corrente,  $\delta = 5 \text{ A/mm}^2$
- Fator de preenchimento,  $k_u = 0,785$

A determinação da curva  $BH$  de magnetização inicial da liga amorfa 2605SA1 foi obtida por modelagem matemática a partir dos pontos  $(x,y)$  da curva inferior do laço de histerese situada no primeiro quadrante. A utilização do Solver permitiu determinar as variáveis mostradas na Tabela 4.1 atreladas ao mínimo valor da soma de todos os desvios entre os pontos apresentados na folha de dados [25] e os pontos calculados com as seguintes restrições:  $Mb > Ma$ ;  $10 < a < 200$ ;  $0,1 < b < 2$ ;  $0,1 < c < 2$ ;  $Ma + Mb = 1241409 \text{ A/m}$ . O valor de  $Ma + Mb$  é obtido pelo valor de indução de saturação para a liga amorfa 2605SA1, mencionado na folha de dados [25], dividido pelo valor de  $\mu_0$  citado anteriormente enquanto o valor de  $H_m$  foi definido em  $80 \text{ A/m}$ . Desde modo pode-se aplicar todos os valores na equação 3.1 para obtenção dos valores citados na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 Variáveis de ajuste da função  $B(H)$  para liga amorfa 2605SA1.

Variável	Valor ajustado pelo Solver
$Ma$	1848488 A/m
$Mb$	1056561 A/m
$a$	16,692 A/m
$b$	0,429 A/m
$c$	1,423 A/m

Aplicando-se os valores ajustados pelo Solver pode-se plotar a equação 3.1 e comparar com os pontos  $(x,y)$  fornecidos pelo laço de histerese da folha de dados [25] e plotando-se a equação 3.2 pode-se calcular e plotar a curva  $BH$  de magnetização inicial da liga amorfa 2605SA1 e da curva de magnetização inicial do material Microsil.004" obtido em [28] conforme mostrado na Figura 4.2.

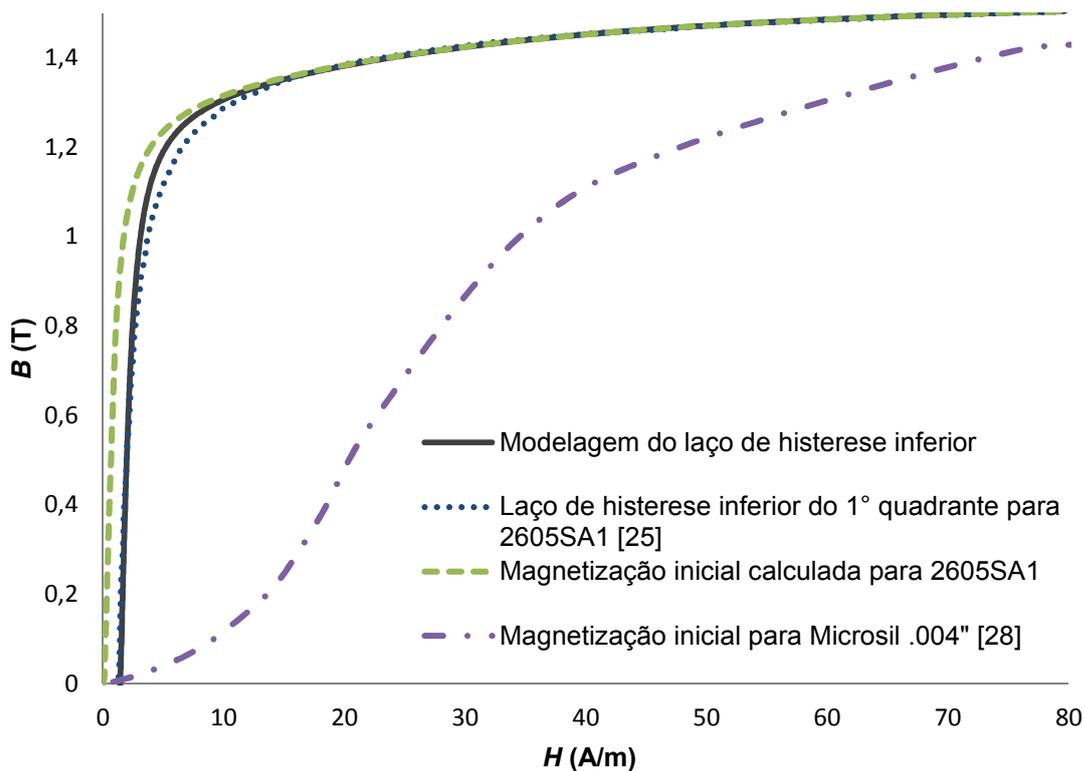


Figura 4.2 Curvas  $BH$  para determinação do valor de indução ( $B_j$ ) na região de joelho.

A partir da escolha dos valores de  $B_j$  para ambos os materiais, pode-se utilizar as equações 3.3, 3.4 e 3.5 para obtenção de valores mostrados na Tabela 4.2.

É importante salientar que a escolha de um fator de empacotamento ( $k_s$ ) de 0,88 para o material 2605SA1 deve-se ao fato da folha de dados [25] informar que  $k_s$  pode ser igual ou maior que 0,84. Considerou-se também que para a liga amorfa 2605S-2, antecessora da liga 2605SA1, foi obtido um valor de 0,92 sendo que seu valor padrão é de 0,88 conforme citado em [35],

portanto pode-se justificar o aumento no valor de fator de empacotamento da liga 2605SA1.

