



**Universidade Estadual de Campinas**  
**Faculdade de Engenharia Elétrica e Computação**  
**Departamento de Sistemas e Controle de Energia**

**LIMITADOR DE CORRENTE ELÉTRICA MONOFÁSICO  
RESISTIVO SUPERCONDUTOR DE ALTA TEMPERATURA  
CRÍTICA**

**Autor: Rafael Cassiolato de Freitas**

**Orientador: Prof. Dr. Ernesto Ruppert Filho**

**Co-Orientador: Prof. Dr. Carlos Alberto Baldan**

Trabalho apresentado à Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação da UNICAMP como parte dos requisitos exigidos para obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Comissão Examinadora

**Prof. Dr. Carlos Yujiro Shigue – EEL/ USP**

**Dr. José Luiz Pereira Brittes – CPFL**

Campinas, 28 de novembro de 2008

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA  
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA E ARQUITETURA - BAE - UNICAMP

F884L Freitas, Rafael Cassiolato de  
Limitador de corrente elétrica monofásico resistivo  
supercondutor de alta temperatura crítica / Rafael  
Cassiolato de Freitas . --Campinas, SP: [s.n.], 2008.

Orientadores: Ernesto Ruppert Filho, Carlos Alberto  
Baldan.

Dissertação de Mestrado - Universidade Estadual de  
Campinas, Faculdade de Engenharia Elétrica e de  
Computação.

1. Supercondutores de alta temperatura . 2. Sistemas  
de Energia Elétrica - Proteção. 3. Eletromagnetismo. I.  
Ruppert Filho, Ernesto. II. Baldan, Carlos Alberto. III.  
Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de  
Engenharia Elétrica e de Computação. IV. Título.

Título em Inglês: Single phase resistive high critical temperature  
superconducting fault current limiter

Palavras-chave em Inglês: High temperature superconductors, Electric power  
systems - protection, Electromagnetism

Área de concentração: Energia Elétrica

Titulação: Mestre em Engenharia Elétrica

Banca examinadora: Carlos Yujiro Shigue, José Luiz Pereira Brittes

Data da defesa: 28/11/2008

Programa de Pós Graduação: Engenharia Elétrica

## COMISSÃO JULGADORA - TESE DE MESTRADO

**Candidato:** Rafael Cassiolato de Freitas

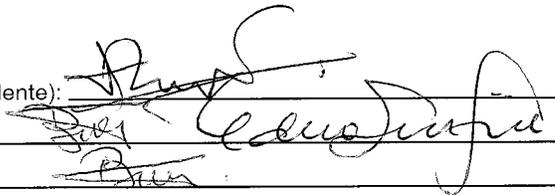
**Data da Defesa:** 28 de novembro de 2008

**Título da Tese:** "Limitador de Corrente Elétrica Monofásico Resistivo Supercondutor de Alta Temperatura Crítica"

Prof. Dr. Ernesto Ruppert Filho (Presidente):

Prof. Dr. Carlos Yujiro Shigue:

Dr. José Luiz Pereira Brittes:



The image shows three handwritten signatures in black ink, each written over a horizontal line. The signatures are: 1. Ernesto Ruppert Filho, 2. Carlos Yujiro Shigue, and 3. José Luiz Pereira Brittes.

# Agradecimentos

Ao professor e orientador Dr. Ernesto Ruppert Filho, pela sua precisa orientação, empenho, compreensão e, acima de tudo, exigência. Agradeço sobretudo às suas sugestões que fizeram com que concluíssemos este trabalho.

Ao professor e co-orientador Dr. Carlos Alberto Baldan e família, pelo dedicado trabalho de co-orientação, pelas valiosas discussões técnicas e pela hospitalidade em Lorena.

Ao professor Dr. Carlos Yujiro Shigue, pelo grande apoio e aprendizado na fase experimental deste trabalho.

Ao professor Dr. Roberto Petry Homrich, pelas importantes discussões e esclarecimentos sobre o seu trabalho com limitadores de corrente elétrica supercondutores.

Aos professores do programa de pós-graduação da Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação da Unicamp.

À Companhia Paulista de Força e Luz, pelo financiamento deste trabalho através de seu programa de Pesquisa e Desenvolvimento.

Aos amigos da pós-graduação do Departamento de Sistemas e Controle de Energia, cuja amizade e convivência foram partes fundamentais de todo este trabalho.

Ao corpo técnico da Escola de Engenharia de Lorena da USP.

Aos meus pais e irmãos, pelo constante apoio e incentivo durante a realização deste trabalho.

A Deus, que pelo dom da ciência nos ajuda a entender o verdadeiro segredo das coisas.

Dedico este trabalho à minha esposa, **Eliete**, pelo apoio e compreensão; em quem nos momentos difíceis e ausentes sempre busquei inspiração para alcançar o sucesso deste trabalho.

# Resumo

O crescimento da demanda de energia elétrica nos centros urbanos e industriais tem levado à necessidade de expansão dos sistemas de energia elétrica o que tem causado aumento nos níveis de curto-circuito, atingindo o limite da capacidade dos sistemas de proteção existentes exigindo sua substituição por outros de maior capacidade. Nessa situação nem sempre a recapacitação dos sistemas de proteção resolve o problema sendo necessário duplicar circuitos. Para postergar investimentos ou para funcionar na rede juntamente com o disjuntor ou ainda, para proteger os circuitos existentes quando conectados a geradores distribuídos, os limitadores de corrente instalados em série com os disjuntores atuais permitem limitar a corrente de falta, principalmente nos primeiros 100ms até a atuação do sistema de proteção. Dentre os diversos tipos de dispositivos limitadores de corrente elétrica existentes no mercado e também ainda em pesquisa atualmente, os construídos a partir de materiais supercondutores possuem a vantagem de proporcionar limitação de corrente elétrica praticamente instantânea causando mínima interferência no funcionamento normal dos sistemas de energia elétrica. Neste trabalho foram estudadas diversas configurações de limitadores de corrente elétrica utilizando fitas de materiais cerâmicos supercondutores de alta temperatura crítica (HTS), de modo especial os limitadores resistivos em forma de bobinas helicoidais enroladas com fita supercondutora BSCCO. Foi desenvolvida metodologia para o cálculo eletromagnético, projeto, construção e ensaio das bobinas supercondutoras do limitador de corrente, bem como se procurou caracterizar eletricamente a fita HTS sob influência de campo magnético externo com o objetivo de determinar as condições de corrente elétrica e de campo magnético sobre ela aplicado para a transição do estado supercondutor para o estado condutor normal do material (“quench”). Ao final do trabalho foram construídos e ensaiados dois protótipos limitadores de corrente elétrica supercondutores mostrando que, apesar da fita HTS de BSCCO ainda não possuir características adequadas para aplicação em limitadores de corrente, com a esperada evolução destes materiais já existe disponível a técnica para projetá-los e construí-los.

# Abstract

The growth in demand of electric energy in urban and industrial centers has led to the need of expansion of the electrical systems which has caused increase in short circuit levels, reaching the limit capacity of the existing protection systems requiring its replacement by others of greater capacity. In these situations the upgrade of protection systems does not always solve the problem being necessary the circuit's duplication. To postpone investments, to operate together in the electrical system with the circuit breakers or even to protect the existing circuits when connected to distributed generators, fault current limiters should be installed in series with the circuit breakers allowing to limit fault currents, specially in the first 100m until the protection system is triggered. Among the many different types of fault current limiter devices existing in the market and which are under development, the ones made of superconducting materials have the advantage of providing practically instantaneous fault current limitation causing minimum interference in the normal operation of the electrical systems. In this work many configurations of electric fault current limiters were studied using superconducting ceramic materials of high transition temperature (HTS), specially the resistive superconducting fault current limiters in form of helical coils with BSCCO superconducting tapes. The methodology for the electromagnetic calculation, project, construction and tests of the superconducting coils of the fault current limiter was carried out along with the HTS tape characterization under external magnetic field influence in order to determine the conditions of electric current and magnetic field for the transition from superconducting state to normal conducting state (quench). At the end of this work two fault current limiters were built and tested showing that, although BSCCO HTS tapes yet do not have good characteristics for fault current limiters application, when these materials which tend to be developed reach applicability level, the technique to design and built them is already available.

# Sumário

<b>Trabalhos afins publicados pelo autor .....</b>	<b>iv</b>
--	-----------

## Capítulo 1

<b>Introdução.....</b>	<b>5</b>
1.1 A limitação de corrente elétrica .....	5
1.2 Histórico deste trabalho.....	6
1.3 Conteúdo da dissertação.....	8
1.4 Resultados apresentados nesta dissertação.....	10

## Capítulo 2

<b>Os Materiais Supercondutores.....</b>	<b>11</b>
2.1 Introdução.....	11
2.2 Materiais Supercondutores do tipo I .....	11
2.3 Materiais Supercondutores do Tipo II.....	14
2.4 Perdas nos materiais HTS sob corrente alternada .....	27

## Capítulo 3

<b>Limitadores de corrente elétrica.....</b>	<b>33</b>
3.1 Introdução.....	33
3.2 Limitadores de Corrente Elétrica Convencionais.....	36
3.3 Limitadores de Corrente Elétrica Supercondutores .....	41

## Capítulo 4

<b>Uma aplicação de limitadores de corrente elétrica resistivos – estabilidade de um sistema de energia elétrica.....</b>	<b>56</b>
4.1 Introdução.....	56
4.2 Simulação da operação do limitador de corrente resistivo no sistema de energia elétrica .....	57
4.3 Resultados da simulação .....	60

## Capítulo 5

### **Projeto eletromagnético de limitador de corrente elétrica supercondutor resistivo com fita de material HTS .....63**

- 5.1 Introdução.....63
- 5.2 A Lei de Biot-Savart e o Cálculo do Vetor Densidade de Fluxo Magnético B .....64
- 5.3 Cálculo da indutância própria de uma bobina.....75
- 5.4 Cálculo da indutância mútua entre bobinas.....80
- 5.5 Implementação em software do cálculo de indutâncias.....84
- 5.6 Determinação da indução magnética na superfície da fita supercondutora .....86

## Capítulo 6

### **Modelo matemático dinâmico de simulação do limitador de corrente .....89**

- 6.1 Equacionamento matemático dinâmico do limitador de corrente.....89
- 6.2 Cálculo da impedância equivalente do limitador de corrente em regime senoidal permanente .....93

## Capítulo 7

### **Obtenção da curva característica $I_t \times B$ da fita HTS .....96**

- 7.1 Introdução.....96
- 7.2 Método Utilizado.....97
- 7.3 Projeto e construção do núcleo magnético.....98
- 7.4 Ensaio para a construção da curva .....102

## Capítulo 8

### **Projeto do protótipo limitador de corrente HTS.....110**

- 8.1 Introdução.....110
- 8.2 Projeto dos protótipos.....110
- 8.3 Dados do projeto .....113

## **Capítulo 9**

<b>Construção e ensaio do protótipo limitador de corrente HTS .....</b>	<b>121</b>
9.1 Introdução.....	121
9.2 Construção dos protótipos .....	121
9.3 Ensaio dos protótipos .....	125

## **Capítulo 10**

<b>Conclusões e sugestões para novos trabalhos .....</b>	<b>135</b>
--	------------

<b>Referências Bibliográficas .....</b>	<b>141</b>
---	------------

## **Anexo I**

<b>Fita HTS AMSC: dados de catálogo.....</b>	<b>147</b>
--	------------

## **Anexo II**

<b>Artigos publicados.....</b>	<b>150</b>
--------------------------------	------------

## Trabalhos afins publicados pelo autor

R. C. Freitas, C. A. Baldan, C. Y. Shigue, D. S. Figueira, E. Ruppert Filho. “Test results of a superconducting FCL using bifilar coil of BSCC-2212.” *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, EUA, vol. 16, n°. 2, p. 695-698, June 2006.

R. C. Freitas, E. Ruppert Filho, C. A. Baldan, C. Y. Shigue. “Projeto e aplicação de limitadores de corrente elétrica supercondutores resistivos.” In: *XVIII SNPTEE - Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica*. COPEL. Curitiba - PR, 16 a 21 Outubro de 2005.

R. C. Freitas, E. Ruppert Filho, R. P. Homrich, C. A. Baldan, C. Y. Shigue, D. G. Pinatti. “Limitador de corrente elétrica supercondutor resistivo monofásico.” In: *CBA 2004 - XV Congresso Brasileiro de Automática*. SBA. Gramado – RS, 21 a 24 Setembro de 2004.

R. C. Freitas, C. A. Baldan, C. Y. Shigue, D. G. Pinatti, E. Ruppert Filho, R. P. Homrich. “Single layer cylindrical and helicoidal coil with voids between successive turns electromagnetic field calculation to be used in superconductor current limiter simulation for design purpose.” *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, EUA, vol. 14, n°. 02, p. 796-799, June 2004.

R. C. Freitas, C. A. Baldan, C. Y. Shigue, D. G. Pinatti, E. Ruppert Filho, R. P. Homrich. “Fast single layer cylindrical and helicoidal coil with voids between successive turns electromagnetic field calculatinductor current limiter simulation for design purpose.” *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, EUA, vol. 14, n°. 02, p. 823-826, June 2004.

R. C. Freitas, C. A. Baldan, C. Y. Shigue, D. G. Pinatti, E. Ruppert Filho, R. P. Homrich. “Design and test of HTS coils for resistive fault current limiter.” *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, EUA, vol. 14, n°. 02, p. 863-866, June 2004.

R. C. Freitas, C. A. Baldan, C. Y. Shigue, D. G. Pinatti, E. Ruppert Filho, R. P. Homrich. “Resistive fault current limiter using HTS single-layer coils.” *Physica C - Superconductivity and its applications*. EUA, vol. 408, n°. 410C, p. 937-939, August 2004.

---

# Capítulo 1

## Introdução

### 1.1 A limitação de corrente elétrica

O contínuo crescimento da demanda de energia elétrica nos modernos parques industriais e nos grandes centros urbanos tem levado à necessidade de expansão dos sistemas de energia elétrica causando aumento nos níveis de curto-circuito, atingindo o limite da capacidade dos sistemas de proteção existentes e exigindo sua substituição por outros de maior capacidade. Nessa situação nem sempre a recapacitação dos sistemas de proteção resolve o problema sendo necessário em alguns casos até mesmo aumentar o número de alimentadores de distribuição.

Para postergar os investimentos instalando-os na rede juntamente com os disjuntores ou, para proteger os circuitos existentes quando conectados a geradores distribuídos ou ainda para diminuir amplitudes de afundamentos de tensão ou de quedas de tensão originadas por curto-circuito melhorando a qualidade de energia fornecida pelas concessionárias de energia elétrica, os limitadores de corrente elétrica podem ser instalados em série com os disjuntores atuais permitindo limitar a corrente de curto-circuito, principalmente nos primeiros 50ms a partir de  $\frac{1}{4}$  de ciclo que corresponde ao tempo necessário para sua atuação. No caso de proteção a sua atuação deve durar até a abertura do sistema de proteção que deve ocorrer dentro do intervalo de tempo de aproximadamente 100 ms.

As formas convencionais de limitação da corrente de curto-circuito mais encontradas atualmente são a instalação de reatores indutivos em série nos circuitos, a utilização de transformadores com alta impedância de aterramento de neutro ou ainda a instalação de chaves especiais com alta capacidade de condução de corrente elétrica associadas a mecanismos de rápida abertura e alta capacidade de interrupção.

Contudo estas soluções apresentam limitações tais como grandes dimensões, aumento da queda de tensão e das perdas elétricas na rede, impossibilidade de atuarem mais de uma vez em

---

curto espaço de tempo no caso da ocorrência de curtos-circuitos consecutivos ou a necessidade de substituição de partes após cada atuação.

A solução mais próxima da ideal é a de um dispositivo que apresente baixa impedância durante o funcionamento normal do sistema de energia elétrica e alta impedância em situações de curto-circuito, tenha atuação muito rápida, da ordem de  $\frac{1}{4}$  de ciclo, que se auto recupere rapidamente e possibilite diversas atuações consecutivas. Espera-se obter todas estas características com a utilização dos materiais supercondutores na construção de dispositivos limitadores de corrente elétrica onde se utiliza sua propriedade extremamente rápida de transição do estado supercondutor para o estado condutor normal quando ocorre um curto-circuito, introduzindo, principalmente, uma resistência elétrica no circuito e limitando a corrente.

Os materiais supercondutores mais utilizados atualmente são fabricados a partir de compostos cerâmicos e são chamados materiais supercondutores de alta temperatura crítica, também denominados materiais supercondutores HTS (high temperature superconductor) utilizando como fluido criogênico, principalmente, o nitrogênio líquido para mantê-los à temperatura de operação de 77 K e são mais comumente encontrados na forma de tubos ou de fitas. Estes materiais representam uma grande evolução com relação aos chamados supercondutores de baixa temperatura crítica (LTS), fabricados a partir de ligas metálicas, cuja temperatura de operação é de 4,2 K, utilizando o hélio líquido como fluido criogênico.

A principal vantagem na utilização dos materiais supercondutores de alta temperatura crítica com relação aos de baixa temperatura está na maior simplicidade de manuseio do nitrogênio no estado líquido com relação ao hélio líquido e no baixo custo de manutenção das instalações criostáticas para manter a temperatura de 77 K. Tal fato tem motivado cada vez mais o avanço nas pesquisas destes materiais e no desenvolvimento de novos dispositivos que os utilizem como, por exemplo, os limitadores de corrente elétrica supercondutores.

## **1.2 Histórico deste trabalho**

A partir dos estudos realizados durante a elaboração de tese de doutorado defendida em 2001 junto ao Departamento de Sistemas e Controle de Energia da Faculdade de Engenharia Elétrica da Unicamp (DSCE/FEEC/Unicamp) com a participação da Escola de Engenharia de Lorena da USP (EEL/USP) foi desenvolvido um trabalho de modelagem matemática dinâmica, projeto, construção e ensaio de dois protótipos limitadores de corrente supercondutores resistivos

---

e monofásicos utilizando fio supercondutor metálico de baixa temperatura criogênica, trabalho ainda inédito no Brasil até este momento [1].

Os resultados dos ensaios realizados com os protótipos mostraram a validade do estudo elaborado e a viabilidade de se utilizar tais dispositivos para limitação de corrente de curto-circuito em sistemas de energia elétrica, produzindo características operacionais de limitação de corrente muito próximas das ideais.

Contudo a principal dificuldade ainda estava no alto custo e complexidade das instalações criostáticas para manter o resfriamento dos limitadores de corrente construídos que, no caso dos fios metálicos supercondutores eram de temperatura de 4,2 K utilizando o hélio líquido como fluido criogênico. Deve-se ressaltar que o hélio líquido é extremamente volátil, caríssimo e com as reservas naturais sendo exauridas, o que inviabiliza o uso de limitadores de corrente supercondutores usando materiais supercondutores de baixa temperatura crítica.