Tabela 4.2 Parâmetros definidos e calculados para ambos os projetos de transformadores.

<b>Parâmetro</b>	<b>2605SA1</b>	<b>Microsil.004"</b>
Seção transversal do fio ( $a_c$ )	7,14 mm <sup>2</sup>	7,14 mm <sup>2</sup>
Fator de empacotamento ( $k_s$ )	0,88	0,90
Indução ( $B_j$ )	1,1 T	1,2 T
Espiras no primário ( $N_1$ )	35	34
Espiras no secundário ( $N_2$ )	35	34
Dimensões do núcleo (C = D)	2,16 cm	2,07 cm
Dimensões do núcleo (A = B)	2,52 cm	2,49 cm
Densidade do material ( $d$ )	7,18 g/cm <sup>3</sup>	7,65 g/cm <sup>3</sup>
Comprimento espira média ( $l_m$ )	12,59 cm	12,19 cm
Perdas do material em 400Hz	1,6 W/kg [26]	6,0 W/kg [28]
Massa do núcleo	0,49 kg	0,48 kg
Perda no núcleo	0,79 W	2,92 W
Massa de cobre das espiras	0,56 kg	0,53 kg
Massa total do transformador	1,06 kg	1,01 kg
Perda no cobre em 75°C	0,95 W	0,90 W
Perda total no transformador	1,74 W	3,81 W

Como esperado a massa total calculada do transformador de liga amorfa 2605SA1 é maior que a massa calculada do transformador com núcleo do material Microsil.004", entretanto considerando as menores temperaturas de operação do núcleo de liga amorfa 2605SA1, devido às suas menores perdas, e conseqüentemente a menor temperatura a qual os enrolamentos de cobre serão expostos, pode-se diminuir a seção transversal dos fios de cobre considerando-se que os mesmos operem em 35°C. Os valores recalculados, para o transformador com núcleo de liga amorfa 2605SA1, apresentados na

Tabela 4.3 que utilizaram as equações 3.6 e 3.7 além das equações anteriormente já citadas.

Como observado, os cálculos indicam que após o ajuste de temperatura de operação e a respectiva redução da seção transversal dos fios de cobre, pode-se obter um transformador de liga amorfa 2605SA1 com massa menor em aproximadamente 6% e menores perdas em aproximadamente 55,5% em relação ao transformador calculado com núcleo de Microsil.004” que representa o material Fe-Si cristalino tradicionalmente utilizado em transformadores.

Tabela 4.3 Parâmetros recalculados para o transformador com liga 2605SA1 considerando temperatura de operação em 35°C.

<b>Parâmetro</b>	<b>Valor</b>
Resistência total dos enrolamentos em 75 °C ( $R_{\Omega T1}$ )	0,027 $\Omega$
Seção transversal do fio recalculada ( $a_{cn}$ )	6,22 mm <sup>2</sup>
Densidade de corrente ( $\delta$ ) recalculada	5,7 A/mm <sup>2</sup>
Dimensões do núcleo recalculadas (A = B)	2,36 cm
Massa do núcleo recalculada	0,48 kg
Comprimento espira média recalculada ( $lm$ )	12,33 cm
Massa total de cobre	0,48 kg
Massa total recalculada	0,95 kg
Perda no núcleo recalculada	0,76 W
Perda nos enrolamentos de cobre recalculada	0,93 W
Perda total, no transformador, recalculada	1,69 W

A abordagem de Raskin e Smith [24] de recalcular a seção transversal do fio ( $a_c$ ) considerando as menores perdas, dissipadas em forma de calor, no núcleo de liga amorfa e conseqüentemente a menor temperatura de operação do transformador em relação ao padrão adotado de 75°C, permitiram a diminuição das bitolas dos fios dos enrolamentos, como também, a diminuição de massa do núcleo no projeto teórico de um transformador de liga amorfa 2605SA1 em comparação ao outro projeto teórico de transformador que

considera um núcleo de Fe-Si cristalino Microsil.004” para os mesmos parâmetros iniciais e aplicabilidade conforme evidenciados nas Tabelas 4.2 e 4.3.

Embora, a redução da bitola dos fios, por aproveitar-se que o núcleo de liga amorfa fornece uma menor dissipação de calor nos enrolamentos de cobre, resulte em diminuição de massa do cobre e redução de massa do núcleo, é importante salientar que tal medida isolada não é suficiente para tornar menor a massa total do transformador com núcleo de liga amorfa em relação seu similar de mesma potência de saída ( $S_o$ ) com núcleo de Fe-Si cristalino. Esta proposta aliada à escolha de outros valores de indução ( $B_j$ ) situados na região de “joelho” da curva  $BH$  de magnetização inicial de cada material e maior valor do fator de empacotamento ( $k_s$ ) realmente permitem um transformador com núcleo de liga amorfa com massa igual ou inferior ao similar de Fe-Si cristalino.

Tais resultados demonstram que o fator massa deixa de ser limitante para a aplicação aeronáutica de transformadores elétricos com núcleo de liga amorfa, entretanto é importante salientar que todos os dispositivos de aplicação aeronáutica devem atender outros critérios além do critério de menor massa observado neste estudo.

Geralmente as indústrias de componentes aeronáuticos seguem as normas da RTCA (Radio Technical Commission for Aeronautics) em especial a norma DO-160 [36] que padroniza os testes que um componente aeronáutico deve passar para ter seu uso autorizado em aeronaves. Entre estes testes se destacam:

- Temperatura e Altitude.
- Variação de Temperatura.
- Umidade.
- Vibração.
- Imunidade à explosão.
- A prova d’água.
- Areia e poeira.
- Resistência aos fungos.
- Névoa salina.

- Efeitos magnéticos
- Variações e picos de tensão na alimentação elétrica.
- Imunidade à indução de sinais.
- Emissão de energia em Radio Frequências.
- Efeitos diretos de raio elétrico.
- Efeitos indiretos de raio elétrico.
- Congelamento.
- Descarga eletrostática.
- Flamabilidade e combustão.

Fica evidenciado assim por quais motivos Raskin e Smiths [24] informam que transformadores com núcleo de liga amorfa para aeronaves necessitam de mais testes para qualificação aeronáutica, pois isto é regra geral para todos componentes utilizados em aeronaves independentemente de serem feitos de ligas amorfas ou não, encarecendo desta forma o produto e restringindo a popularização de seu uso até que novas situações e requisitos forcem o contrário.

#### **4.3 Ensaio em curto-circuito e em aberto para o transformador 950 VA, 115 V de entrada (enrolamento primário) e 28 V de saída (enrolamento secundário) em 400 Hz com núcleo de liga amorfa 2605HB1M, antes e depois do tratamento termomagnético.**

Os valores obtidos nos ensaios do transformador com núcleo não tratado e tratado podem ser observados na Tabela 4.4 na qual é evidente a acentuada diminuição da corrente de magnetização do transformador em aberto, mostrando a extrema importância do tratamento termomagnético no núcleo.

Tabela 4.4 Resultados dos ensaios em curto-circuito e em aberto no transformador com núcleo de liga amorfa 2605HB1M, alimentado em 400 Hz, antes e após tratamento termomagnético.

Parâmetro	Antes do tratamento	Após o tratamento
Tensão aplicada no primário durante ensaio em aberto ( $V_{oc}$ )	115 V	115 V
Corrente de magnetização medida no ensaio em aberto ( $I_{oc}$ )	1,69 A	0,19 A
Potência ativa medida durante ensaio em aberto ( $P_{oc}$ )	11,8 W	3 W
Fator de potência medido durante ensaio em aberto ( $\cos \theta_{oc}$ )	0,06	0,138
Tensão medida no secundário durante ensaio em aberto ( $V_{out}$ )	26,8 V	28,8 V
Tensão aplicada no primário durante ensaio em curto-circuito ( $V_{sc}$ )	2,23 V	3,19 V
Corrente medida durante ensaio em curto-circuito ( $I_{sc}$ )	3,93 A	3,9 A
Potência ativa medida durante ensaio em curto-circuito ( $P_{sc}$ )	5,2 W	7 W
Fator de potência medido durante ensaio em curto-circuito ( $\cos \theta_{sc}$ )	0,602	0,558
Resistência ôhmica medida no enrolamento primário ( $R_{ccp}$ )	0,156 $\Omega$ em 26,3°C	0,204 $\Omega$ em 21,5°C
Resistência ôhmica medida no enrolamento secundário ( $R_{ccs}$ )	0,012 $\Omega$ em 26,3°C	0,021 $\Omega$ em 21,5°C

Com os valores obtidos pelo ensaio em curto-circuito e em aberto e utilizando-se as equações 3.8, 3.9, 3.10 e 3.11 pode-se calcular os valores dos componentes do circuito equivalente do transformador antes depois do tratamento termomagnético. Os resultados destes cálculos podem ser observados na Tabela 4.5.

Como esperado, o tratamento termomagnético aumentou os valores de  $R_m$  e  $X_p$  que proporcionam menores perdas no núcleo do transformador, e quanto ao aumento dos valores  $X_1$ ,  $X_2$ ,  $R_1$  e  $R_2$  são justificados pelo aumento do comprimento dos fios do enrolamento primário e do enrolamento secundário causados pela adição do invólucro, de poliacetal, para proteção do núcleo tratado.

Tabela 4.5 Valores calculados dos componentes dos circuitos equivalentes de ambos os transformadores com referência ao enrolamento de maior tensão.

<b>Parâmetro</b>	<b>Antes do tratamento</b>	<b>Após o tratamento</b>
$R_m$	1134,12 $\Omega$	4385,96 $\Omega$
$X_p$	68,17 $\Omega$	611,11 $\Omega$
$X_1$	0,23 $\Omega$	0,34 $\Omega$
$X_2$	0,23 $\Omega$	0,34 $\Omega$
$R_1$	0,16 $\Omega$	0,2 $\Omega$
$R_2$	0,00065 $\Omega$	0,00132 $\Omega$

Uma vez finalizada a montagem, mediu-se a massa total do transformador obtendo-se 2,07 kg, sendo que 1,21 kg representam a massa do núcleo de liga amorfa 2605HB1M.