A partir de todo conhecimento adquirido durante o projeto acima mencionado e impulsionado por projetos de pesquisa e desenvolvimento realizados, no âmbito dos projetos de P&D da ANEEL, pelo DSCE/FEEC/UNICAMP, pela EEL/USP e pela Companhia Paulista de Força e Luz (CPFL/Paulista e CPFL/Piratininga) iniciados em 2002, este tema foi impulsionado e as pesquisas continuam até o momento através do desenvolvimento de caracterização de materiais supercondutores de alta temperatura criogênica que usam o Nitrogênio líquido como fluido criogênico à temperatura de 77 K, avaliação de resistência mecânica dos mesmos e desenvolvimento de técnicas de manuseio, projeto, construção e ensaios de limitadores de corrente elétrica supercondutores, agora de alta temperatura crítica, utilizando fitas cerâmicas de primeira geração, de segunda geração e também de materiais supercondutores sólidos em forma de tubos (“Bulks”) existentes no mercado ou em desenvolvimento em laboratórios estrangeiros [2]-[8]. Essas pesquisas envolvem comportamento de materiais supercondutores quando percorridos por correntes alternadas que é ainda, no mundo todo, um assunto em estudo e com poucos resultados que se caracterizem como definitivos. Tratam-se das primeiras e únicas pesquisas realizadas com esse escopo no Brasil até o momento.

---

### 1.3 Conteúdo da dissertação

O capítulo 2 apresenta uma introdução sobre os materiais supercondutores existentes e suas diversas características elétricas e propriedades. Neste capítulo também são mostrados os fenômenos que envolvem a supercondutividade, a interação dos principais parâmetros que regem o estado supercondutor de um material: a corrente elétrica, a temperatura do material e a densidade de fluxo magnético a que o material é submetido, a caracterização elétrica e a influência das perdas elétricas em corrente alternada, sendo que os conceitos destas duas últimas serão exaustivamente abordados em todo trabalho.

O capítulo 3 discute a aplicação de limitadores de corrente elétrica em sistemas de energia elétrica e os benefícios que trazem à operação dos mesmos. Apresenta-se uma coletânea de referências que mostra o estado da arte das diversas formas de limitação de corrente elétrica alternada utilizando limitadores de corrente elétrica convencionais e limitadores de corrente elétrica supercondutores e, dentro destes últimos, as diversas configurações propostas em pesquisas desenvolvidas no mundo. O capítulo 4 mostra, através de simulação dinâmica utilizando modelagem desenvolvida nas pesquisas realizadas até o momento, um exemplo prático de aplicação dos limitadores de corrente supercondutores num estudo específico de aplicação em sistemas de energia elétrica visando a manutenção da estabilidade de geradores elétricos após a ocorrência de um curto-circuito em uma linha do sistema de energia elétrica.

No capítulo 5 apresenta-se uma das partes mais importantes desenvolvidas nesta dissertação que é o cálculo e projeto eletromagnético das bobinas que irão compor o limitador de corrente supercondutor. Foi desenvolvido e demonstrado um método simplificado para o cálculo da indutância das bobinas e da indução magnética na superfície da fita supercondutora a partir da lei de Biot-Savart, que é uma grandeza determinante do instante de transição do material supercondutor do estado supercondutor para o estado condutor normal, ponto alto desse dispositivo. Neste método as espiras helicoidais das bobinas foram modeladas matematicamente como espiras planas espaçadas uniformemente e cada uma delas percorrida pela mesma corrente da bobina helicoidal. O resultado desta simplificação na implementação em software dos cálculos eletromagnéticos foi a redução significativa no tempo de processamento mantendo precisão

---

suficiente para o projeto. Os resultados aqui obtidos foram divulgados em congressos nacionais e internacionais e em revistas especializadas ao longo do período de realização deste trabalho.

No capítulo 6 apresenta-se a modelagem matemática dinâmica do limitador de corrente elétrica supercondutor de alta temperatura crítica quando ligado em série com um sistema de energia elétrica. Com os valores de indutância das bobinas e da indução magnética na superfície da fita supercondutora, calculados no capítulo 5, o simulador compara instantaneamente as condições de corrente e de densidade de fluxo magnético nas bobinas com a curva característica de transição do material do estado supercondutor para o estado de condução normal e permite verificar as condições de atuação do limitador de corrente antes de sua construção.

O capítulo 7 apresenta outra importante contribuição deste trabalho que é a detalhada metodologia para se obter a caracterização, em corrente alternada, da fita supercondutora utilizada para confecção das bobinas que compõem o limitador de corrente. Foi executado um dedicado trabalho de laboratório que permitiu construir a curva característica da fita supercondutora utilizada quando submetida a densidade de fluxo magnético e transportando corrente alternada senoidal, tal característica geralmente não é fornecida pelo fabricante da fita supercondutora e constitui informação fundamental para o projeto de um limitador de corrente elétrica.

O capítulo 8 apresenta uma técnica de projetar o limitador de corrente elétrica supercondutor a partir dos parâmetros do sistema de energia elétrica que se deseja proteger. Nele mostram-se as dimensões que teria um limitador de corrente construído a partir de fita supercondutora de alta temperatura crítica em comparação com um limitador de corrente construído com fio supercondutor de baixa temperatura crítica. Com base na comparação entre os limitadores de corrente supercondutores construídos com estes dois materiais diferentes, é mostrado o que se espera com o desenvolvimento da segunda geração dos materiais supercondutores de alta temperatura crítica aplicados na construção de limitadores de corrente supercondutores que será uma realidade dentro de alguns anos.

No capítulo 9 são descritas as etapas e detalhes de construção dos protótipos, montagem no laboratório e resultados dos ensaios realizados. Finalmente, no capítulo 10, são apresentados os comentários finais, conclusões e sugestões para continuidade dos estudos em novos trabalhos.

---

## **1.4 Resultados apresentados nesta dissertação**

Com este trabalho foi estudada uma metodologia de projeto e construção de limitadores de corrente elétrica resistivos com material supercondutor de alta temperatura crítica a partir de pesquisas anteriores baseadas em limitadores de corrente com material supercondutor de baixa temperatura crítica. O desenvolvimento do método simplificado de cálculo eletromagnético para projeto das bobinas do limitador de corrente mostrou ganho significativo em tempo de processamento computacional mantendo precisão adequada para a finalidade deste trabalho. A caracterização da fita supercondutora em corrente alternada sob influência de campo magnético externo, possibilitando o projeto mais preciso de limitadores de corrente elétrica que venham a operar sob estas condições foi realizada apresentando resultado adequado. Outros trabalhos continuam em desenvolvimento neste assunto tanto pela equipe que trabalha neste projeto como em outras equipes no exterior buscando cada vez mais caracterizar com maior precisão os materiais supercondutores que são desenvolvidos e este é um ponto muito importante desta pesquisa.

Por fim todo o trabalho realizado mostrou a viabilidade do projeto e construção de limitadores de corrente elétrica resistivos supercondutores utilizando materiais de alta temperatura criogênica, deixando o conhecimento adquirido disponível para construção limitadores de corrente mais eficientes a partir da esperada evolução dos materiais supercondutores de alta temperatura crítica.

---

## Capítulo 2

# Os Materiais Supercondutores

### 2.1 Introdução

Desde a descoberta da supercondutividade em 1911, os materiais supercondutores têm sido exaustivamente estudados em busca de um maior entendimento sobre o fenômeno em si tendo em vista a necessidade do aprimoramento cada vez maior das suas características supercondutoras, elétricas, mecânicas e térmicas.

Um ponto crítico quanto à utilização dos materiais supercondutores é o resfriamento necessário para que atinjam e mantenham o estado supercondutor. Equipamentos isolados a vácuo, como tanques e criostatos são necessárias para manter o fluido refrigerante a baixíssimas temperaturas nos quais são imersos os dispositivos supercondutores. Com isso o desenvolvimento de materiais supercondutores com maior temperatura crítica ( $T_c$ ), que caracteriza a transição do estado supercondutor para o estado normal de condução, tem sido um dos principais objetivos a serem alcançados pelas pesquisas em materiais supercondutores.

A seguir serão abordados os principais aspectos da teoria sobre materiais supercondutores e serão apresentados alguns dos materiais supercondutores mais comuns produzidos em escala comercial, para os quais surgem a cada dia novas aplicações inclusive na área de sistemas de energia elétrica.

### 2.2 Materiais Supercondutores do tipo I

Os primeiros materiais supercondutores descobertos por Heike Kamerlingh Onnes em 1911 eram constituídos basicamente por metais puros e são conhecidos como materiais supercondutores do tipo I, pertencendo todos ao grupo dos materiais supercondutores do tipo LTS (“low temperature superconductors”). Sabe-se hoje que aproximadamente, metade dos

elementos metálicos apresentam supercondutividade, geralmente aqueles que apresentam alta resistividade elétrica na temperatura ambiente.

Para que estes materiais atinjam o estado supercondutor eles devem ser resfriados a temperaturas extremamente baixas, da ordem de 4 K, através do uso de hélio líquido como fluido refrigerante (criogênico), como já foi mencionado anteriormente.

A manutenção ou não do estado supercondutor de um determinado material depende basicamente dos valores de três grandezas às quais ele está submetido: a densidade de corrente elétrica que o percorre, a densidade de fluxo magnético em sua superfície e a temperatura de operação. Se qualquer uma dessas grandezas atingir seu valor crítico para um determinado material, o estado supercondutor desaparece e o material sofre uma transição para o estado normal de condução. Essa transição é também muitas vezes denominada “quench” [9] na literatura em inglês. A superfície genérica da Fig. 2.1 mostra a região limite da propriedade supercondutora do material.

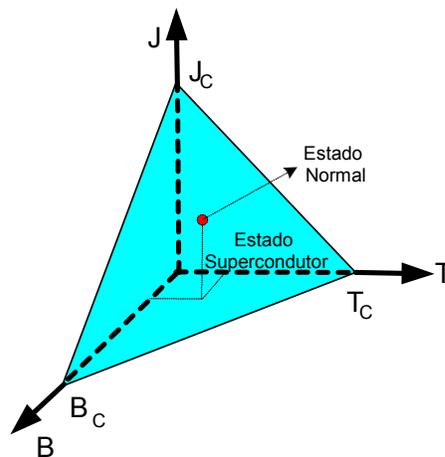


Fig. 2.1 – Superfície genérica apresentando as regiões supercondutora e condutora normal, bem como a fronteira crítica de supercondutividade.

### Efeito Meissner

Os materiais supercondutores do tipo I, além de apresentarem resistência elétrica praticamente nula sob corrente contínua, possuem também uma propriedade muito importante para caracterizar o estado supercondutor, é o chamado Efeito Meissner.

Esses materiais, quando no estado supercondutor, apresentam diamagnetismo perfeito e, portanto, são capazes de expulsar as linhas de fluxo do campo magnético a que são submetidos de

seu interior, até o valor de  $B_c$ , quando então o fluxo magnético provoca a transição para o estado normal (“quench”) no material.

A propriedade de diamagnetismo observada no efeito Meissner faz com que quando o supercondutor se encontra sob determinada densidade de fluxo magnético ele desenvolva uma corrente em sua superfície a qual gera outro fluxo magnético que cancela exatamente o externo, criando o diamagnetismo, como mostra a Fig. 2.2.

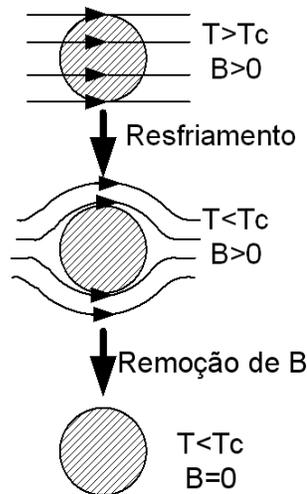


Fig. 2.2 – Metal supercondutor; fluxo magnético expulso resultando em  $B=0$  em seu interior [12].

Portanto, um supercondutor do tipo I pode ser assim caracterizado por apresentar perfeita condutividade sob corrente contínua e perfeito diamagnetismo sob leve densidade de fluxo magnético [10].

É devido ao estado Meissner que um ímã torna-se capaz de levitar sobre um supercondutor, onde ocorre um “espelho magnético” devido ao diamagnetismo como mostrado na Fig. 2.3.



Fig. 2.3 – Efeito Meissner: Levitação de ímã permanente sobre um material supercondutor - expulsão de linhas de campo magnético. Fonte: [www.superconductor.org](http://www.superconductor.org)

---

## Resistência em Corrente Alternada

Até o momento tudo o que foi dito sobre supercondutividade e sobre materiais supercondutores pressupunha a passagem de corrente contínua pelo material em consideração.

A resistência elétrica zero apresentada pelos metais supercondutores significa que estes não apresentam queda de tensão ao longo de seu comprimento quando ele é atravessado por uma corrente contínua de valor constante  $I < I_c$  e conseqüentemente não apresentam dissipação de energia.

O aparecimento de resistência elétrica nos supercondutores do tipo I quando percorridos por corrente alternada pode ser explicada da seguinte maneira, abaixo da temperatura crítica os elétrons no metal podem ser divididos em duas categorias: os “superelétrons” que formam os chamados pares de Cooper e transportam eletricidade sem experimentar resistência elétrica imposta pelo material supercondutor e os demais que se comportam como elétrons “normais”, os quais são espalhados por defeitos e pela vibração térmica da rede cristalina do metal experimentando resistência elétrica à sua passagem [10].

## 2.3 Materiais Supercondutores do Tipo II

Uma contribuição significativa para a teoria da supercondutividade foi feita por Alexei Abrikosov em 1957 [11] quando foi publicado um artigo no qual descreveu alguns fenômenos novos relacionados à teoria de Ginzburg-Landau [11], bem diferentes dos fenômenos já descritos para os materiais supercondutores do tipo I.

Foi demonstrada teoricamente a existência de materiais que exibiam um aumento gradativo da penetração de fluxo magnético em seu interior, iniciando no campo crítico inferior  $H_{c1}$  e com o aumento da intensidade de campo alcançando um segundo campo crítico denominado campo crítico superior  $H_{c2}$  ao invés de apresentar um desaparecimento abrupto do estado supercondutor numa intensidade de campo crítico  $H_c$ . Essa característica permite que o material no estado supercondutor possa transportar maior densidade de corrente sob elevados campos magnéticos, o que impulsionou o surgimento de aplicações práticas para a supercondutividade.

Posteriormente foi descoberto que o comportamento diverso desses materiais não se devia simplesmente a impurezas na sua composição química, mas sim porque eles possuíam

---

propriedades completamente novas. Por isso foram denominados materiais supercondutores do tipo II.

Enquanto a classe de supercondutores do tipo I é composta exclusivamente por elementos metálicos puros, os supercondutores do tipo II são constituídos por ligas metálicas, alguns metais puros como o Nióbio (Nb) e o Vanádio(V) e também de diferentes compostos cerâmicos como serão apresentados adiante.

Todos os metais, exceto os mencionados acima, e as ligas metálicas possuem  $T_c$  abaixo de 30 K e são chamados supercondutores de baixa temperatura crítica (LTS) enquanto que os supercondutores cerâmicos que possuem  $T_c$  acima de 30 K são chamados supercondutores alta temperatura crítica (HTS).

### **Magnetização de supercondutores do tipo II**

As curvas da Fig. 2.4a mostram que em um supercondutor ideal do tipo II, as grandezas magnéticas  $\mathbf{B}$ ,  $\mathbf{H}$  e  $\mathbf{M}$ , respectivamente, densidade de fluxo, campo magnético e magnetização estão relacionadas umas às outras e a curva de magnetização é reversível. O estado de diamagnetismo perfeito, no qual  $\mathbf{B} = \mu_0(\mathbf{M}+\mathbf{H}) = 0$ , existe somente para valores de campo magnético abaixo de  $H_{c1}$ ; após o qual o fluxo começa penetrar de forma quantizada no material e acima de  $H_{c2}$  não existe mais nenhuma magnetização no material e este retorna para o estado normal. No traçado da curva de magnetização, conforme o campo magnético for reduzido, a curva de magnetização deve retornar pelo mesmo caminho traçado durante o aumento do campo magnético.

Contudo, nenhum material real exhibe este tipo de comportamento de retorno da curva de magnetização idealizada, pois imperfeições estruturais ou impurezas de substâncias químicas agem como barreiras para o fluxo dentro dos cristais, sendo este fenômeno conhecido como aprisionamento de fluxo (*flux pinning*). De fato, este é o principal objetivo para a engenharia de materiais, o de introduzir a maior quantidade possível de pontos de aprisionamento de fluxo visando aumentar a capacidade de condução de corrente elétrica sob intensa indução magnética.

Um supercondutor do tipo II real apresenta uma curva de magnetização um pouco mais complexa como é mostrada na Fig. 2.4b, no ponto onde o valor de  $\mathbf{H}$  passa pelo ponto  $H_{c1}$  não se observa variação brusca da curva, somente uma mudança em sua tendência indica que o estado de diamagnetismo perfeito já não existe mais e o fluxo magnético começa a penetrar no material.

O aumento de  $\mathbf{H}$  leva a uma penetração cada vez maior de fluxo magnético e uma parte dele fica retida no interior do material até que se atinja  $H_{c2}$  quando então o estado de penetração total do fluxo é alcançado e o supercondutor transita para o estado normal de condução.

Após alcançar  $H_{c2}$ ,  $H$  começa a diminuir novamente e a curva  $\mathbf{H-M}$  retorna pelo mesmo traçado até o ponto  $H_{irr}$ , campo de irreversibilidade, quando o *flux pinning* se torna mais forte fazendo com que  $\mathbf{B}$  decaia mais lentamente que  $\mathbf{H}$ , e  $\mathbf{M}$  divirja da curva de ida. Sendo que  $\mathbf{H}$  é reduzido continuamente e o valor de  $\mathbf{B}$  permanece alto, e uma vez que  $\mathbf{B}=\mu_0(\mathbf{H}+\mathbf{M})$ ,  $\mathbf{M}$  assume um valor positivo e ao término do ciclo inverso, quando  $\mathbf{H} = 0$ , o valor de  $\mathbf{B}$  permanece não nulo devido ao fluxo magnético aprisionado no interior do supercondutor [12].

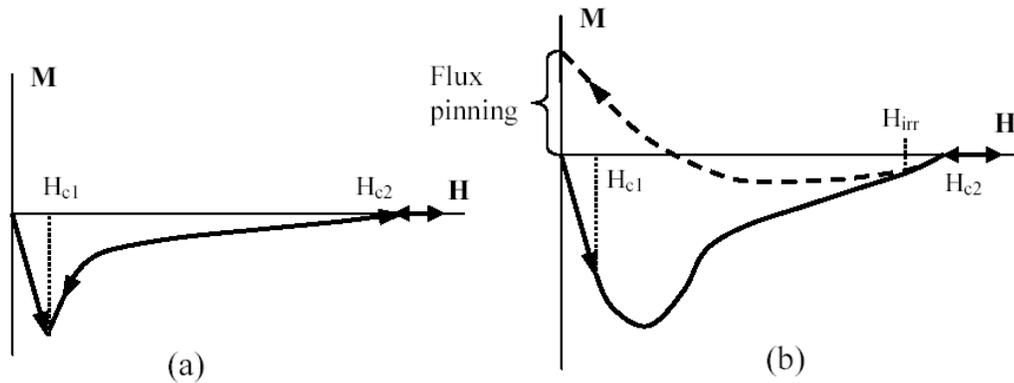


Fig. 2.4 – (a) Magnetização de um supercondutor do tipo II ideal.  
(b) Magnetização de um supercondutor do tipo II real [12].