Há grandes dificuldades de serem obtidos dados, livremente disponíveis, sobre massas, tensões de entrada e saída e potência de saída de transformadores utilizados em aeronaves, entretanto para uso restrito dos operadores de aeronaves Fokker 100, há a possibilidade de acesso aos dados do manual de manutenção [37], do transformador monofásico AE5942MK1 fabricado pela Lucas Aerospace, que fornece as seguintes informações:

- Tensão de alimentação no primário: 115  $\pm$  5,5 Vrms
- Tensão de saída no secundário: 26 Vrms
- Frequência de operação: 400  $\pm$  20 Hz
- Potência de saída: 800 VA
- Corrente de magnetização máxima em 25°C: 0,22 A
- Massa total: 1,13 kg.

Não há informações sobre o tipo de material magnético utilizado no núcleo, mas pode-se supor que o material seja uma liga cristalina de Fe-Si ou Fe-Co visto que o projeto deste transformador é anterior a 1967, pois, o uso de ligas amorfas para transformadores não estava difundido na indústria na década de 60.

Na Tabela 4.6 podem-se observar os dados do transformador AE5942MK1 com núcleo de material cristalino e do transformador manufaturado localmente com núcleo tratado termomagneticamente feito de liga 2605HB1M.

Tabela 4.6 Dados sobre o transformador AE5942MK1 e transformador manufaturado artesanalmente com núcleo, feito de liga 2605HB1M, tratado termomagneticamente.

<b>Parâmetro do transformador</b>	<b>AE5942MK1</b>	<b>Com núcleo de liga 2605HB1M</b>
Tensão de alimentação em 400Hz	115 Vrms	115 Vrms
Tensão de saída	26 Vrms	28 Vrms
Potência de saída	800 VA	950 VA
Perdas no núcleo	25,3 VA	21,85 VA
Massa total	1,13 kg	2,07 kg

Deve-se considerar que na manufatura do protótipo real, realizado com liga amorfa 2605HB1M, não houve possibilidade de uma otimização do projeto visando um núcleo com seção bruta ( $a_n$ ) na forma quadrada que acarretaria na diminuição da massa total do transformador. Tal impossibilidade foi causada pelas dificuldades de se manter a integridade das bordas da lâmina de liga amorfa no processo artesanal de corte, restringindo o projeto à opção de altura padronizada do núcleo em 142 mm, valor este o menor entre outros valores padronizados oferecidos pela Metglas. Aliado ao fato de que a manufatura artesanal do núcleo dificultou o aumento do fator de empacotamento ( $k_s$ ), da lâmina de liga amorfa, para além de 0,84 citado na folha de dados do material 2605HB1M [25], ficando evidente as dificuldades para equiparar ou até mesmo reduzir a massa total do transformador de liga amorfa em relação ao seu similar em Fe-Si cristalino nestas condições.

#### 4.4 Análises de difração de raios X para amostras da liga amorfa 2605HB1M sem e com tratamento termomagnético

Os resultados são mostrados na Figura 4.3 e estão conforme esperado para materiais amorfos.

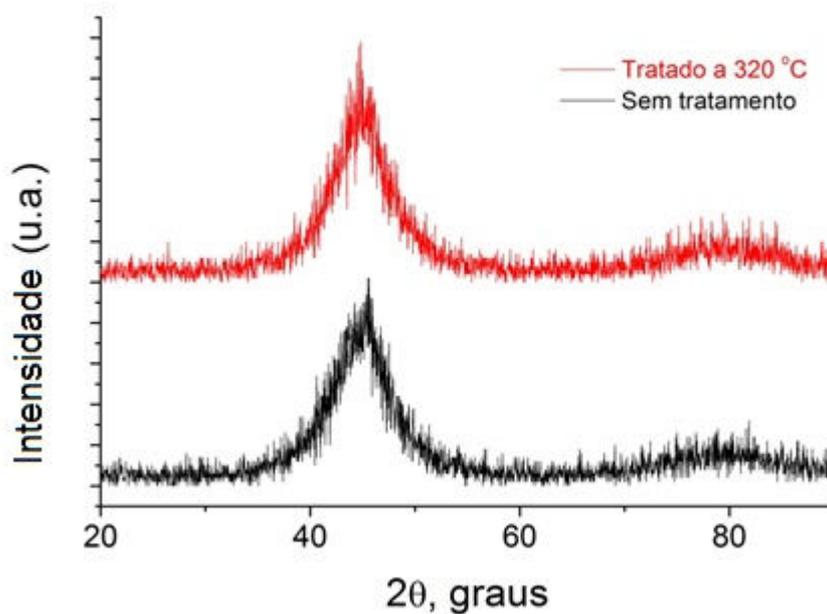


Figura 4.3 Resultados das análises de difração de raios X para amostra da liga amorfa 2605HB1M sem tratamento e com tratamento termomagnético.

Apesar do ruído e da aparência de existência de um pico ao redor de 45 graus, as similaridades de ambos os resultados demonstram que não houve cristalização da liga amorfa 2605HB1M durante o processo de tratamento termomagnético no núcleo do transformador.

#### 4.5 Simulação de um quarto ( $\frac{1}{4}$ ) do transformador real utilizando a versão estudante do QuickField.

As limitações da malha de elementos finitos da versão estudante do QuickField impuseram a representação de um único condutor para uma espira, que produz o equivalente em campo magnético de 47 espiras, não conseguiu

representar magneticamente o esperado, principalmente pelo aumento da dispersão das linhas de campo magnético, conforme mostrado na Figura 4.4. Quando as espiras enlaçam o núcleo, característica esta, bem típica dos enrolamentos em núcleos toroidais, não há tanta dispersão das linhas.