### O Estado Misto de Supercondutividade

Além dos estados supercondutor e normal, os supercondutores do tipo II apresentam outro estado chamado estado misto de supercondutividade, o qual permite a existência de regiões normais dentro do material supercondutor. Nesse estado, já não se observa mais o efeito Meissner e o fluxo magnético é capaz de penetrar parcialmente no material sem que este perca suas propriedades supercondutoras.

A existência do estado misto de supercondutividade pode ser explicada pelo fato de que o material tende sempre a assumir o estado de menor energia livre, e isso ocorre da seguinte forma; quando o material é submetido a um campo magnético a energia total no volume aumenta e o

---

leva a um estado não favorável de energia; contudo o surgimento de regiões normais faz com que exista na superfície entre estas e a região supercondutora uma área de energia negativa, portanto o aparecimento de regiões normais reduz a energia livre no material na proporção do aumento da energia no volume [9].

A configuração na qual a relação entre o volume e a superfície do material no estado normal é máxima ocorre quando essas regiões possuem um formato cilíndrico, paralelo ao campo magnético externo e atravessando o supercondutor, como mostra a Fig. 2.5. Esses núcleos cilíndricos normais se organizam em um padrão regular chamado de rede de vórtices (*vortex lattice*). No interior de cada núcleo normal, o fluxo magnético possui a mesma direção daquele que é aplicado ao material e se encontra blindado das regiões supercondutoras vizinhas por um vórtice de corrente induzida. As supercorrentes em conjunto com a corrente da superfície, circulando no perímetro do material, mantêm o estado de diamagnetismo parcial enquanto que no interior dos cilindros não existe supercondutividade.

O estado misto é uma característica intrínseca dos supercondutores do tipo II e existe somente para campos magnéticos aplicados tais que  $H_{c1} < H_a < H_{c2}$ . Abrikosow previu que o fluxo magnético penetraria em um padrão regular de linhas de fluxo magnético circundados pelos vórtices de corrente e chamados *fluxons*, cada um possuindo o *quantum* de fluxo  $\Phi_0 = h/2e = 2,6678 \cdot 10^{-15}$  Wb ( $h$  = constante de Planck;  $e$  = carga do elétron).

Alguns anos após a descoberta de Abrikosov, a magnetização dos supercondutores do tipo II foi descrita experimentalmente por Bean [13]. Ele apresentou um modelo macroscópico para a distribuição do fluxo magnético e para a corrente elétrica e mostrou que a penetração do fluxo nesses materiais não é uniforme, existindo um gradiente de densidade de fluxo e uma região livre de fluxo no centro do material. O modelo de Bean foi chamado de *modelo de estado crítico*. Este modelo é amplamente usado na modelagem de supercondutores do tipo II.

### ***Flux Pinning, Flux Creep e Flux Flow***

Em um metal puro, as linhas de fluxo magnético podem se mover facilmente e ajustar sua densidade de acordo com o campo aplicado. Porém, devido a impurezas e não homogeneidades nos supercondutores do tipo II, os vórtices são fixados em arranjos hexagonais, Fig. 2.5a, e uma barreira de energia é criada entre eles que deve ser superada para que possam se mover.

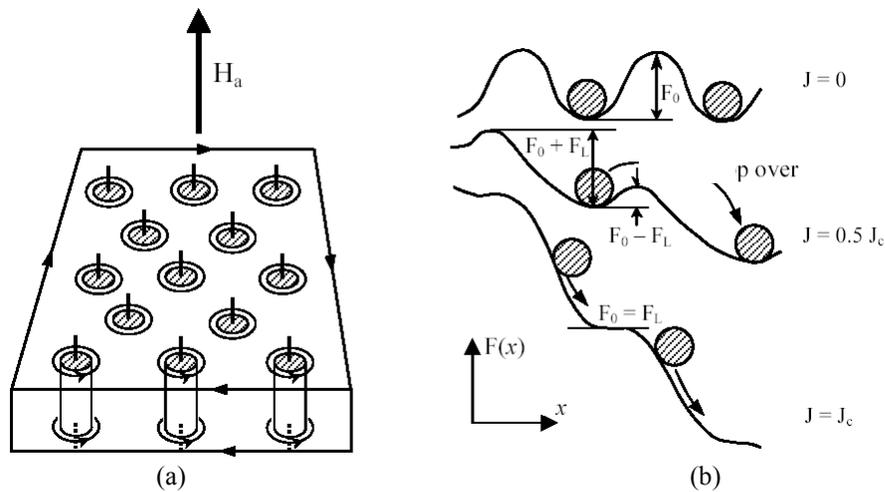


Fig. 2.5 –(a) O estado misto do supercondutor, com os núcleos normais circundados por vórtices de supercorrentes, a corrente na superfície mantém o diamagnetismo do material.  
 (b) Mecanismo de *Flux Flow* e os poços de pinning [12].

O *Flux Pinning* pode ser imaginado como se os vórtices estivessem em poços de centros de aprisionamento com profundidade  $F_0$  (força de pinning) e situados a uma distância tal que eles precisam saltar para se mover de um poço a outro, como mostra a Fig. 2.5b.

Quando uma corrente elétrica com densidade  $J$  é transportada por um supercondutor do tipo II, ela passa pelas linhas de fluxo e uma força de Lorentz  $\mathbf{F}_L = \mathbf{J} \times \Phi_0$  atua sobre cada vórtice. Os vórtices permanecem em sua posição enquanto sua força de aprisionamento for maior do que a força de Lorentz  $F_L$ .

A um determinado valor crítico  $J_c$ , a força de Lorentz se torna maior do que a força de aprisionamento e os vórtices começam a se mover, como mostrado na Fig. 2.5b; este movimento é chamado de *Flux Flow*. A grandeza  $J_c$  representa a densidade de corrente elétrica crítica e indica o valor máximo de corrente que o material supercondutor pode transportar, acima do qual ele transita para o estado normal de condução.

Nos materiais HTS, a movimentação dos vórtices pode ser ativada por flutuação térmica do lattice de vórtices; este movimento é mais lento e esporádico e é chamado de *Flux Creep* [12].

---

### Intensidades críticas de campo magnético - inferior e superior

Como mencionado anteriormente, sob determinadas situações, é mais favorável energeticamente a um supercondutor do tipo II sair do estado de supercondutividade total (estado Meissner) para o estado misto visando minimizar a energia livre no material. Contudo, uma intensidade mínima de campo magnético é necessária para fazer com que o material supercondutor atinja o estado misto e este valor de campo é chamado de intensidade crítica inferior de campo magnético,  $H_{c1}$ .

Uma vez no estado misto e com a intensidade de campo magnético externo aplicada ao material  $H_a$  aumentando gradativamente, mais e mais vórtices são formados no material já que cada um deles contém uma quantidade limitada de linhas de fluxo magnético. Com isso, os vórtices aproximam-se cada vez mais uns dos outros até que a um valor suficientemente alto de  $H_a$ , os vórtices se fundem e a densidade média de fluxo magnético no material devida aos *fluxons* e à corrente superficial de diamagnetismo se aproxima da densidade de fluxo  $\mu_0 H_a$  do campo magnético aplicado. O ponto onde a densidade de fluxo magnético interna do material iguala-se a  $\mu_0 H_a$  e provoca sua transição para o estado normal de condução é chamado de intensidade crítica superior de campo magnético,  $H_{c2}$ .

Para todos os tipos de materiais supercondutores, sejam eles do tipo I ou do tipo II, pode ser definido um valor crítico de intensidade de campo magnético  $H_c$  que, na total ausência de um campo magnético externo aplicado ao material, representa a diferença de energia entre o estado supercondutor total e o estado condutor normal [9].

Somente nos supercondutores do tipo I o material se torna condutor normal quando submetido a uma intensidade de campo magnético igual a  $H_c$ .

Para os supercondutores do tipo II, Abrikosov definiu a relação entre  $H_{c1}$ ,  $H_{c2}$  e  $H_c$ , como mostrado em (2.1):

$$\begin{aligned} H_{c1} &\cong H_c / \kappa \\ H_{c2} &\cong \sqrt{2\kappa} H_c \end{aligned} \tag{2.1}$$

Em (1),  $\kappa$  representa a constante de Ginzburg-Landau do material e é igual a  $\lambda/\xi$ , onde  $\lambda$  é a profundidade de penetração do fluxo magnético no material e  $\xi$  é o comprimento de coerência, que corresponde à distância entre os superelétrons [12].

O valor de  $\kappa$  para os supercondutores do tipo II pode ser obtida experimentalmente a partir da curva de magnetização; nos materiais LTS seu valor situa-se entre 4 e 34 de onde se conclui que o valor de  $H_{c2}$  é muito maior do que  $H_{c1}$ . Por exemplo, para o material  $Nb_3Sn$ ,  $\kappa = 34$  o que segundo (1) leva a  $H_{c2} \sim 1600 H_{c1}$ .

O diagrama de fases de penetração do campo magnético em supercondutores do tipo I em comparação com o tipo II é mostrado na Fig. 2.6. Uma vez que o valor de  $H_{c1}$  é muito baixo, a aproximação  $B \approx \mu_0 H$  é comumente usada para fins de modelagem dos supercondutores do tipo II.

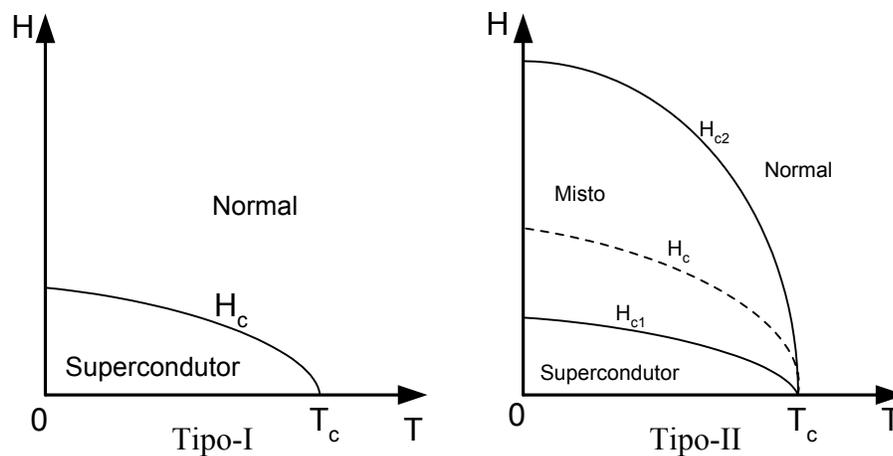


Fig. 2.6 – Diagrama de fases dos supercondutores tipo I e tipo II

Conclui-se então que, para os materiais supercondutores do tipo I existem somente dois estados, o supercondutor e o normal. Para os materiais supercondutores do tipo II, três estados são possíveis: o supercondutor, o misto e o normal. A grande vantagem dos supercondutores do tipo II é a maior intensidade de campo magnético que podem suportar, conduzindo elevadas correntes, sem perder suas propriedades supercondutoras em comparação com os materiais do tipo I.

### Corrente crítica nos materiais HTS

Quando um supercondutor do tipo II se encontra no estado misto, a supercondutividade não é perfeita sendo portanto perceptível por instrumentação adequada uma pequena queda de tensão por unidade de comprimento ao longo do supercondutor. Para um dado critério de queda de

tensão por centímetro  $E_c$ , existe também uma densidade de fluxo magnético ou uma temperatura para a qual um determinado valor de densidade de corrente  $J$  causa queda de tensão por unidade de comprimento da amostra supercondutora. O valor de  $1 \mu\text{V}/\text{cm}$  é a taxa de queda de tensão mais comumente usada.

Um exemplo de característica de tensão-corrente ( $V \times I$ ) medida em duas fitas HTS a partir do transporte de uma corrente contínua e com o critério de tensão de  $1 \mu\text{V}/\text{cm}$ , é mostrado na Fig. 2.7.

Para a caracterização de materiais LTS e HTS, o ajuste exponencial das curvas experimentais  $V \times I$  se mostra como o mais adequado devido a sua simplicidade e excelente ajuste com os dados experimentais. Neste modelo exponencial o campo elétrico  $E$  é dado por (2.2):

$$E = E_c \left( \frac{I}{I_c} \right)^n \quad (2.2)$$

Sendo  $E_c$  a taxa de queda de tensão ( $1 \mu\text{V}/\text{cm}$ ),  $I_c$  é a corrente crítica correspondente e o valor  $n$  define o grau de inclinação da curva de transição. A Fig. 2.7 mostra os diferentes valores de  $I_c$  e o expoente  $n$  ajustado a partir da equação (2.2) para duas amostras medidas.

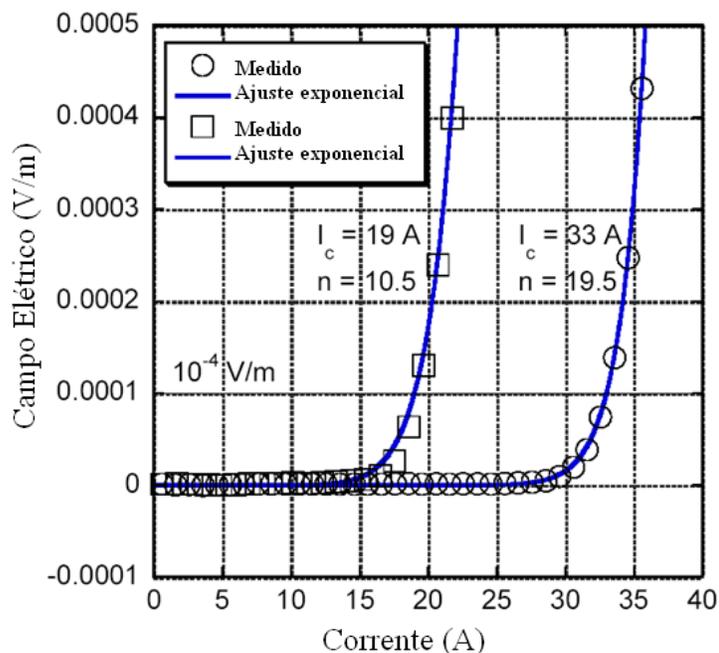


Fig. 2.7 – Curva característica  $V \times I$  para duas amostras de supercondutor HTS a 77 K. [12]

---

A densidade de corrente crítica  $J_c$  é então calculada a partir dos valores de  $I_c$  medidos:

$$J_c = \frac{I_c}{S} \quad (2.3)$$

Sendo  $S$  a seção do núcleo supercondutor em condutores mono ou multifilamentares. Os valores de  $J_c$  e de  $n$  para uma mesma amostra variam sempre que um critério diferente de  $1 \mu\text{V}/\text{cm}$  for adotado [12].

### **Principais materiais HTS em desenvolvimento**

Os materiais supercondutores de alta temperatura crítica, chamados de HTS, são compostos químicos cuja estrutura consiste na repetição de padrões atômicos de diferentes elementos, chamados de célula unitária. Um exemplo de célula unitária do material cerâmico supercondutor  $\text{Bi}_2\text{Sr}_2\text{Ca}_2\text{Cu}_2\text{O}_x$  é mostrado na Fig. 2.8. Trilhões de células unitárias formam um cristal muito pequeno chamado de grão e milhões de grãos são necessários para se obter uma amostra macroscópica do material.

Esses materiais com alta temperatura crítica são compostos cerâmicos muito frágeis, óxidos em sua maioria, e sua resistividade à temperatura ambiente é aproximadamente 100 vezes maior do que a do cobre [12].

O primeiro material HTS descoberto com  $T_c > 77 \text{ K}$  foi o óxido de ítrio, bário e cobre  $\text{YBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_x$  conhecido como YBCO ou Y-123, que junto com os óxidos de bismuto  $\text{Bi}_2\text{Sr}_2\text{CaCu}_2\text{O}_x$  e  $\text{Bi}_2\text{Sr}_2\text{Ca}_2\text{Cu}_3\text{O}_x$ , conhecidos como Bi-2212 e Bi-2223, respectivamente, são atualmente os materiais HTS mais avançados que se conhece, inclusive com aplicações industriais. Esses dois últimos compostos são ainda muito conhecidos pelo nome BSCCO, correspondendo às iniciais associadas aos elementos bismuto, estrôncio, cálcio, cobre e oxigênio.

Na Tabela 2.1 estão resumidos os parâmetros críticos dos materiais YBCO, Bi-2212 e Bi-2223, largamente utilizados em aplicações em dispositivos supercondutores. Para as fitas de YBCO e Bi-2223 a densidade de corrente crítica indicada corresponde ao seu valor efetivo, obtido dividindo-se a corrente pela seção transversal da fita. Os valores de densidade de corrente para Bi-2223 não incluem qualquer matriz metálica.

Tabela 2.1 – Parâmetros críticos dos principais materiais HTS, valores de  $J_c$  obtidos em amostras sob campo magnético próprio [12].

	<i>YBCO</i>	<i>Bi-2212</i>	<i>Bi-2223</i>
$T_c$ (K)	93	87	110
$B_{irr}$ a 4,2 K (T)	> 30	> 30	> 30
$B_{irr}$ a 77 K (T)	> 5	0,005	0,5
$J_c$ a 4,2 K (A/mm <sup>2</sup> )	> 100.000	15.000	30.000
$J_c$ a 77 K (A/mm <sup>2</sup> )	> 10.000	5.000	17.000

### Supercondutores de BSCCO

Os supercondutores BSCCO representavam há 2 anos a base para todas as aplicações em larga escala dos materiais HTS, e são chamados de supercondutores de 1ª geração. Eles possuem uma tecnologia de produção já consolidada que permite a fabricação de fitas disponíveis comercialmente em grandes comprimentos (acima de 10 km).

As aplicações dos supercondutores BSCCO em transporte de corrente elétrica estão concentradas nos dispositivos que operam em corrente contínua, destacando-se os equipamentos médicos como tomógrafos e unidades de ressonância.. Estes materiais são produzidos pelo processo chamado Oxide-Powder-In-Tube (OPIT), cujo esboço é mostrado na Fig. 2.8b.

A corrente elétrica no BSCCO circula pela região periférica dos grãos, e depende fortemente da microestrutura do material, aumentando com o alinhamento preferencial dos grãos supercondutores e com a densidade do material cerâmico. Portanto, por ser um material anisotrópico, sua texturização através do alinhamento dos grãos proporciona um incremento na corrente crítica do material.

No caso das fitas supercondutoras produzidas com matriz metálica de Ag, para se obter textura e alinhamento dos grãos, os quais estão inicialmente orientados de forma aleatória, é feita uma laminação durante o processo de fabricação e com isso os supercondutores apresentam um formato final de fita muito fina, geralmente apresentando largura de 2 a 4 mm e espessura de 0,2 a 0,4 mm.

Os compostos HTS são materiais muito frágeis, para melhorar substancialmente as características mecânicas da fita, a cerâmica supercondutora é colocada no interior de um tubo de prata, que após o processo de fabricação formará a matriz metálica da fita, pelo fato deste metal apresentar boas propriedades mecânicas e de difusão do oxigênio sem sofrer deterioração [12].