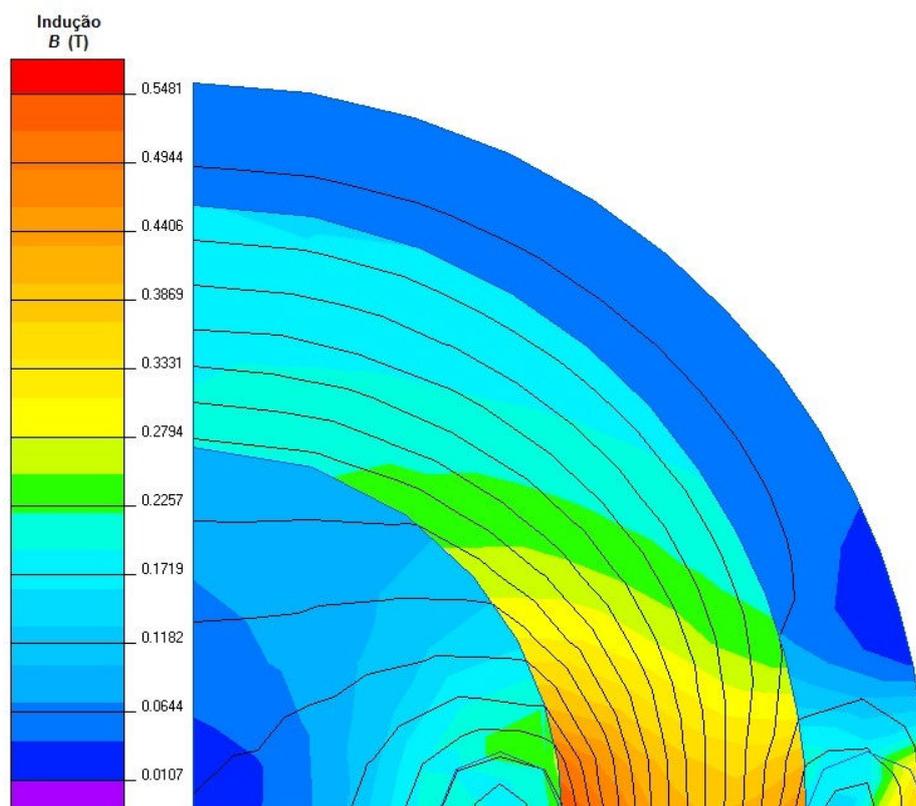


Figura 4.4 Simulação da propagação, no núcleo e no ar, de linhas de campo magnético geradas pela passagem de corrente elétrica em condutor de cobre.

Ao consultar-se o web site do desenvolvedor do software QuickField para informações adicionais sobre representações de enrolamentos no software [38], observou-se que para representação de um enrolamento multivoltas o processamento torna-se lento, portanto substitui-se o enrolamento multivoltas por um único condutor de mesma seção transversal da soma total de cada seção de cada fio no enrolamento, entretanto a simulação de tensões induzidas fica impossibilitada de ser realizada deste modo. Esta solução permitiu o uso de uma malha com número menor de 255 nós, mas impede o uso do software para simulações para ensaio em curto-circuito e em aberto do transformador real realizado neste trabalho. Como pode ser observado pela

Figura 4.4, os resultados mostrados pela versão do estudante do QuickField são ricos em detalhes, mesmo com a limitação desta versão, entretanto para as simulações desejadas neste estudo há a necessidade de uma versão que possibilite malhas com maior número de nós para abranger todos os detalhes do transformador construído.

## **5 CONCLUSÕES**

### **5.1 Os transformadores de Warlimont e Boll**

A análise dos dados sobre os transformadores comparados por Warlimont e Boll demonstram claramente que a capacidade superior em fornecimento de potência na saída do transformador feito com núcleo do material 2605SC, em relação seus similares com núcleo de Fe-Si cristalino, advém da menor perda em forma de calor do núcleo de liga amorfa.

A escolha pela frequência de alimentação em 400 Hz justifica-se pela necessidade, nos experimentos, de gerar calor nos núcleos com pequenos volumes e massas, suficientemente para que a temperatura seja incrementada até 105°C.

Nota-se também pela variação de valores de indução, os quais estão atrelados aos valores de tensão, impostos durante os experimentos, que os transformadores não foram projetados para tensões fixas de valores normalmente utilizados para aplicabilidade em aeronaves.

### **5.2 Os projetos dos transformadores de mesmas potências e tensões de entrada e saída com núcleo de material 2605SA1 amorfo e com núcleo de material Microsil .004” cristalino**

Para obter-se um projeto de transformador com núcleo de liga amorfa com massa menor que seu similar construído com núcleo de Fe-Si cristalino foram necessários utilizar-se de todas as particularidades pertinentes aos transformadores de aplicação aeronáutica, além do reajuste da densidade de corrente ( $\delta$ ) no transformador com núcleo de liga amorfa. Demonstra-se assim que um transformador de menor massa total feito com núcleo de liga amorfa é possível em relação seu similar feito com núcleo de Fe-Si cristalino, além de obter-se a desejada redução de perdas no núcleo proporcionada pela liga amorfa.

Portanto o fator massa deixa de ser um motivo de exclusão para aplicações em aeronaves dos transformadores com núcleo de liga amorfa.

### **5.3 O transformador manufaturado com núcleo de liga amorfa 2605HB1M, e consequências decorrentes do tratamento termomagnético**

A diminuição da corrente de excitação, no ensaio em aberto do transformador demonstra claramente a importância do tratamento termomagnético para a redução das perdas elétricas nos núcleos de liga amorfa, como evidenciado na Tabela comparativa entre os núcleos sem e com tratamento termomagnético e na Tabela comparativa dos transformadores AE5942MK1 e do manufaturado com núcleo tratado, entretanto o aumento da fragilidade da lâmina de liga amorfa, notada após o tratamento, deixa dúvidas sobre quais implicações ocorrerão numa situação onde as vibrações tem presença constante como acontece durante as operações de aeronaves. Portanto conforme sugerido, também por outros autores, há ainda a necessidade de mais testes de avaliação para comprovar a viabilidade do uso em aeronaves de transformadores com núcleo de liga amorfa.

### **5.4 Difrações de raios X de amostras do núcleo antes e após tratamento termomagnético**

Os resultados das difrações de raios X comprovam que não houve cristalização do material utilizado no núcleo após o tratamento, tal constatação comprova que as informações disponibilizadas pelo fabricante da liga amorfa 2605HB1M, sobre o tratamento, estão corretas e que mesmo a utilização de equipamentos não sofisticados para tratamento termomagnético pode proporcionar melhorias nos parâmetros elétricos do núcleo.

## **5.5 O software de simulação QuickField**

Conforme prometido pelo desenvolvedor do software, não houve necessidade de treinamentos para sua operação, pois muitos dos seus recursos são intuitivos.

Apesar de limitada, a versão de estudante do QuickField demonstrou riqueza de detalhes nas simulações e que sua versão avançada tem condições de simular o transformador manufaturado com núcleo de liga amorfa para comparações com o modelo real.



## 6 SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS

Sugere-se a elaboração e publicação de Tabelas que relacionem as potências de saída ( $S_o$ ) com as densidades de corrente ( $\delta$ ) para transformadores que utilizem núcleos de liga amorfa operando em 50 Hz, 60 Hz e 400 Hz.

Como outra sugestão de pesquisa cabe salientar a importância de entender-se melhor a condução das correntes parasitas entre as lâminas de liga amorfa. Durante o processo de levantamento de dados para a simulação, cogitou-se a representação do núcleo desenhado como um toroide maciço para representar um toroide feito de muitas voltas de lâmina com 0,025 mm de espessura, questionando-se como as correntes parasitas “enxergam” a resistência elétrica entre as lâminas, vista que as lâminas de liga amorfa não são eletricamente isoladas entre si como as lâminas de Fe-Si cristalino que se utilizam de camadas de isolantes elétrico para diminuição das perdas por correntes parasitas no núcleo, portanto deve-se assegurar que o valor de resistividade elétrica de  $3 \mu\Omega\text{m}$  apresentada da folha de dados [25] existe no núcleo como um todo ou se existe uma anisotropia para as correntes elétricas induzidas no núcleo.



## 7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

[1] WARLIMONT, H.; BOLL, R. Applications of amorphous soft magnetic materials. **Journal of Magnetism and Magnetic Materials**, v.26, p.97-105, 1982.

[2] [http://www.hitachi-ies.co.jp/english/catalog\\_library/pdf/transformers.pdf](http://www.hitachi-ies.co.jp/english/catalog_library/pdf/transformers.pdf), acesso em: 09 mar. 2014.

[3] DECRISTOFARO, N. Amorphous metals in electric power distribution applications. **MRS Bulletin**. v.23, n.5, p.50-56, 1998

[4] ALLIA, P.; SOARDO, G.P.; VINAI, F. Applied research on amorphous magnetic materials. **Hyperfine Interactions**, v.45, p.35-53, 1989.

[5] <http://rubiconmetals.com/wp-content/uploads/2011/07/AmorphousC.pdf>, acesso em: 09 mar. 2014.

[6] LUBORSKY, F. E.; FRISCHANN, P. G.; JOHSON, L. A. The role of amorphous materials in the magnetic industry. **Journal of Magnetism and Magnetic Materials**, v.8, p.318-329, 1978.

[7] [http://www.metglas.com/assets/pdf/2012\\_metglas\\_brazing\\_brochure.pdf](http://www.metglas.com/assets/pdf/2012_metglas_brazing_brochure.pdf), acesso em: 09 mar. 2014.

[8] MOUHAMAD M., Reduction des pertes a vide des transformateurs de distribution par utilisation de rubans amorphes. L' Ecole Normale Superieure de Cachan, Cachan. Tese (Doutorado), 193p., 2012.

[9] HASEGAWA, R.; AZUMA, D. Impacts of amorphous metal based transformers on energy efficiency and environment. **Journal of Magnetism and Magnetic Materials**, v.320, p.2451-2456, 2008.

[10] RAYMER, D. P. **Aircraft design: a conceptual approach**. 3 ed. Reston: AIAA, 1999.

[11] ANDERSON, J. D. **Aircraft performance and design**. Boston: McGraw-Hill, 1999.