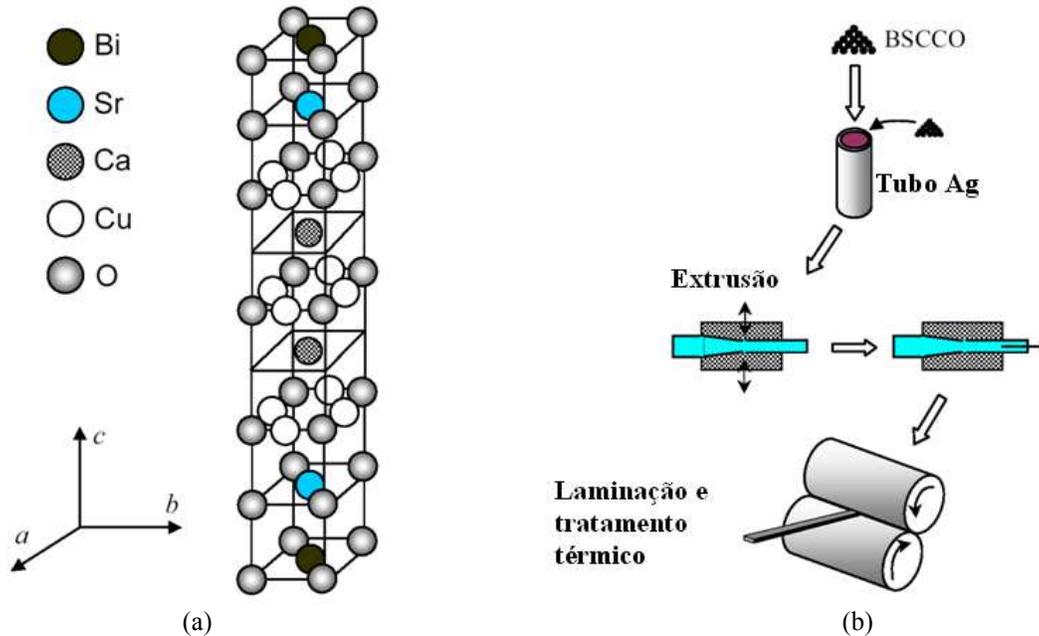


Fig. 2.8 – (a) Célula unitária de BSCCO e seus planos  $a, b$  e  $c$ .  
 (b) Esquema simplificado da técnica de produção de fita supercondutora pelo método OPIT [12].

Os materiais supercondutores baseados no composto de BSCCO são produzidos na forma de fita supercondutora com matriz de Ag ou em outro formato baseado em tubos, barras ou blocos, sem matriz metálica denominado “bulk”. Neste formato, a mistura dos óxidos para produção do supercondutor de BSCCO passa por um processo de fusão e rotomoldagem e apresentando ao final a forma de tubos de material supercondutor como mostra a Fig. 2.9.

Os tubos e barras de Bi-2212 foram testados para aplicação em limitadores de corrente elétrica, porém pela ausência da matriz metálica após a transição observou-se a formação de pontos de aquecimento (“hot-spot”) que degradava localmente as propriedades supercondutoras. Excelentes resultados foram obtidos com tubos de Bi 2212, usinados para formar uma bobina bifilar, protegido com a utilização de shunt em paralelo [34]. O protótipo foi testado para tensão de 15 kV, sendo sua utilização limitada por razões econômicas.



Fig. 2.9 – Bulk supercondutor em forma de tubo. Fonte: catálogo Nexans.

Uma característica muito importante nos materiais BSCCO é a forte influência que um campo magnético aplicado exerce na sua densidade crítica de corrente. Para uma indução magnética aplicada perpendicularmente a face larga da fita ( $B_{//c}$ ),  $J_c$  decresce de forma muito acentuada, enquanto que para a indução magnética aplicada paralelamente à fita ( $B_{//a,b}$ ), a redução de  $J_c$  é mais suave [14]. A Fig. 2.10 mostra essa característica das fitas de Bi-2223 quando percorrida por corrente contínua.

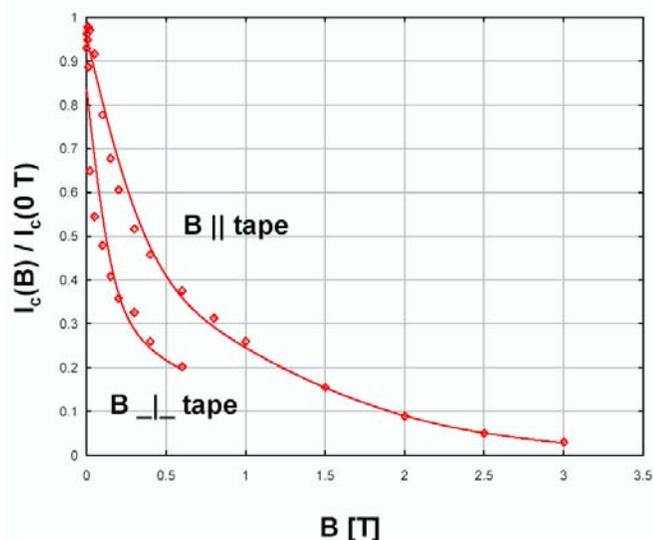


Fig. 2.10 – Curva de dependência da corrente crítica sob indução magnética paralela e perpendicular a 77 K da fita supercondutora EAS. Fonte: Catálogo EAS.

A densidade de corrente crítica apresentada pelo material Bi-2223 sob indução magnética decresce de forma mais acentuada do que no Bi-2212. À temperatura de 4,2 K o Bi-2212 é capaz de conduzir até  $1 \text{ kA/mm}^2$  sob densidade de campo magnético de 26 T, enquanto que a densidade

---

de corrente crítica do Bi-2223 é menor sob as mesmas condições, por este motivo o Bi-2212 é preferível para aplicações a 4,2 K que envolvam induções magnéticas externas mais intensas.

Contudo, quando se trata de aplicações em temperaturas acima de 20 K, o desempenho do Bi-2212 é fortemente degradado pelo aumento do fenômeno de *flux creep* no interior do material e, à temperatura de 77 K, o seu valor de B irreversível é de apenas 5 mT. Por outro lado, a 77 K, o material Bi-2223 possui o ponto de B irreversível em 0,5 T, o que é suficientemente adequado para aplicações em transporte de corrente elétrica. Devido a isso, o material HTS Bi-2223 é até o presente momento o mais largamente usado em fios e cabos para uso à temperatura de 77 K.

### **YBCO**

O YBCO foi descoberto em 1987, mas somente nos últimos anos foi alvo de maior atenção em pesquisas visando desenvolver um método de fabricação que possibilite obter condutores com alta capacidade de transporte de corrente elétrica.

Isso se deve a dois motivos: o primeiro é a possibilidade dos supercondutores produzidos com o YBCO serem muito mais baratos do que os produzidos a partir do BSCCO. Algumas pesquisas apresentam um processo de deposição de filmes finos de YBCO sobre fitas de níquel, que é muito mais barato do que a prata utilizada no BSCCO. Como o níquel também apresenta baixa condutividade elétrica, problemas como correntes parasitas são minimizados [15].

O segundo motivo é que o YBCO apresenta um melhor desempenho sob indução magnética do que o BSCCO como, por exemplo, o seu alto B irreversível a 77 K. O YBCO apresenta maior corrente crítica sob forte densidade de fluxo magnético porque há uma ligação mais forte entre seus pares de cobre-oxigênio do que no BSCCO e também porque possui melhor característica de *flux pinning* [16].

### **MgB<sub>2</sub>**

O Diboreto de Magnésio, também conhecido como MgB<sub>2</sub>, é um material cujas propriedades supercondutoras quando resfriado a 39 K foram recentemente descobertas [17] e têm atraído sobre si uma intensa atividade de pesquisa.

O desenvolvimento do processo de produção do MgB<sub>2</sub> visa obter um supercondutor de alta qualidade uma vez que este composto tem perspectiva de que em curto prazo seja utilizado em aplicações práticas devido à sua estrutura e composição relativamente simples, à sua alta

---

temperatura crítica e pelo fato de ser um material muito mais barato do que os outros compostos supercondutores.

Uma das principais técnicas para se produzir supercondutores a partir do  $\text{MgB}_2$  é a chamada “powder-in-tube” (PIT) similar à utilizada com outros materiais supercondutores. Importantes resultados já foram observados com este material como, por exemplo, a alta densidade de corrente crítica suportada mesmo sob forte indução magnética, da ordem de  $10^5 \text{ A/cm}^2$  a 4,2 K sob indução magnética de 5 T.

## 2.4 Perdas nos materiais HTS sob corrente alternada

Os supercondutores possuem resistência zero e não dissipam nenhuma potência quando utilizados em corrente contínua. Porém, quando são percorridos por corrente alternada ou utilizados sob indução magnética variável no tempo, inevitavelmente perdas magnéticas ou na forma de calor ocorrem.

À temperatura do hélio líquido (4,2 K), para 1 único watt de calor dissipado no fluido, de acordo com o ciclo de Carnot, são necessários ao menos 70 watts para refrigerá-lo novamente [12]. Na prática essa quantia é consideravelmente maior e pode chegar a várias centenas de watts uma vez que os refrigeradores não chegam muito perto da eficiência do ciclo de Carnot. À temperatura do nitrogênio líquido (77 K), a energia necessária para refrigerar o fluido é cerca de 20 vezes menor do que a do hélio líquido e essa é a principal razão para que na maioria das aplicações sejam preferidos os materiais HTS que operam a 77 K ou a temperaturas intermediárias (20-60 K).

### Perdas por histerese

A principal fonte de perdas em corrente alternada nos supercondutores do tipo II quando se encontram no estado supercondutor é a perda por histerese, também conhecida como perda por magnetização. Aplicando-se densidade de fluxo magnético externo, o fluxo começa a penetrar parcialmente no supercondutor e uma corrente é induzida em sua superfície, similar ao *skin-effect* observado nos condutores normais.

Existem, porém, duas diferenças fundamentais nessa analogia. Primeiramente, devido ao estado inicial de condutividade infinita, o supercondutor exibe o *skin effect* mesmo em corrente contínua como descrito no efeito Meissner e segundo, a densidade de corrente elétrica induzida também possui um valor crítico  $J_c$  que é decrescente em função da densidade de fluxo magnético aplicado a uma dada temperatura, diferentemente do *skin effect* em metais onde a densidade de corrente induzida é proporcional à amplitude da indução magnética para uma frequência fixa.

As áreas hachuradas na Fig. 2.11 mostram o perfil de penetração do fluxo magnético no supercondutor (a-b) até o ponto onde ele é totalmente penetrado (c). Se o campo começa a inverter de sentido, o fluxo não retrocede pelo mesmo caminho uma vez que parte dele permanece aprisionado pelas impurezas do material (*pinning*), como consequência disso quando o campo aplicado diminui (d) e o campo elétrico da superfície do supercondutor muda de direção, uma nova região com densidade de corrente reversa se forma na superfície e começa a se propagar para dentro do material, isso demonstra a irreversibilidade do campo magnético e como *flux pinning* contribui para a perda por histerese [12].

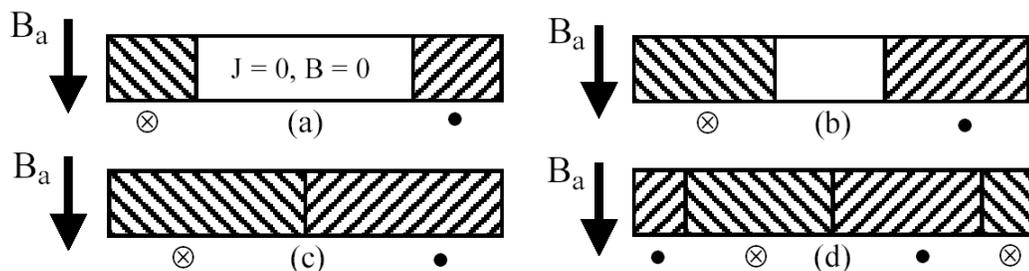


Fig. 2.11 – Zonas de penetração do fluxo magnético externo aplicado  $B_a$  na seção reta de um supercondutor do tipo II, as direções opostas das correntes induzidas são dadas por X e • [12].

Nos supercondutores do tipo II, a existência de histerese causa dissipação de energia e uma tensão é necessária para sustentar a corrente. A área do laço de histerese no plano **M-H** determina a quantidade de energia perdida no supercondutor.

#### Perdas por *flux creep* e *flux flow*

A movimentação das linhas de fluxo magnético no interior do material supercondutor tipo II quando no estado misto dá origem à dissipação de energia, vindo deste fenômeno o termo *resistividade de flux flow*.

---

A origem dessa dissipação de energia é causada pela força de Lorentz aplicada a cada um dos vórtices contendo um *quantum*  $\Phi_0$  quando uma corrente percorre o supercondutor  $\mathbf{F}_L = \mathbf{J} \times \Phi_0$ . Se os vórtices não estiverem bem fixos pela força de *pinning* eles se movimentam na direção perpendicular à da corrente devido à força  $\mathbf{F}_L$ .

O movimento dos vórtices à velocidade  $\mathbf{v}_\phi$  induz no material supercondutor um campo elétrico  $\mathbf{E} = \mathbf{B} \times \mathbf{v}_\phi$ , paralelo à  $\mathbf{J}$  que atua como uma queda de tensão resistiva ao longo do material causando dissipação de potência.

A temperaturas maiores do que a do hélio líquido o aumento da movimentação dos vórtices por ativação térmica, conhecida como *flux creep*, aumenta consideravelmente à temperatura de 77 K e deve ser levado em conta como um importante fator de perdas em conjunto com a resistividade de *flux flow*. O efeito combinado de ambos faz com que os *vórtices* movimentem-se com maior facilidade entre os pontos de *pinning* mostrados na Fig. 2.5.

Os fatores que minimizam essas fontes de perdas são: a anisotropia, as impurezas químicas e as impurezas introduzidas durante a fabricação do supercondutor que originam muitos pontos de *pinning* no material, restringindo assim a movimentação dos vórtices a 77 K. Contudo, os materiais HTS sempre irão apresentar, ainda que muito pequena, uma resistividade quando percorridos por corrente alternada e o estado de perfeita condutividade nunca é alcançado.

#### **Perdas em corrente alternada na matriz metálica: Correntes Parasitas e Perdas por Acoplamento**

Com a finalidade de melhorar as características de resistência mecânica e reduzir as perdas em corrente alternada, alguns materiais HTS são fabricados na forma de filamentos e posteriormente envolvidos em uma matriz metálica, geralmente de prata pura ou ligas de prata.

As perdas por correntes parasitas ocorrem devido à indução de correntes na matriz metálica do supercondutor por uma indução magnética variável aplicada externamente ou pela indução magnética gerada pela corrente alternada percorrendo o próprio supercondutor, essas correntes causam perdas de energia por efeito Joule aumentando a taxa de evaporação do fluido criogênico.

No que diz respeito às perdas por acoplamento, o cálculo das perdas em corrente alternada sob indução magnética externa perpendicular ao supercondutor, baseado no modelo de estado crítico, mostra que estas perdas são proporcionais à relação largura/espessura, chamada relação de aspecto do supercondutor.

Por esta razão as fitas de HTS fabricadas para aplicações em corrente alternada possuem muitos filamentos supercondutores, Fig. 2.12, apresentando assim uma relação de aspecto efetiva menor do que a da fita toda e os filamentos devem ser em quantidade tal formando um arranjo que minimize ao máximo o acoplamento magnético entre eles.

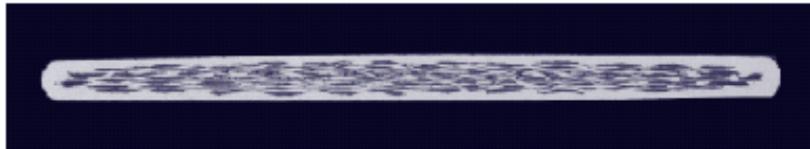


Fig. 2.12 – Corte na seção transversal e ampliação de fita supercondutora HTS BSCCO [12].

O acoplamento entre os filamentos é algo indesejável por dois motivos: em primeiro lugar, as perdas por magnetização nos supercondutores são proporcionais ao perfil da penetração do fluxo magnético no material, como mostra a área triangular sombreada na Fig. 2.13. Essa área é muito menor em filamentos desacoplados do que naqueles acoplados onde a característica multifilamentar da fita é diminuída.

Em segundo lugar, o fluxo das correntes de acoplamento através da matriz metálica resulta em aumento das perdas por efeito Joule, sendo chamado de perda por corrente de acoplamento.

Devido à alta densidade de correntes de acoplamento que ocorre na fita supercondutora quando aplicada ao transporte de corrente alternada, este tipo de perda representa uma contribuição considerável para as perdas nas fitas HTS multifilamentares. A possibilidade existente para a redução nesse tipo de perda é a fabricação de fitas multifilamentares onde se reduz o acoplamento trançando os filamentos supercondutores ou mesmo envolvendo cada um dos filamentos com finas camadas de metais de alta resistividade.

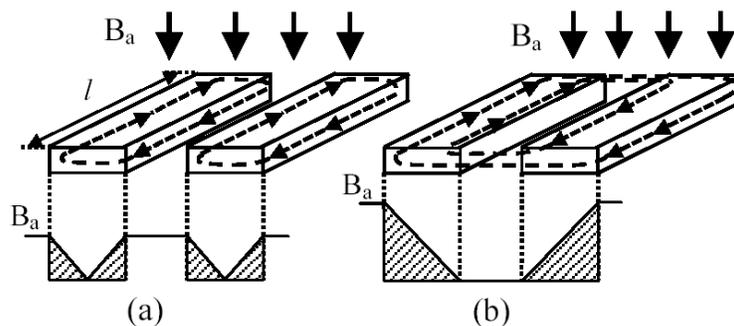


Fig. 2.13 – Filamentos desacoplados (a) e totalmente acoplados (b) [12].

Como pôde ser observado neste capítulo, existe grande volume de conhecimento científico visando a descrição do fenômeno da supercondutividade e das propriedades apresentadas por estes materiais, por isso para o estudo e desenvolvimento dos limitadores de corrente supercondutores resistivos é fundamental o entendimento destes materiais e seu comportamento quando utilizados em aplicações que envolvam transporte de corrente elétrica. Devido à alta densidade de correntes de acoplamento que ocorre na fita supercondutora quando aplicada ao transporte de corrente alternada, este tipo de perda representa uma contribuição considerável para as perdas nas fitas HTS multifilamentares. A possibilidade existente para a redução nesse tipo de perda é a fabricação de fitas multifilamentares onde se reduz o acoplamento trançando os filamentos supercondutores ou mesmo envolvendo cada um dos filamentos com finas camadas de metais de alta resistividade.

Apresentados os principais materiais supercondutores atualmente fabricados com potencial aplicação em limitadores de corrente elétrica supercondutores, é possível elaborar um comparativo qualitativo entre eles a fim de resumir algumas de suas características para subsidiar a decisão de qual material utilizar.

A Tabela 2.2 apresenta uma comparação qualitativa considerando os parâmetros de custo de aquisição em função do atual volume de produção do material, custo de manutenção do fluido criogênico baseado na temperatura de operação necessária, facilidade de manuseio e resistência mecânica do material para construção de dispositivos limitadores de corrente e durabilidade conforme possibilidade de degradação do material em condições normais de uso.

Tabela 2.2 – Comparação qualitativa dos principais materiais HTS para aplicação em limitadores de corrente.