[12] [www.faa.gov/regulations\\_policies/handbooks\\_manuals/aircraft/amt\\_airframe\\_handbook/media/amt\\_airframe\\_vol1.pdf](http://www.faa.gov/regulations_policies/handbooks_manuals/aircraft/amt_airframe_handbook/media/amt_airframe_vol1.pdf), acesso em: 05 jul. 2014.

[13] SILVA, W. A.; ARANA, E. Vantagens e desvantagens da geração de eletricidade na frequência de 400 Hz em aeronaves. Engenharia Elétrica, UNICEP, São Carlos, Trabalho de Conclusão de Curso (Bacharelado), 23p., 2009.

- [14] JORDÃO, R. G. Transformadores. 1ª ed. São Paulo: Edgard Blucher, 2002.
- [15] SINGER, F. L. Transformadores. 3ª ed. Barcelona: Marcombo S.A., 1955.
- [16] [www.boeing.com/commercial/aeromagazine/articles/qtr\\_4\\_06/AERO\\_Q406\\_article4.pdf](http://www.boeing.com/commercial/aeromagazine/articles/qtr_4_06/AERO_Q406_article4.pdf), acesso em: 08 mar. 2014.
- [17] [www.boeing.com/commercial/aeromagazine/articles/qtr\\_4\\_07/AERO\\_Q407\\_article2.pdf](http://www.boeing.com/commercial/aeromagazine/articles/qtr_4_07/AERO_Q407_article2.pdf), acesso em: 08 mar. 2014.
- [18] MORRIS, A. L. Small Power Transformers for Aircraft Electrical Equipments. **Proceedings of the IEE Part III: Radio Communication Engineering**, v.96, n.42, p.279-288, 1949.
- [19] MARTIGNONI, A. Transformadores. Porto Alegre: Globo S.A., 1971.
- [20] MCLYMAN, T. W. M. Transformer and Inductor Design Handbook. New York: Marcel Dekker, 2004.
- [21] KILTIE, O. Aircraft transformers – Small and light. **Transactions of the American Institute of Electrical Engineers**, v.62, n.12, p.899-902, 1943.
- [22] FLANAGAN, W. M. Handbook of transformer design and applications. New York: McGraw Hill, 1992.
- [23] BOLL, R.; WARLIMONT, H.; Applications of amorphous magnetic materials in electronics. **IEEE Transactions on Magnetics**, v.MAG-17, n.6, p.3053-3058, 1981.
- [24] RASKIN, D.; SMITH C. H. Applications of amorphous metals: progress and prospects. In: Luborsky FE. Amorphous metallic alloys. London: Butterworth, p. 381-400, 1983.
- [25] [www.metglas.com/assets/pdf/2605sa1.pdf](http://www.metglas.com/assets/pdf/2605sa1.pdf), acesso em: 10 mar 2014.
- [26] [www.rotima.ch/fileadmin/downloads/Amorphe\\_Materialien/2605-SA1\\_\\_techn\\_\\_bulletin.pdf](http://www.rotima.ch/fileadmin/downloads/Amorphe_Materialien/2605-SA1__techn__bulletin.pdf), acesso em: 10 mar. 2014.
- [27] [www.metglas.com/assets/pdf/msds/msds2605sa1.pdf](http://www.metglas.com/assets/pdf/msds/msds2605sa1.pdf), acesso em: 10 mar. 2014.
- [28] [www.magmet.com/tapewound/tapewound.pdf](http://www.magmet.com/tapewound/tapewound.pdf), acesso em: 10 mar. 2014.
- [29] [www.metglas.com/assets/pdf/msds/msds2605hb1.pdf](http://www.metglas.com/assets/pdf/msds/msds2605hb1.pdf), acesso em: 14 jul. 2014.

[30] WLODARSKI, Z. Analytical description of magnetization curves. **Physica B**, v.373, p.323-327, 2006.

[31] [www.metglas.com/products/metglaspower/transformer\\_core\\_design.asp](http://www.metglas.com/products/metglaspower/transformer_core_design.asp), acesso em: 20 nov. 2013.

[32] LUCIANO B. A., KIMINAMI C. S. An amorphous core transformer: design and experimental performance. **Materials Science and Engineering**. v.A226-228, p1079-1082, 1997.

[33] FONSECA, W. S.; LOPES A. C.; NUNES, M. V. A. Análise de esforços eletromecânicos em transformadores amorfos através de modelagem computacional comparando à norma IEC 60076-5. **Anais da Segunda Conferencia Ibero-Americana de Ingeniería e Innovación Tecnológica**, Orlando, 2010.

[34] BARON, A.; SZEWIECZEK, D.; NAWRAT, G. Corrosion of amorphous and nanocrystalline Fe-based alloys and its influence on their magnetic behavior. **Electrochimica Acta**, v.52, p.5690-5695, 2007.

[35] BOGLIETTI, A., FERRARIS P., LAZZARI M., Profumo F. Design and Realization of Amorphous Materials Transformers. **Journal Mater. Eng**, v.13, n.2, p.151-160, 1991.

[36] [http://www.rtca.org/store\\_product.asp?prodid=726](http://www.rtca.org/store_product.asp?prodid=726), acesso em: 08 mar 2015.

[37] LUCAS Aerospace, Power Transformer AE5942MK1, Maintenance Manual 24-20-70, revisão 04, Bradford, 1992.

[38] [www.quickfield.com/glossary/winding\\_modeling.htm](http://www.quickfield.com/glossary/winding_modeling.htm), acesso em: 14 jan. 2015.



## APÊNDICE A

### **Detalhamento do procedimento para tratamento termomagnético do núcleo de liga amorfa 2605HB1M.**

O forno e controlador de temperatura utilizados no tratamento termomagnético foram disponibilizados nos laboratórios do Departamento de Engenharia de Materiais (DEMa) da Universidade Federal de São Carlos (UFSCar).

O forno é de fabricação simples, consistindo de uma tubulação cerâmica ao centro com vão livre de aproximadamente 80 mm de diâmetro e profundidade aproximada de 300 mm, envolta por resistências elétricas alimentadas em 220 V fornecido pelo controlador. Junto à parede interna do tubo, há um termopar tipo K cuja extremidade encontra-se aproximadamente a 150 mm de profundidade conforme mostrado na Figura A.1 com melhores detalhes.



Figura A.1 Vista geral e detalhada do forno e do termopar utilizado.

O controlador FE50RP, fabricado pela FLYEVER, foi ajustado para manter uma temperatura de 320°C com razão de aquecimento de 5°C/min, conforme mostrado na Figura A.2. Ao iniciar-se o aquecimento, o forno demorou aproximadamente 48 min para estabilizar a temperatura em torno de 320°C, a partir deste momento aguardou-se 60 min para desligar-se o forno.



Figura A.2 Indicações e inserção dos parâmetros no controlador do forno.

Durante o tratamento térmico do núcleo, o mesmo foi exposto ao campo magnético estático externo produzido por uma bobina com seis espiras de fio com seção transversal de  $10 \text{ mm}^2$  isoladas do núcleo e seu suporte por contas cerâmicas e tubos de vidro e interligadas por conectores Sindal de porcelana, conforme mostrado pela Figura A.3, acoplada à uma fonte de corrente contínua, modelo TCY-20-100 fabricada pela Tectrol, ajustada para 50 A. Deste modo conseguiu-se produzir um campo magnético estático externo calculado de aproximadamente  $2128 \text{ A/m}$  enquanto o núcleo encontrava-se dentro do forno.

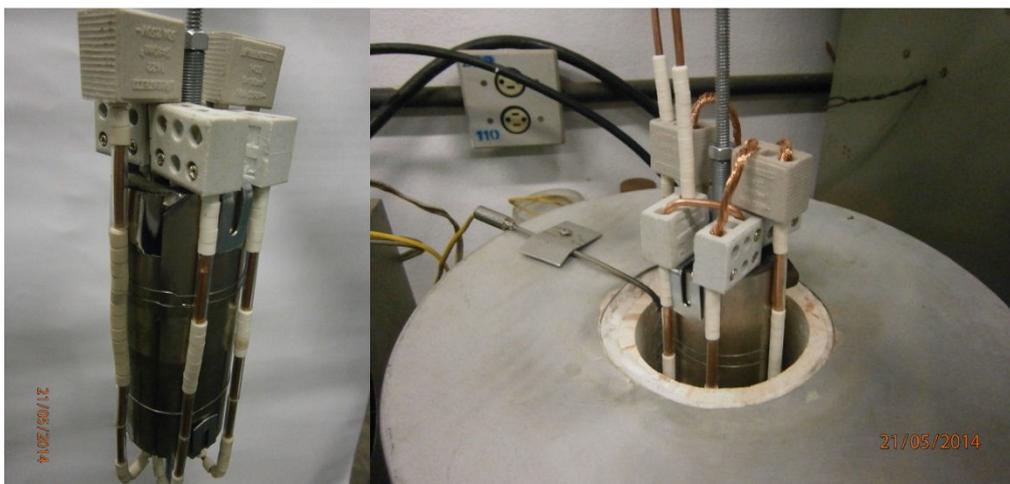


Figura A.3 Disposição das espiras em torno do núcleo e inserção do conjunto, suporte, núcleo, espiras, no forno.

A Figura A.4 mostra o conjunto totalmente inserido no forno tampado por uma manta isolante térmica e os terminais da bobina conectados à fonte de corrente contínua 5 A.



Figura A.4 Conjunto inserido e bobina alimentada por corrente contínua.

Após 60 minutos de exposição ao calor e ao campo magnético estático externo, retirou-se do forno o conjunto para resfriamento do núcleo de liga amorfa, mas manteve-se o campo magnético estático externo. Neste momento observou-se a incandescência de um parafuso no conector Sindal causada por mau contato elétrico de uma espira, conforme mostrado na Figura A.5, tal situação obrigou a redução da alimentação de corrente contínua para 30 A na bobina na tentativa de se evitar a deterioração do contato elétrico e também eliminar a incandescência do parafuso.



Figura A.5 Incandescência do parafuso na conexão da espira e resfriamento do conjunto sob um campo magnético estático externo calculado de 1276 A/m.

Um termopar tipo K foi inserido no centro do conjunto de modo a acompanhar a temperatura durante o resfriamento. As leituras foram feitas por um multímetro ajustado a escala de mili-volts CC, sem compensação a frio na junção termopar – multímetro, tal situação obrigou a adição de 1 mV à leitura do multímetro. A perda de continuidade elétrica da bobina ocorreu definitivamente quando o núcleo se encontrava a uma temperatura de aproximadamente 122°C, cessando desta forma o tratamento magnético do núcleo.