	<b>Bi - 2223</b>	<b>Bi - 2212</b>	<b>YBCO</b>
<b>Custo aquisição</b>	++	++	+++
<b>Custo manutenção do fluido criogênico</b>	++	++	++
<b>Facilidade de manuseio</b>	+++	+	+++
<b>Durabilidade</b>	++	+	+++

Legenda: (+++) Bom; (++) Médio; (+) Fraco.

---

O objetivo da Tabela 2.2 não é o de determinar com exatidão os valores quantitativos dos parâmetros considerados, mas sim mostrar que a opção de se utilizar um ou outro material supercondutor para construção de limitadores de corrente elétrica deve levar em conta que, em alguns casos, optar por uma característica boa pode resultar em ter de trabalhar com outra menos favorável cabendo assim ao projetista escolher o que mais se adapta aos seus recursos e necessidades.

---

## Capítulo 3

# Limitadores de corrente elétrica

### 3.1 Introdução

Devido ao constante aumento da demanda de energia elétrica nos grandes centros consumidores residenciais e industriais, os sistemas de energia elétrica encontram-se em permanente processo de expansão para suprir essa demanda.

O processo de expansão ocorre nas mais diversas formas seja com a instalação de novas linhas, maior interconexão entre as linhas já existentes, instalações de novos geradores, conexão de geração distribuída ao sistema de distribuição, fechamento de linhas de distribuição radiais, recapacitação de subestações.

Todos esses incrementos na capacidade de geração e de fornecimento de energia elétrica também trazem a agravante da elevação dos níveis de corrente de curto-circuito, que podem exceder à capacidade dos dispositivos de proteção que já se encontram instalados e à capacidade dos demais dispositivos ligados a rede de suportar esforços eletromecânicos. A recapacitação de subestações ou a substituição dos disjuntores por outros de maior capacidade pode, nem sempre, ser uma opção economicamente viável. Uma solução proposta para esse problema é a instalação de limitadores de corrente elétrica.

Os limitadores de corrente elétrica são dispositivos que podem ser aplicados nos diversos segmentos dos sistemas de energia elétrica, desde os geradores até as linhas de distribuição de baixa tensão.

Durante o funcionamento normal do sistema de energia elétrica, o limitador de corrente deve apresentar uma impedância muito baixa a fim de não ocasionar maiores perdas nem causar impacto na regulação de tensão e, na ocorrência de uma falta no sistema, ele deve apresentar impedância suficiente para limitar rapidamente a corrente elétrica a níveis suportados pelos

dispositivos de proteção e de seccionamento instalados evitando maiores danos a esses dispositivos de proteção e aos demais componentes instalados ao longo do sistema de energia elétrica como os transformadores, geradores e compensadores, garantindo assim maior confiabilidade e estabilidade ao mesmo bem como menores custos de manutenção.

O comportamento em curto-circuito de um sistema de energia elétrica pode ser caracterizado pelo seu nível de curto-circuito, que corresponde ao inverso da sua impedância de curto-circuito. Com base nessa característica, durante o funcionamento normal do sistema de energia elétrica um alto nível de curto-circuito significa que ele possui baixa queda de tensão para a corrente circulante, baixa estabilidade em transitórios e em regime permanente e baixa imunidade a perturbações [18]. Na ocorrência de um curto-circuito, um baixo nível de curto-circuito é favorável porque reduz os esforços térmicos e eletromecânicos a que são submetidas as instalações e seus dispositivos. Portanto é preciso ajustar o nível de curto-circuito e em última análise a impedância do sistema para se ter a proteção elétrica adequada e minimizar as perdas no sistema, mas garante a qualidade de energia para o consumidor.

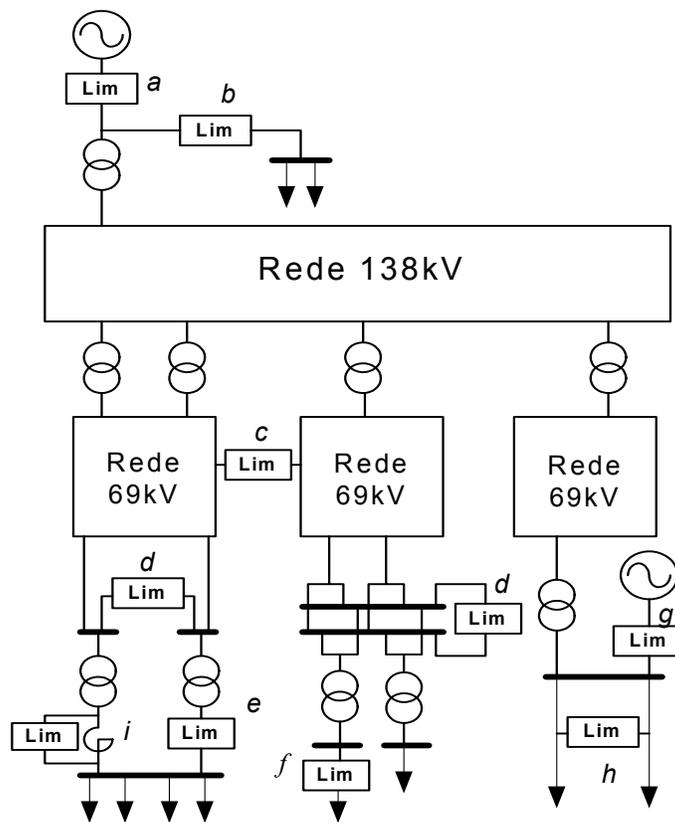


Fig. 3.1 – Localização de Limitadores de Corrente em sistemas de energia elétrica

---

A Fig. 3.1 mostra o exemplo de possíveis locais de colocação dos limitadores de corrente elétrica em sistemas potência com seus respectivos benefícios: *a) Conexões de geradores*: Reduz o nível de curto-circuito da rede durante condições de falta, resultando em menor esforço eletromecânico exigido dos mesmos; *b) Subestações de serviço auxiliar*: As subestações de serviço auxiliar, utilizadas para o fornecimento de energia elétrica aos equipamentos e instalações das usinas, possuem altos níveis de curto-circuito os quais podem ser reduzido drasticamente com a aplicação de limitadores de corrente; *c) Interligação entre redes de energia elétrica*: As interligações entre redes de energia elétrica trazem vantagens significativas no fluxo de potência, na estabilidade de tensão e continuidade do fornecimento, porém contribuem para o aumento dos níveis de curto-circuito. Com a aplicação de limitadores de corrente nos pontos de interligação entre as redes podem-se obter todas essas vantagens mencionadas sem o aumento dos níveis de curto-circuito; *d) Interligação entre barramentos*: A interligação entre barras de mesma tensão em uma subestação através de limitadores de corrente traz as mesmas vantagens descritas no item *c)* sem que haja aumento dos níveis de curto-circuito; *e) Conexão com transformadores*: Um limitador de corrente conectado no lado de maior nível de curto-circuito de um transformador melhora a sua proteção e dos dispositivos anteriores e/ou subsequentes a ele, isso traz inclusive benefícios econômicos uma vez que estes dispositivos poderão ter especificações elétricas menos restritivas; *f) Saída de barramentos*: Outra possibilidade para o item *e)* é a de instalar o limitador de corrente na conexão do barramento com os alimentadores reduzindo com isso os níveis de curto-circuito logo na saída do barramento; *g) Conexão do sistema com geradores locais*: O progressivo aumento do número de acessantes de geração ao sistema de energia elétrica tem contribuído gradativamente para o aumento dos níveis de curto-circuito. Para que a conexão destes geradores ao sistema de energia elétrica não leve à necessidade de substituição dos equipamentos de proteção já existentes, os limitadores de corrente podem ser utilizados diretamente nos pontos de conexão para a redução dos níveis de curto-circuito que estas unidades geradoras trazem ao sistema; *h) Fechamento de anéis em redes de distribuição*: O fechamento de anéis em redes de distribuição é um recurso frequentemente usado em situações de manobra e contingências para manter a continuidade no fornecimento de energia elétrica, porém esse tipo de manobra traz o agravante de aumentar os níveis de curto-circuito da rede como um todo. Com a utilização de limitadores de corrente nos pontos de interligação é possível reduzir os níveis de curto-circuito e os surtos de corrente elétrica transitórios durante o fechamento de anéis

---

aumentando a confiabilidade do sistema e a segurança durante a manobra; *i) By-pass de reatores indutivos*: Os reatores indutivos também são utilizados como limitadores de corrente, porém causando impacto permanente na regulação de tensão do sistema de energia elétrica. Através da conexão em paralelo dos reatores indutivos com os limitadores de corrente supercondutores é possível eliminar o impacto na regulação de tensão sem abrir mão de sua função de proteção durante uma falta, uma vez que durante o funcionamento normal do sistema de energia elétrica o limitador supercondutor se comporta idealmente como uma impedância muito baixa e sob condição de falta como uma impedância muito alta da associação.

Considerando a evolução dos dispositivos limitadores, é possível dividi-los em duas principais categorias: limitadores de corrente elétrica convencionais e limitadores de corrente elétrica supercondutores.

Os limitadores de corrente convencionais podem assim ser denominados pelo fato limitar a corrente pela atuação de componentes passivos como indutores, capacitores e resistores ou mesmo por fusíveis combinados com chaves de alta capacidade de corrente.

Já os limitadores supercondutores são construídos com materiais supercondutores de baixa ou alta temperatura crítica e realizam a limitação de corrente através da propriedade de transição do material do estado supercondutor para o estado normal de condução, denominado “quench”. No momento da ocorrência de um curto-circuito, quando a corrente elétrica aumenta muito ocorre o “quench” do material supercondutor. O material transita em milésimo de segundo do estado supercondutor para o condutor normal introduzindo uma resistência elétrica no circuito.

Para ambos os tipos de supercondutores, diversas topologias elétricas e combinação com outros dispositivos elétricos vêm sendo estudados e desenvolvidos nos centros de pesquisas pelo mundo. A seguir será apresentada uma coletânea do que tem sido desenvolvido e aplicado em sistemas de energia elétrica no que diz respeito a limitadores de corrente elétrica.

## **3.2 Limitadores de Corrente Elétrica Convencionais**

Os limitadores de corrente elétrica convencionais podem ser classificados em duas subcategorias: a dos reatores série e dos limitadores pirotécnicos.

O termo “falta” que será empregado frequentemente nos textos a seguir, corresponde a ocorrência de um curto-circuito em um sistema de energia elétrica [19].

---

### O Reator série como limitador de corrente

A limitação de corrente elétrica através dos reatores série ocorre pelo efeito que causa uma reatância indutiva (reator série) conectada permanentemente com o circuito que se deseja proteger. Na ocorrência de uma falta, essa impedância deve limitar rapidamente a corrente elétrica até que os demais dispositivos de proteção atuem e deve reduzir significativamente os esforços eletromecânicos a que as demais estruturas do sistema de energia elétrica são submetidas durante a falta.

O reator série possui seu enrolamento impregnado com resina epóxi montado em estruturas de alumínio que são geralmente fixadas no solo, utiliza núcleo de ar, evitando o efeito da saturação magnética mantendo a indutância constante. Eles podem ser refrigerados a óleo ou a ar por ventilação forçada ou natural.

Fabricantes garantem a operação de reatores, que podem ser instalados em áreas protegidas ou abertas, com um período de vida útil de até 30 anos [20].



Fig. 3.2 – Reatores limitadores de corrente conectados a um sistema de energia elétrica [20].

Para demonstrar a atuação do reator série, toma-se como exemplo o sistema de energia elétrica monofásico simplificado da Fig. 3.3.

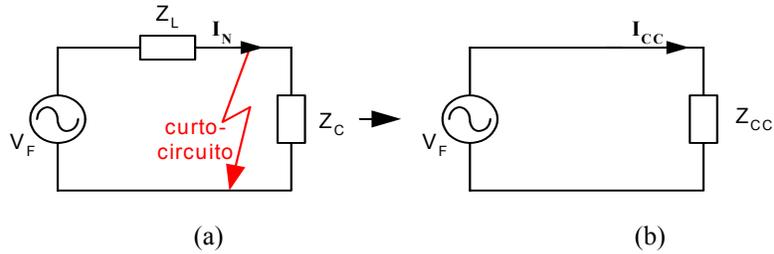


Fig. 3.3 – (a) Sistema monofásico simplificado submetido a uma falta  
(b) Circuito equivalente após a ocorrência da falta

Uma fonte de tensão nominal  $V_f$  fornece uma carga  $Z_C$  com a corrente nominal  $I_N$  através de uma linha com módulo de impedância  $Z_L$ . A corrente nominal é determinada por (3.1).

$$I_N = \frac{V_f}{Z_L + Z_C} \quad (3.1)$$

Sem a utilização do reator série, na ocorrência de uma falta no sistema de energia elétrica, Fig. 3.3a, a fonte passa a enxergar somente uma impedância de curto-circuito  $Z_{CC}$  do sistema, fig. 3.3b, passando a fornecer ao circuito a corrente de falta  $I_{CC}$  (3.2).

$$I_{CC} = \frac{V_f}{Z_{CC}} \quad (3.2)$$

Como  $Z_{CC}$  é muito menor do que  $Z_L + Z_C$ , a corrente de falta  $I_{CC}$  também se torna maior do que a corrente nominal  $I_N$ . A fim de limitar essa corrente a um valor desejado durante a falta, um reator série é adicionado ao sistema como visto na Fig. 3.4. Com isso, tem-se uma nova corrente de falta  $I'_{CC}$  (3.3), menor do que  $I_{CC}$ , devido ao acréscimo do módulo da impedância do reator  $Z_R$  com suas componentes resistiva e reativa.

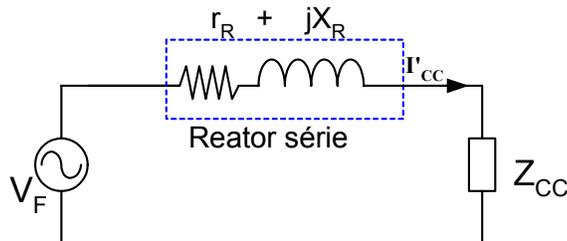


Fig. 3.4 – Circuito com reator série como limitador de corrente de falta

---

$$I'_{CC} = \frac{V_f}{Z_{CC} + Z_R} \quad (3.3)$$

Um fator importante a ser considerado quando se utiliza este dispositivo para limitação de corrente de falta é que como ele fica permanentemente conectado ao sistema, ocorre uma perda constante de energia por efeito Joule na resistência  $r_R$  do enrolamento do reator como mostrado em (3.4).

$$P_{REATOR} = r_R \cdot (I_N)^2 \quad (3.4)$$

Isso caracteriza um fator a mais de perdas trazendo um impacto direto na transferência de potência do sistema de energia elétrica. Os reatores série trazem ainda as desvantagens de ocupar um grande espaço físico nas instalações, os fabricantes não garantem a atuação adequada na ocorrência de duas faltas seguidas devido ao seu longo período de recuperação após o aquecimento excessivo causado por uma corrente de falta [21], existe a necessidade de instalação de bancos de capacitores para correção do fator de potência e eles produzem um impacto indesejável na regulação de tensão do sistema devido à queda de tensão que apresentam.

### **O Limitador de Corrente Pirotécnico**

Outro conceito para limitação de corrente elétrica de falta é o dispositivo Limitador Pirotécnico. Este limitador consiste num interruptor extremamente rápido com capacidade de conduzir correntes muito elevadas, mas sem capacidade de limitação montado em paralelo com um fusível de alta capacidade de interrupção, um transformador de pulso e um dispositivo eletrônico de medição e disparo. Segundo dados dos fabricantes eles são capazes de limitar correntes de até 210 kA em corrente alternada [22] e até 5 kA em corrente contínua [23].

Em sua construção, isoladores apóiam o invólucro que contém o sistema interruptor pirotécnico e o fusível. Um transformador de pulsos é integrado a um dos isoladores para transmitir o pulso de disparo do dispositivo eletrônico de medição e disparo do interruptor principal, como mostra a Fig. 3.5.

O tempo de atuação do limitador pirotécnico é da ordem de 0,5 ms, sendo esse tempo alcançado através de uma pequena carga explosiva utilizada como energia para abrir o interruptor que funciona como o condutor principal. Essa carga é acionada através de um dispositivo

eletrônico de disparo que monitora constantemente o valor instantâneo da corrente e sua taxa de crescimento [24].

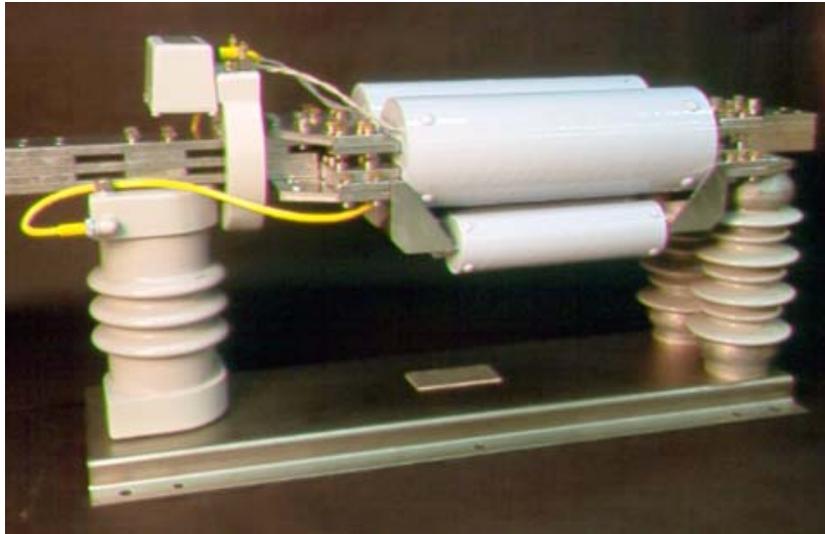


Fig. 3.5 – Conjunto do limitador pirotécnico [23].

O esquema da Fig. 3.6 mostra o funcionamento do limitador pirotécnico. O sensor de corrente ao detectar a corrente de falta emite um sinal de pulso através do circuito de disparo para a carga explosiva do interruptor abrindo o circuito principal de forma muito rápida. Antes que se prolongue um arco voltaico no circuito interrompido, a corrente elétrica passa pelo circuito do fusível que se funde e interrompe a alimentação da carga.

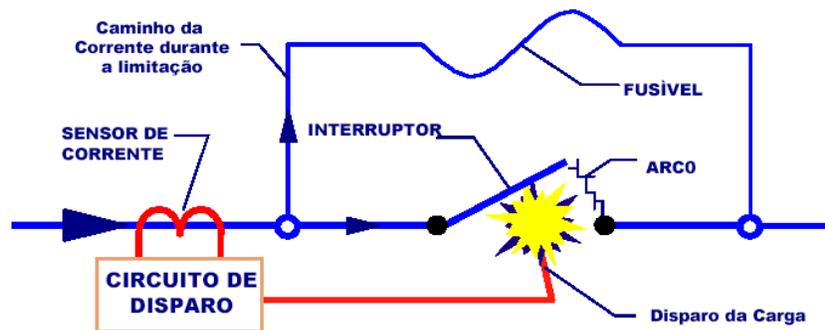


Fig. 3.6 – Funcionamento do limitador pirotécnico [22].

Observa-se que nesse sistema a condução da corrente e sua limitação, no caso de uma falta, ocorrem em dois sistemas condutores diferentes, portanto ele é capaz de conduzir altas correntes

---

sem perdas e ao mesmo tempo limitar as correntes de falta antes que as mesmas atinjam seu valor máximo como visto na Fig. 3.7. O grau de limitação alcançado por este limitador é de 100% já que a corrente é interrompida totalmente após a falta.

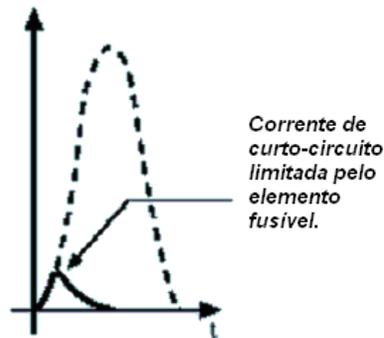


Fig. 3.7 – Limitação da corrente de curto-circuito pelo limitador pirotécnico [22].

Apesar do limitador pirotécnico não representar uma impedância adicional ao sistema de energia elétrica durante o funcionamento normal, a cada disparo provocado por uma falta é necessária a substituição do conjunto interruptor-fusível para que se possa restabelecer o fornecimento de energia elétrica. Portanto este não é um dispositivo auto-recuperável e o tempo de restabelecimento do sistema após uma falta depende da disponibilidade de equipes de manutenção e de peças sobressalentes.

Pode-se mencionar além destes dois dispositivos descritos anteriormente outros métodos utilizados para limitação de corrente como o uso de dispositivos FACTS (Flexible AC Transmission System), HVDC (High Voltage DC) e os IPC's (Interphase Power Controller), porém a principal aplicação destes ainda é o controle do fluxo de potência dos sistemas de energia elétrica [25]–[26].

### 3.3 Limitadores de Corrente Elétrica Supercondutores

Os limitadores de corrente elétrica supercondutores (LCS) têm-se mostrado como dispositivos muito promissores para reduzir os níveis de curto-circuito dos sistemas de energia elétrica onde ocorre a superação da capacidade de interrupção dos dispositivos de proteção já instalados.

Com a utilização dos LCS nos sistemas de energia elétrica, espera-se que algumas

---

importantes vantagens sejam obtidas em comparação com a utilização de métodos convencionais de limitação de corrente elétrica, dentre os quais: a) Rápida atuação na limitação de corrente, de acordo com a configuração utilizada os LCS podem atuar em 0,5 ms para uma rede de 60Hz.; b) Baixa impedância introduzida no sistema de energia elétrica durante operação normal, no seu estado supercondutor as perdas que os LCS apresentam são muito baixas de modo que não há resistência elétrica inserida; c) Baixa dispersão e indução magnética, os LCS operam com níveis baixos de indução magnética; d) Peso e volume reduzidos, a densidade de corrente que um supercondutor pode transportar é da ordem de cem vezes maior do que a de um condutor de cobre de mesma seção, isso resulta em condutores mais leves e com volume reduzido; e) Rápida recuperação operacional após uma falta, o tempo de recuperação de alguns segundos depende somente do resfriamento do material supercondutor o que ocorre de forma rápida pois se encontra imerso no fluido criogênico; f) Múltipla reutilização do limitador, não é necessário substituir partes após cada ocorrência de falta; g) Redução nos custos de ampliação de redes de energia elétrica no caso dos limitadores de corrente supercondutores atingirem custos reduzidos como se prevê para o futuro.

Contudo, existe ainda uma grande desvantagem na utilização de LCS que é a necessidade de manter o dispositivo supercondutor a temperaturas extremamente baixas através da sua imersão em Hélio líquido (4,2 K) para os supercondutores metálicos de baixa temperatura crítica (LTS) ou em Nitrogênio líquido (77 K) para os supercondutores cerâmicos de alta temperatura crítica (HTS). Isso exige além do fluido criogênico em si, instalações criogênicas apropriadas para a contenção e recuperação do fluido.

O modo básico de operação dos LCS é através do fenômeno de “quench” (transição) do material supercondutor que habilita ou desabilita uma impedância que está conectada em série com o sistema, limitando a corrente que circula por ele.

Para tal, algumas configurações de LCS têm sido propostas através de estudos e protótipos desenvolvidos em laboratórios de pesquisas de vários países, mostrando uma gama grande de possibilidades de aplicação dos supercondutores na limitação de corrente elétrica e levando a concluir que este é um assunto em contínuo desenvolvimento e que tende a progredir junto com o avanço das características dos materiais supercondutores.

Aqui serão apresentadas as principais configurações de LCS em estudo atualmente. Esta pesquisa baseou-se principalmente nos trabalhos apresentados em congressos internacionais e em

diversas revistas científicas dessa área.

### Limitador de corrente elétrica supercondutor resistivo (LCSR)

A configuração de limitador de corrente elétrica supercondutor resistivo, também denominada em alguns trabalhos como super-resistor [27], tem sido objeto de vários estudos [2], [28]-[32] e apresenta uma forma construtiva muito simples e compacta.

Como pode ser observado na Fig. 3.8, o limitador é montado em forma de uma ou mais bobinas que podem ser enroladas com fio supercondutor metálico (LTS) ou fita supercondutora cerâmica (HTS) e conectadas em série com o sistema de energia elétrica.

Durante o funcionamento normal do sistema, a bobina supercondutora apresenta resistência praticamente nula e seu projeto eletromagnético deve ser tal que apresente reatância indutiva desprezível (da ordem de  $\mu\text{H}$ ).

Na ocorrência de uma falta no sistema, a corrente aumenta de forma muito rápida, provocando a ocorrência do “quench” no material supercondutor. Esse “quench” pode ser causado diretamente pela corrente que excede o valor de  $I_c$  do material ou pela densidade de fluxo magnético gerado pela corrente que percorre as espiras da bobina, excedendo o valor de  $B_c$  do material a uma dada corrente.

Com a ocorrência do “quench”, o material transita do estado supercondutor para o estado condutor normal que passa a apresentar uma resistência elétrica adequada (projetada), a qual será responsável pela limitação da corrente num valor de projeto. Após o desaparecimento da condição de falta o LCSR recupera o estado supercondutor e está pronto novamente para operar.

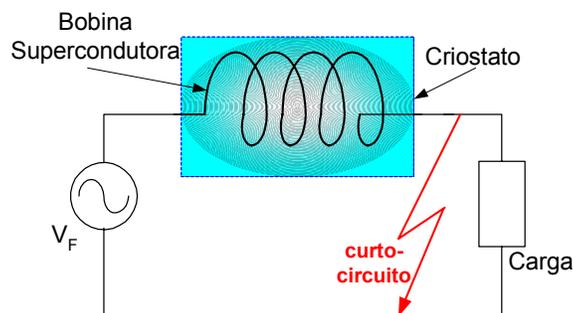


Fig. 3.8 – Limitador de corrente supercondutor resistivo.

No exemplo da Fig. 3.8, a resistência elétrica de limitação obtida após o “quench” é a própria resistência elétrica da matriz metálica que reveste o material supercondutor no caso de

fios ou fitas supercondutoras. Dependendo das dimensões do sistema de energia elétrica que se deseja proteger, esse material poderá sofrer um aquecimento excessivo durante a falta, aumentando consideravelmente a evaporação de fluido criogênico e em alguns casos até mesmo danificando o material supercondutor.

Para contornar esse problema pode ser colocada em paralelo com o limitador uma resistência elétrica instalada fora do criostato, Fig. 3.9, e dimensionada de tal forma que absorva a maior parte da potência durante uma falta. Isso contribuiria para a economia de fluido criogênico e, como evita o aquecimento excessivo do supercondutor, diminui o tempo de recuperação do mesmo para que o dispositivo volte a estar disponível no caso de nova falta.

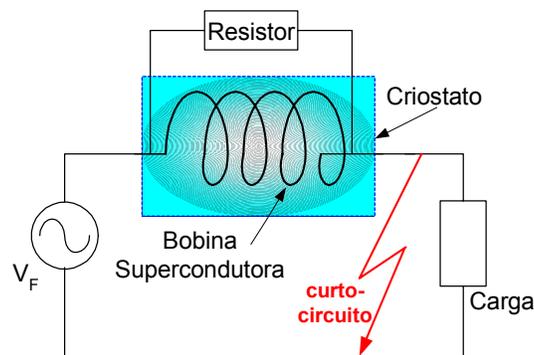


Fig. 3.9 – LCSR com resistor em paralelo.

Esta configuração de limitador montado com bobinas, deve utilizar preferencialmente o fio supercondutor LTS porque quando ocorre o “quench” devido a uma falta, o dispositivo deve apresentar resistência suficiente para limitar a corrente e isso pode ser obtido com poucos metros de fio supercondutor uma vez que sua matriz de CuNi possui alta resistividade. A matriz de prata das fitas HTS é altamente condutiva e seriam necessários quilômetros de fita para se obter resistência necessária, isto torna o seu uso nesta aplicação inviável principalmente do ponto de vista econômico.

O uso de materiais HTS para aplicação em LCSR encontra alternativa para a configuração com resistor em paralelo através da utilização da cerâmica supercondutora após esta sofrer um processo de fusão e moldagem em formato tubular, os tubos supercondutores formados são chamado de “Bulk” [33]-[34] onde não existe a necessidade da utilização da matriz metálica de prata. Com isso, após o “quench” o material apresenta resistência elétrica muito alta, necessitando que se coloque uma resistência shunt para limitar a corrente a um valor desejado, a

---

qual também possui a função de proteger o material cerâmico de pontos de superaquecimento (“hot-spots”) que se formam em sua superfície.

A Fig. 3.10 mostra um LCSR montado com “Bulk” sobre um suporte cilíndrico e envolvido por uma liga metálica de CuNi que atua como elemento resistivo shunt. Após a fixação de ambos no suporte, eles passam por um processo de corte que molda nos tubos duas bobinas de uma camada onde a corrente elétrica percorre caminhos opostos em cada uma delas, resultando em baixíssima reatância indutiva e aumentando o caminho que a corrente deve percorrer entre os terminais, obtendo assim maior comprimento de resistência após o “quench”.



Fig. 3.10 – LCSR com “Bulk” supercondutor, montagem de protótipo e construção final com terminais de contato e isolamento. Fonte: Catálogo Nexans.

O volume e processo de produção do “Bulk” e se comparados à fita supercondutora, resulta em um maior custo e considerando também a formação dos “hot-spots” nos “Bulks”, que gradativamente vão deteriorando o material supercondutor, a opção por este tipo de limitador deve ser cuidadosamente avaliada sob os aspectos técnicos e econômicos.

Como em qualquer um dos LCSR apresentados a corrente a ser limitada passa diretamente pelo material supercondutor é de suma importância considerar as características elétricas de cada um dos materiais a ser utilizado para poder optar pela configuração mais adequada e obter o nível de limitação de corrente desejado para o sistema de energia elétrica.

### Limitador de corrente elétrica supercondutor indutivo

Os limitadores de corrente elétrica supercondutores indutivos (LCSI) têm sido grande objeto de pesquisa e muitos trabalhos foram publicados nos últimos anos mostrando a grande versatilidade de projeto que estes limitadores possuem [35]-[39]. São dispositivos simples na sua estrutura, não necessitam de terminais conectores de corrente e os custos para seu resfriamento são baixos em comparação com os resistivos. Sua característica de baixíssima impedância para o sistema de energia elétrica durante o funcionamento normal e rápida e automática recuperação após faltas os tornam dispositivos atrativos.

O princípio de funcionamento das diversas configurações de LCSI baseia-se na combinação do fenômeno de “quench” dos materiais supercondutores com os dispositivos que trabalham com indutância elétrica como bobinas e transformadores.

Um primeiro exemplo de configuração para um LCSI muito similar ao LCSR com resistor em paralelo é o LCSI com reatância indutiva em paralelo. Neste caso, tem-se uma bobina com alto valor de reatância indutiva em paralelo com uma bobina supercondutora como visto na Fig. 3.11.

Durante o funcionamento normal do sistema de energia elétrica a corrente passa pela bobina supercondutora que possui uma impedância muito baixa. Na ocorrência de uma falta ocorre o “quench” no material supercondutor e este passa a apresentar resistência elétrica a qual em paralelo com a reatância indutiva proporciona uma impedância adequada em projeto para limitar a corrente de falta.

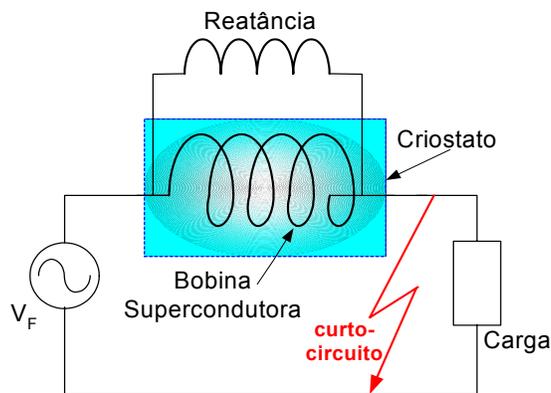


Fig. 3.11 – LCSI com reatância em paralelo.

Outra configuração de limitador que também utiliza a resistência elétrica do material supercondutor após o “quench”, porém de forma indireta, é o LCSI transformador. Neste dispositivo, o limitador funciona como um transformador com o enrolamento primário de cobre conectado em série com o sistema de energia elétrica e seu secundário em curto-circuito composto por material supercondutor em forma de fita ou “bulk”.

A Fig. 3.12 mostra o esquema do LCSI transformador e a Fig. 3.13 o circuito elétrico equivalente.

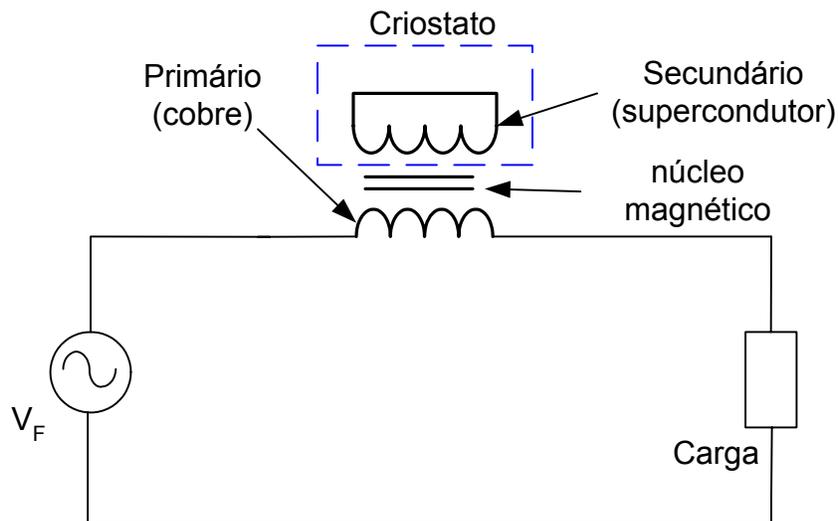


Fig. 3.12 – Esquema do LCSI transformador

Durante o funcionamento normal do sistema de energia elétrica, a corrente que passa pelo enrolamento primário produz um fluxo magnético no núcleo de ferro, este por sua vez induz uma corrente no secundário que se encontra em curto-circuito. Através relação de transformação com que o transformador foi projetado, sob condições normais, a corrente de secundário não deve exceder a corrente crítica do material supercondutor.

A impedância do secundário que se encontra no estado supercondutor é refletida para o primário, resultando em uma impedância muito baixa do dispositivo limitador de corrente como um todo para o sistema de energia elétrica, não causando impacto no funcionamento do mesmo.

Na ocorrência de uma falta, a corrente do primário se eleva rapidamente, aumentando o valor da corrente induzida no secundário, que excede o valor de corrente crítica do supercondutor e faz com que ele transite para o estado normal de condução.

Sob essa condição, o material supercondutor do secundário agora no estado normal de

condução apresenta resistência elétrica e esta é refletida para o primário do transformador de acordo com sua relação de transformação como apresentado na Fig. 3.13. Essa resistência associada com a do primário irá realizar a limitação da corrente de falta.

Similarmente, utilizando um enrolamento primário de cobre conectado em série com o sistema de energia elétrica e enrolado sobre núcleo de ferro, pode-se construir outro tipo de limitador denominado LCSI de núcleo blindado.

Esse tipo de limitador utiliza a propriedade diamagnética do material supercondutor que impede que um campo magnético penetre em seu interior até que atinja um valor crítico, a partir do qual resulta o “quench”.

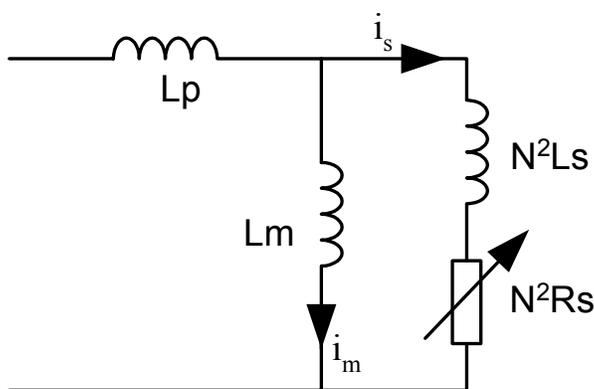


Fig. 3.13 – Circuito elétrico equivalente do LCSI transformador.

Como pode ser visto na Fig. 3.14, o material supercondutor moldado no formato de um cilindro (“Bulk”) é colocado entre o enrolamento de cobre, que se encontra em série com o circuito, e o núcleo de ferro.

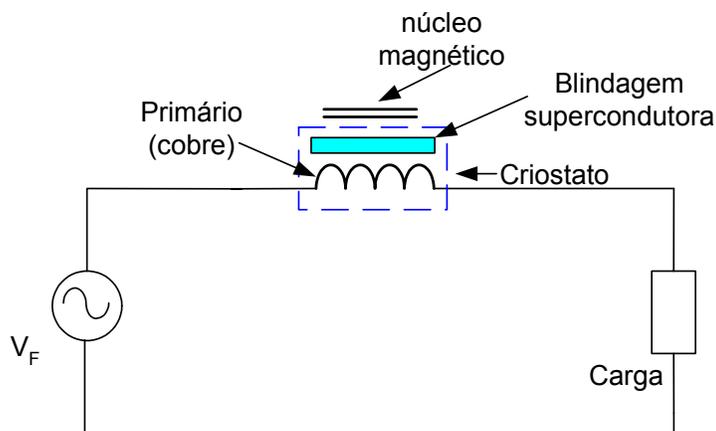


Fig. 3.14 – Esquema do LCSI com núcleo blindado.

Enquanto o circuito está operando sob condições normais, a corrente que circula na bobina de cobre gera um campo magnético que não penetra no núcleo devido à blindagem feita pelo tubo supercondutor, nessa condição não existe fluxo no núcleo e portanto a indutância da bobina é muito baixa. Essa baixa indutância faz com que a queda de tensão nos terminais do limitador também seja muito baixa, causando baixíssima interferência do dispositivo na regulação de tensão do sistema.

Na ocorrência de uma falta, o aumento da corrente na bobina de cobre provoca o aumento do campo magnético acima do valor crítico para o material supercondutor e este entra em “quenç”. O campo magnético penetra no núcleo e passa a existir fluxo magnético no interior deste, aumentando significativamente a indutância da bobina e sua impedância para o circuito limitando assim a corrente de falta.

As duas últimas configurações de LCSIs apresentadas podem ser também adaptadas para sistemas trifásicos. Para isso em geral usa-se um núcleo trifásico como mostrado na Fig. 3.15. Alguns estudos mostram que utilizando tubos supercondutores para blindar eletromagneticamente apenas duas pernas de um núcleo transformador trifásico, é possível limitar quaisquer tipos de faltas em um sistema trifásico [40].

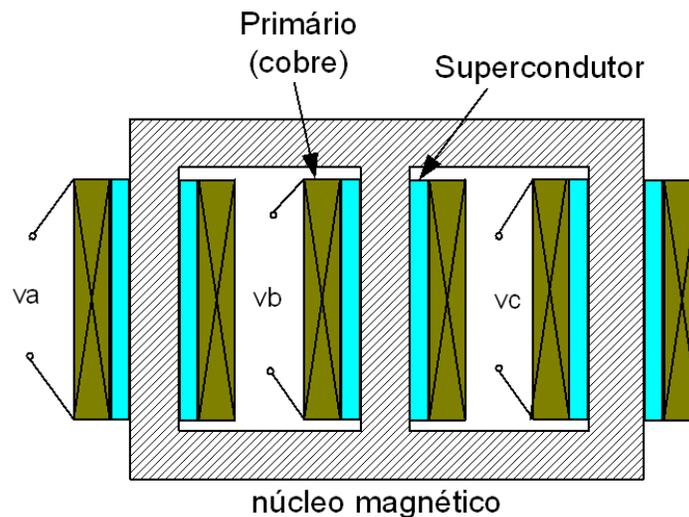


Fig. 3.15 – LCSI trifásico.

---

Outra configuração possível é o LCSI de núcleo saturado. Neste dispositivo a limitação de corrente é obtida através da saturação de um núcleo magnético que aumenta a impedância do limitador em condição de falta no sistema [41].

Nesta configuração uma bobina de cobre é enrolada em um núcleo magnético e inserida em série com a linha. Esse núcleo é mantido em saturação durante o funcionamento normal do sistema por bobinas supercondutoras alimentadas com corrente contínua como mostra a Fig. 3.16. Nessa condição a impedância do limitador para o sistema é muito baixa.

Na ocorrência de uma falta, o aumento da corrente alternada no enrolamento de cobre faz com que o núcleo saia do estado de saturação e aumente sua impedância limitando a corrente. Como o enrolamento supercondutor está somente submetido à corrente contínua e permanece sempre no estado supercondutor, o tempo de recuperação deste limitador é muito rápido.

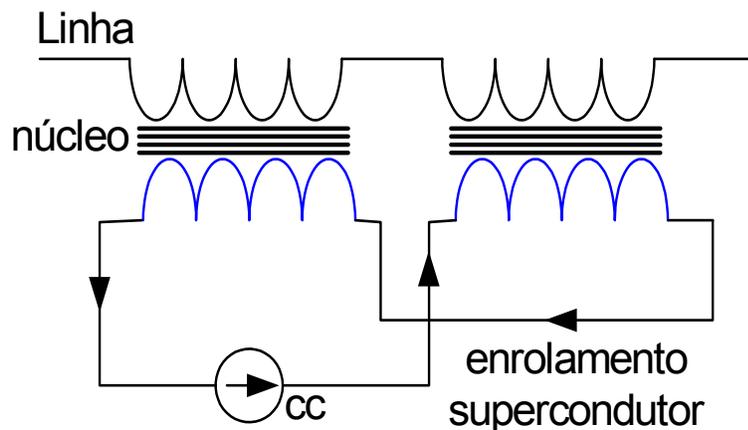


Fig. 3.16 – Esquema do LCSI de núcleo saturado.

A principal desvantagem em se utilizar esta configuração de limitador é massa e volume de material necessário, estimado em duas vezes a de um transformador com a mesma potência e porque este dispositivo gera campos magnéticos de alta intensidade.

### **Limitador de corrente elétrica supercondutor híbrido**

Os limitadores de corrente supercondutores híbridos (LSCH) são assim denominados pelo fato de utilizarem materiais supercondutores associados com outros componentes discretos ou ainda com chaves semicondutoras formando configurações adaptadas para limitação de correntes de falta.

Seu princípio de funcionamento baseia-se em diversas funções dos circuitos elétricos e/ou eletrônicos associados com o fenômeno de transição do estado supercondutor para o estado normal de condução dos materiais supercondutores.

Uma configuração que utiliza materiais supercondutores associados a componentes discretos é o LCSH por ressonância [42]. Nesse limitador, o material supercondutor funciona associado a uma chave controlada por tensão e tem a função de dispará-la quando ocorre uma falta no sistema. A impedância para a limitação da corrente elétrica é gerada por um circuito LC em ressonância. A Fig. 3.17 mostra o esquema desta configuração de limitador.

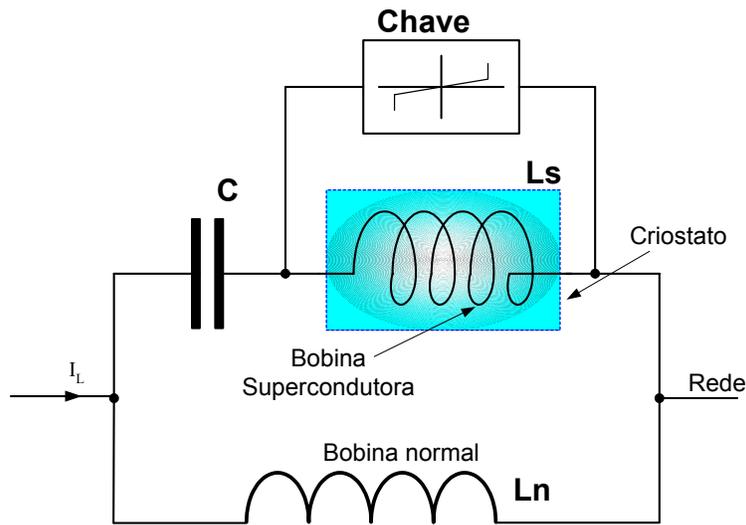


Fig. 3.17 – Esquema do dispositivo LSCH por ressonância.

As condições básicas para ressonância dos componentes  $L_S$ ,  $L_n$  e  $C$  do esquema da Fig. 3.17 são dadas por (3.5) e (3.6), e devem ser escolhidas de acordo com as características desejadas para o funcionamento do limitador como por exemplo a corrente mínima de disparo.

$$\omega^2 L_S C = 1 \quad (3.5)$$

$$\omega^2 L_n C = 1 \quad (3.6)$$

Durante o funcionamento normal do sistema, a bobina  $L_S$  se encontra no estado supercondutor e a chave está aberta. Nessa condição de ressonância série, a impedância do dispositivo limitador, que se encontra conectado em série com o sistema, é dado pela equação (3.7).

$$Z_{\text{Lim}} = \frac{j\omega L_n(1-\omega^2 L_s C)}{1-\omega^2 C} = 0 \quad (3.7)$$

Dessa forma, garante-se que a queda de tensão em seus terminais seja muito baixa e não haja interferência do dispositivo no funcionamento normal do sistema.

Na ocorrência de uma falta, a corrente elétrica na rede aumenta rapidamente provocando o “quench” em  $L_s$  e aparece uma queda de tensão nos terminais da bobina supercondutora. Essa queda de tensão dispara a chave, curto-circuitando  $L_s$  e a condição do circuito se altera para uma ressonância paralela entre  $L_n$  e  $C$ . Nessa condição a impedância apresentada pelo dispositivo passa a ser muito alta de acordo com a equação (3.8) e irá limitar a corrente de falta.

$$Z_{\text{Lim}} = \frac{j\omega L_n}{1-\omega^2 C} \rightarrow \infty \quad (3.8)$$

Quando a condição de falta do sistema for eliminada, a bobina supercondutora volta ao estado supercondutor, a chave abre e tem-se novamente a condição dada pela equação (3.7).

Outro conceito para o LSCH é a utilização de semicondutores em pontes retificadoras associadas aos materiais supercondutores em uma configuração similar à do LCSII transformador [43].

No dispositivo limitador apresentado na Fig. 3.18, um transformador é conectado em série com o sistema de energia elétrica através de uma ponte retificadora semicontrolada e seu enrolamento primário recebe uma corrente contínua pulsada enquanto a carga é alimentada normalmente.

O secundário desse transformador é composto por um enrolamento supercondutor curto-circuitado, também submetido a uma corrente pulsada induzida pelo enrolamento primário. O fato do secundário trabalhar sob corrente contínua pulsada faz com que suas perdas sejam pequenas e sua baixa impedância refletida para o primário faz com que o limitador tenha uma queda de tensão muito baixa em seus terminais, não interferindo assim na regulação de tensão do sistema de energia elétrica.

Na ocorrência de uma falta na carga, o aumento da corrente no primário do transformador aumenta, induzindo também uma alta corrente na bobina supercondutora causando a transição do material supercondutor para o estado normal. A impedância do secundário aumenta, sendo refletida para o primário e limitando a corrente de falta.

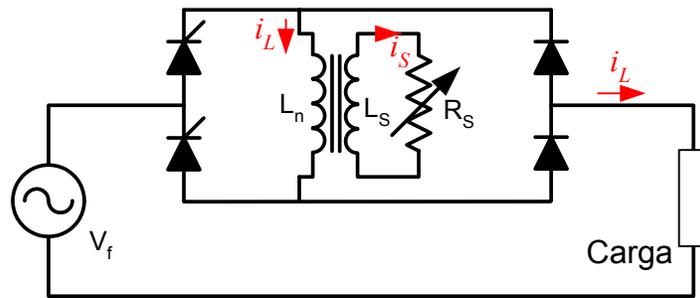


Fig. 3.18 - Esquema do LCSH com ponte retificadora.

Acoplado ao dispositivo limitador da Fig. 3.18, um sensor de corrente de falta com um circuito eletrônico pode fazer o controle de condução das chaves semicondutoras podendo até mesmo desligar totalmente a carga após a atuação do limitador.

Outra configuração proposta para um LSCH com ponte retificadora é apresentada na Fig. 3.19. Um transformador tem seu primário conectado em série com o sistema de energia elétrica que se deseja proteger e seu secundário é conectado o sistema limitador supercondutor com chaves semicondutoras [44].

Nessa configuração, a resistência de limitação da corrente é obtida após a transição para o estado normal de dois componentes supercondutores, um “bulk” conectado eletricamente em série e fisicamente envolvido por uma bobina, ambos de material HTS.

Durante o funcionamento normal do sistema, a corrente contínua fornecida pela fonte conectada em série com os supercondutores se sobrepõe à corrente alternada vinda do secundário do transformador, fazendo com que no interior da ponte circule somente a componente corrente contínua e as chaves permaneçam sempre em condução. Como as partes supercondutoras também estão unicamente submetidas à corrente contínua durante o funcionamento normal, elas não apresentam perdas.

Como a corrente alternada no secundário do transformador é nula, o transformador apresenta somente sua impedância de circuito aberto para o sistema, fazendo com que a queda de tensão em seus terminais seja muito baixa e cause mínima interferência no sistema.

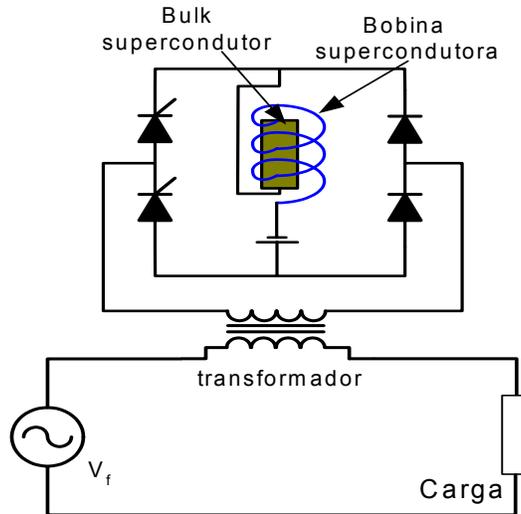


Fig. 3.19 – Limitador híbrido utilizando fita e “bulk” supercondutores.

Na ocorrência de uma falta na carga, a corrente no secundário aumenta até se sobrepor à corrente contínua da fonte e fazer com que as partes supercondutoras entrem em “quench”, gerando resistência elétrica, a qual refletida para o primário do transformador irá limitar a corrente de falta.

Nesta configuração em particular o “quench” é causado por dois fatores, além da corrente que excede  $I_c$ , o fato de existir uma bobina envolvendo o “bulk”, incrementa a densidade de campo magnético até o valor de  $B_c$  sobre o mesmo, acelerando a transição para estado normal.

A principal dificuldade em se implementar essa montagem, está no fato da necessidade de uma fonte de corrente contínua controlada para ajustar o ponto de funcionamento do limitador.

Dentre todas as topologias de limitadores de corrente elétrica supercondutores apresentados, a proposta resistiva é a mais indicada e preferida para desenvolvimento por apresentar maior simplicidade de construção, volume reduzido e simplicidade na operação do sistema de energia elétrica.

A exemplo da Tabela 2.2 mostrada no Capítulo 2, também para os diversos tipos e configurações mostrados de limitadores de corrente é possível fazer uma comparação qualitativa de algumas características que podem ser consideradas quando é necessário optar por um deles.

A Tabela 3.1 apresenta uma comparação qualitativa considerando os parâmetros de custo de produção em função do tipo de material usado e tecnologia necessária para a construção do limitador, custo operacional em função do impacto que causa no funcionamento normal dos

sistemas de energia elétrica (queda de tensão, harmônicos, aumento da relação X/R), custo de manutenção para manter o equipamento funcionando em condições normais de operação, durabilidade considerando a esperada vida útil do equipamento até sua substituição não considerando eventuais danos devido à atuação do mesmo e tempo de recuperação considerando o tempo necessário para a recomposição do limitador em situações de faltas subseqüentes em curto intervalo de tempo.

Tabela 3.1 – Comparação qualitativa dos limitadores e corrente elétrica.

	Convencionais			Supercondutores		
	Reatores	Pirotécnicos	FACTS	Resistivo	Indutivo	Híbrido
<b>Custo produção</b>	+	++	+	+++	++	+
<b>Custo Operacional</b>	++	+++	+	+++	++	+
<b>Custo Manutenção</b>	+++	+	++	+	+	+
<b>Durabilidade</b>	+++	+	++	++	++	++
<b>Tempo de recuperação</b>	+	+	+++	+++	+++	+++

Legenda: (+++) Bom; (++) Médio; (+) Fraco

Similar à Tabela 2.2 o objetivo da Tabela 3.1 não é o de determinar com exatidão os valores quantitativos dos parâmetros considerados, mas sim mostrar que a opção de se utilizar uma ou outra tecnologia para limitação e corrente elétrica deve levar em conta que, em alguns casos, optar por uma característica boa pode resultar em ter de trabalhar com outra menos favorável cabendo assim ao projetista escolher o que mais se adapta aos seus recursos e necessidades.

Contudo, conforme mostrado no item 3.3 deste capítulo onde é explicado o porquê dos limitadores de corrente elétrica supercondutores mais se aproximarem de condições operativas ideais, também é possível observar pela Tabela 3.1 que dentre eles os resistivos qualitativamente apresentam mais vantagens especialmente pelo fator de baixa influência na operação do sistema de energia elétrica, o que impacta diretamente em baixo custo operacional.

---

## Capítulo 4

# Uma aplicação de limitadores de corrente elétrica resistivos – estabilidade de um sistema de energia elétrica

### 4.1 Introdução

O grande benefício da utilização dos limitadores de corrente elétrica resistivos no sistema de energia elétrica é o de limitar a corrente de curto-circuito ao valor compatível com a capacidade de interrupção dos disjuntores, evitando a necessidade de sua substituição nos pontos onde os níveis de corrente de curto-circuito excedem a capacidade de interrupção dos mesmos.

Através da limitação da corrente de curto-circuito propriamente dita, o limitador de corrente resistivo ainda pode trazer grandes benefícios no que diz respeito à estabilidade dos sistemas de energia elétrica através do aumento na estabilidade do sincronismo das máquinas síncronas geradoras [45].

A operação estável de um sistema de energia elétrica depende do balanço entre as forças mecânica e eletromagnética que mantêm um gerador em sincronismo. Quando o sistema se encontra em condições normais de funcionamento existe um equilíbrio entre a quantidade de energia gerada e a consumida pela carga, porém quando ocorre uma falta a condição de equilíbrio síncrono do gerador pode sofrer oscilações de curta duração ou longas o bastante até que levem o gerador a perder seu sincronismo.

Portanto a estabilidade transitória de um sistema de energia elétrica é definida pela capacidade do gerador retornar ao ponto inicial estável de operação ou alcançar uma nova condição estável de operação após a ocorrência de uma falta [46].

Para que o sistema atinja uma condição estável após a ocorrência de uma condição de falta

é necessário que esta seja eliminada dentro de um tempo limite, também conhecido como tempo crítico de eliminação da falha ou “*critical clearing time*” (CCT), que depende das características de cada sistema. Se a condição de falta permanecer após esse tempo, o gerador perderá o sincronismo [47].

Os disjuntores que são responsáveis pelo desligamento dos pontos do sistema de energia elétrica sob falta são projetados nominalmente para interromper a corrente de curto-circuito no tempo de 5 a 7 ciclos em 60 Hz, porém em alguns casos a alta relação X/R do sistema provoca um atraso maior do que o nominal na interrupção da corrente [48] e, se este tempo exceder o CCT do sistema, o gerador perde definitivamente seu sincronismo.

Com isso o limitador de corrente resistivo se mostra uma solução bastante interessante, pois no instante da falta ele reduz a relação X/R do sistema fazendo com que se estenda o CCT auxiliando os disjuntores a operarem dentro da sua faixa nominal de corrente e tempo de interrupção e, conseqüentemente, todos esses fatores garantem maior estabilidade transitória ao sistema de energia elétrica.

## 4.2 Simulação da operação do limitador de corrente resistivo no sistema de energia elétrica

O objetivo de estudar a estabilidade de um sistema de energia elétrica com a utilização de um limitador de corrente resistivo visa basicamente observar o incremento do CCT proporcionado por este dispositivo.

Para isso foi adotado como objeto de estudo o sistema de energia elétrica e as condições de falta descritas em [49]. O diagrama unifilar do sistema é mostrado na Fig. 4.1 e seus dados são descritos nas Tabelas 4.1 e 4.2.

Tabela 4.1 – Dados de geração e demanda do sistema.

Barra p	Tensão nas barras (pu)	Geração		Carga	
		MW	MVAr	MW	MVAr
1	1.06000+j0.00000	129	-7.48	0	0
2	1.04621-j0.05128	40	30	20	10
3	1.02032-j0.08920	0	0	45	15
4	1.01917-j0.09506	0	0	40	5
5	1.01209-j0.10906	0	0	60	10

Tabela 4.2 – Dados de impedâncias e admitâncias do sistema.

Barra p - q	Impedância $Z_{pq}$ (pu)	Admitância $Y'_{pq} / 2$ (pu)
1-2	$0.02+j0.06$	$0.0+j0.030$
1-3	$0.08+j0.24$	$0.0+j0.025$
2-3	$0.06+j0.18$	$0.0+j0.020$
2-4	$0.06+j0.18$	$0.0+j0.020$
2-5	$0.04+j0.12$	$0.0+j0.015$
3-4	$0.01+j0.03$	$0.0+j0.010$
4-5	$0.08+j0.24$	$0.0+j0.025$

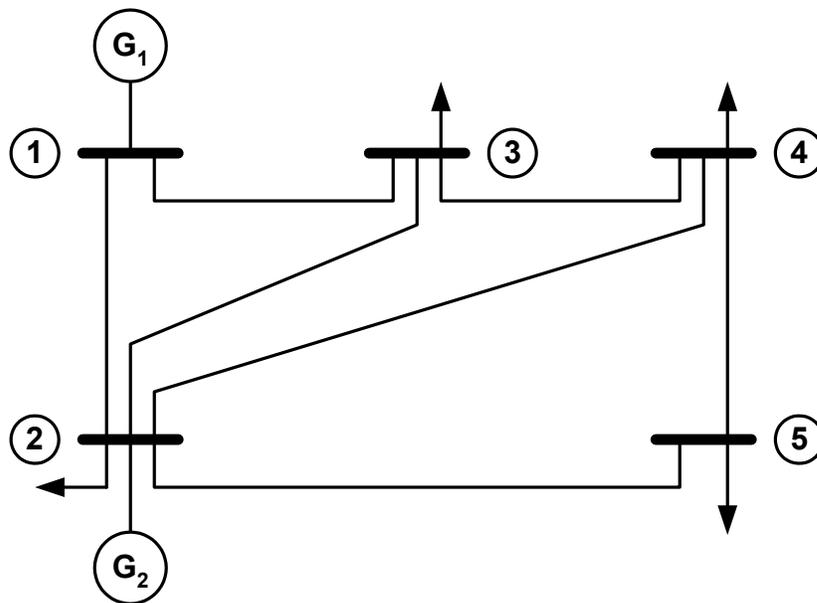


Fig. 4.1 – Sistema utilizado para o estudo da estabilidade com limitador de corrente resistivo.

O sistema opera na frequência de 60Hz e seus valores de potência e tensão de base são respectivamente 100 MVA e 20 kV. Os valores de inércia e reatância dos geradores são apresentados na Tabela 4.3.

Tabela 4.3 – Dados de inércia e reatâncias dos geradores do sistema.

Gerador p	Inércia H (pu)	Reatância $x'd$ (pu)
1	50.0	0.25
2	1.0	1.5

Com o sistema de energia elétrica operando inicialmente em condição estável e sem nenhum dispositivo limitador de corrente elétrica instalado, um curto-circuito trifásico é provocado na barra número 2 e o tempo de duração desta falta é gradualmente aumentado em sucessivas simulações até que a estabilidade do sistema seja perdida. Isso é verificado pelo comportamento do ângulo de carga dos geradores, e o tempo obtido com essa simulação representa o CCT característico do sistema de energia elétrica.

A partir deste valor de CCT que é tomado como referência, o mesmo procedimento é repetido agora com um limitador de corrente elétrica resistivo colocado em série com a linha de transmissão em quatro casos separadamente: entre as barras 2-1, 2-3, 2-4 e 2-5. A simulação desses casos tem por objetivo verificar em qual linha, caso o limitador de corrente fosse instalado, haveria aumento do CCT e por conseqüência melhora na estabilidade transitória do sistema de energia elétrica.

No sistema estudado, foram inseridas as características de todos componentes do sistema de energia elétrica da Fig. 4.1. Quando  $t = 2$  s, um curto-circuito trifásico é provocado na barra 2 e o tempo que ele permanece ativo é variado para cada caso até que se observe pelo ângulo de carga dos geradores quando o CCT é alcançado. O diagrama dos tempos aplicados é mostrado na Fig. 4.2.

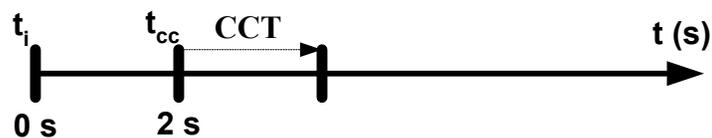


Fig. 4.2 – Tempos definidos para simulação do sistema de energia elétrica.

A resistência definida para o limitador de corrente resistivo é da ordem de 0,5 p.u. que, na base deste sistema representa  $2 \Omega$ , ou seja, aproximadamente cinco vezes o valor de impedância das linhas de transmissão. Para efeito de simulação, supõe-se que o limitador de corrente atinja seu valor máximo de resistência em 1 ms após o curto-circuito [50].

Para a execução dessa simulação, foi utilizado um toolbox do software Matlab chamado PSAT - Power System Analysis Toolbox [51]. Esse programa possui uma interface muito amigável para a esquematização visual de um sistema de energia elétrica com barras, linhas e geradores e possui um simulador dinâmico do fluxo de carga na linha com e sem faltas trifásicas,

tendo a possibilidade de se observar o comportamento dinâmico do ângulo de carga de um gerador síncrono e assim poder avaliar a estabilidade do sistema de energia elétrica. Os resultados nas simulações obtidos são apresentados na seção a seguir.

### 4.3 Resultados da simulação

O procedimento de simulação foi realizado como descrito anteriormente. A Fig. 4.3 mostra o diagrama unifilar do sistema de energia elétrica da Fig. 4.1 implementado no PSAT onde se observa o bloco de curto-circuito provocado na barra dois e o limitador de corrente elétrica resistivo na linha 2-4.

As Figs. 4.4 e 4.5 mostram o comportamento do ângulo de carga dos geradores 1 e 2 durante a simulação dinâmica para os casos estável e instável de operação do sistema.

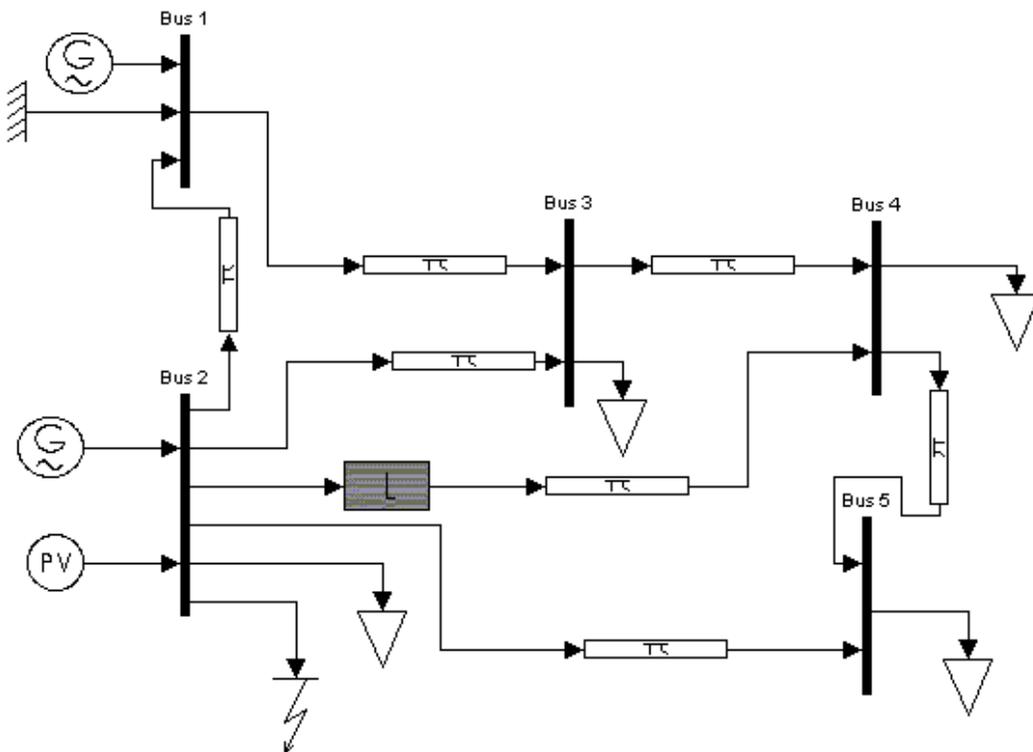


Fig. 4.3 – Sistema de energia elétrica implementado no PSAT.

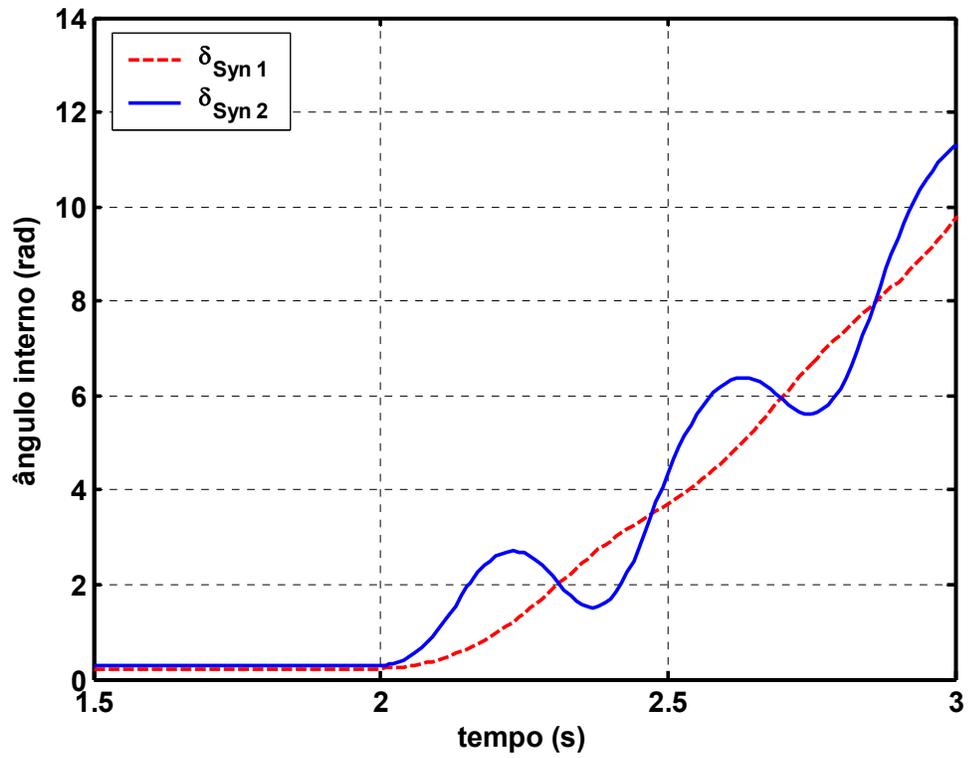


Fig. 4.4 – Estabilidade dos ângulos internos dos geradores durante a simulação da falta.

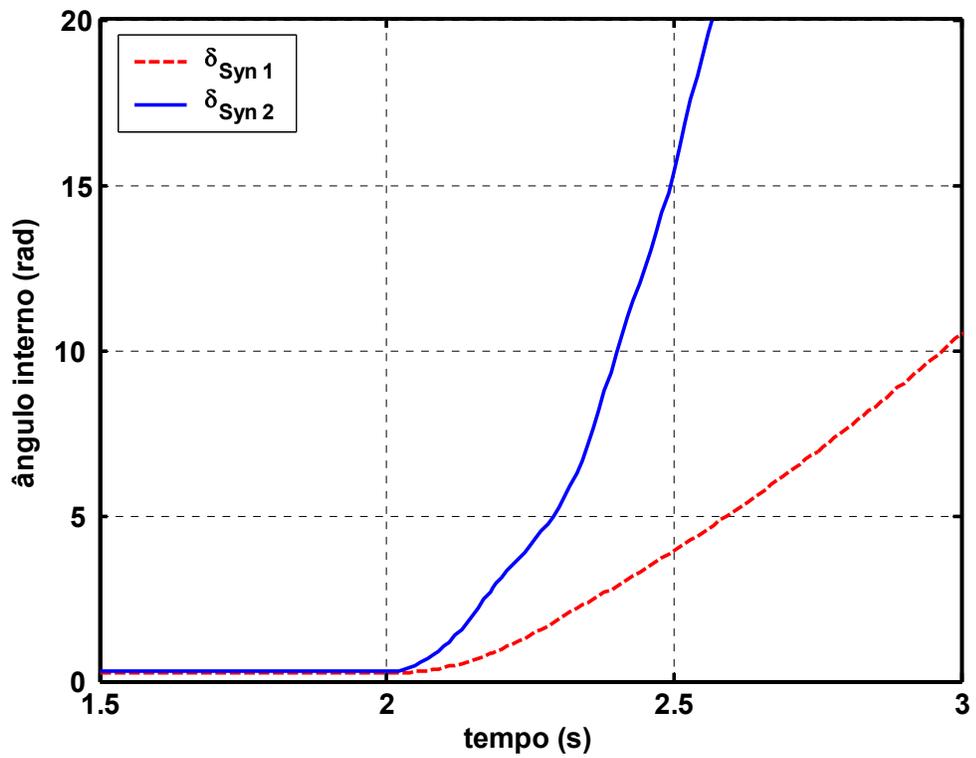


Fig. 4.5 – Perda da estabilidade dos ângulos internos dos geradores durante a simulação da falta.

Na Fig. 4.4 observa-se que após o curto-circuito o sistema permanece estável se o curto-circuito for retirado antes do CCT, pois o valor médio média da diferença entre os ângulos de tensão internos dos dois geradores ainda se mantém. O mesmo já não ocorre na situação da Fig. 4.5, após o curto-circuito o CCT é excedido e os ângulos dos geradores divergem, desestabilizando o sistema.

A Tabela 4.4 mostra os resultados obtidos na simulação utilizando o limitador de corrente elétrica resistivo no sistema em cada um dos casos anteriormente descritos.

Tabela 4.4 – Resultados de simulação do sistema sob falta com o imitador de corrente resistivo.

<b>Caso</b>	<b>Posição do LCSR</b>	<b>CCT (ms)</b>
1	Sem LCSR	160
2	Na saída de G2	190
3	Linha 2-1	180
4	Linha 2-3	160
5	Linha 2-4	160
6	Linha 2-5	167

A partir do valor de referência de CCT obtido igual a 160 ms, ou seja, com o sistema sem o limitador de corrente, observa-se pelos resultados da Tabela 4.4 que nos casos 4 e 5 não ocorre melhora na estabilidade do sistema de energia elétrica. Já nos casos 3 e 6 observa-se uma melhora na estabilidade, melhora esta mais significativa no caso 3 justamente onde o limitador de corrente é instalado na linha entre as barras dos dois geradores.

Finalmente, o caso onde ocorre o maior aumento na estabilidade do sistema é o caso em que o limitador de corrente é colocado diretamente na saída do gerador 2, este gerador possui uma inércia muito menor do que a do gerador 1 o que o torna mais sensível aos distúrbios na rede, portanto um dispositivo que proteja diretamente o seu funcionamento seguramente trará grandes benefícios à estabilidade do sistema de energia elétrica.

Com isso, verifica-se que com a aplicação dos dispositivos limitadores de corrente resistivos em sistemas de energia elétrica é possível focar não somente a questão da limitação de corrente elétrica de curto-circuito e proteção dos equipamentos, mas também considerar a grande contribuição que eles podem trazer no que diz respeito ao sincronismo dos geradores e à estabilidade transitória nos sistemas de energia elétrica.

---

## Capítulo 5

# Projeto eletromagnético de limitador de corrente elétrica supercondutor resistivo com fita de material HTS

### 5.1 Introdução

Quando um dispositivo limitador de corrente elétrica supercondutor resistivo construído em forma de bobinas cilíndricas e concêntricas, como mostrado na Fig. 5.1, for inserido em série num sistema de energia elétrica, uma reatância indutiva aparece no seu circuito elétrico equivalente. Através do cuidadoso projeto das bobinas, essa reatância deve ser minimizada a fim de causar o mínimo impacto na regulação da tensão devido à queda de tensão que nela ocorrerá.

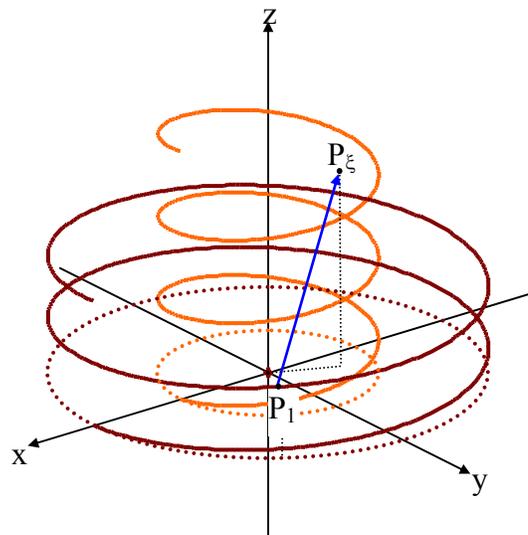


Fig. 5.1 – Configuração das bobinas de um limitador de corrente supercondutor

---

A condição de manutenção da supercondutividade depende da densidade de fluxo magnético existente na superfície do supercondutor gerada pela corrente que circula nas bobinas. Mais uma vez, o projeto das bobinas também deve considerar que o módulo do vetor  $\mathbf{B}$  em cada ponto da superfície da fita não exceda o valor crítico para a corrente de carregamento nominal do sistema, evitando a ocorrência de “quench” sem que haja uma falta.

Portanto, é de grande importância dispor de um método de cálculo eletromagnético preciso que possa calcular o vetor  $\mathbf{B}$  em qualquer ponto do espaço, gerado pela corrente elétrica nas bobinas, e também permita calcular as indutâncias envolvidas no dispositivo.

Para o projeto e dimensionamento das bobinas, que constituem a parte ativa do limitador de corrente, foi especialmente desenvolvido um método de cálculo eletromagnético baseado na lei de Biot-Savart para o mapeamento da indução magnética sobre a superfície da fita supercondutora e no interior das bobinas sendo este último utilizado para o cálculo de indutância própria de cada bobina e das indutâncias mútuas entre elas, visando a otimização destes valores para se chegar a um dispositivo que cause o mínimo impacto no sistema elétrico durante o seu funcionamento normal, ou seja, que produza mínima reatância indutiva equivalente.

O método aqui apresentado baseia-se no método helicoidal desenvolvido anteriormente em um projeto de limitador de corrente supercondutor resistivo com fio supercondutor de baixa temperatura [1]-[2], o qual foi implementado através de um software escrito em linguagem Pascal, que apesar de ter uma precisão muito boa nos cálculos [52], apresentou-se muito pesado do ponto de vista computacional, demandando muitas horas de processamento até que o resultado final fosse apresentado. Devido ao esforço computacional apresentado pelo método de cálculo desenvolvido, decidiu-se neste projeto estudar uma modificação no método anterior [5] de forma a simplificar o modelo de cálculo eletromagnético das bobinas e reduzir consideravelmente o esforço computacional sem, no entanto, comprometer a precisão dos cálculos.

## **5.2 A Lei de Biot-Savart e o Cálculo do Vetor Densidade de Fluxo Magnético $\mathbf{B}$**

### **A Lei de Biot-Savart**

A lei de Biot-Savart [53]-[54] permite a determinação do vetor densidade de fluxo magnético ou vetor indução magnética  $\mathbf{B}$ , num ponto qualquer do espaço, produzido por uma corrente elétrica  $I$  que circula por um condutor qualquer. O cálculo da indução magnética baseado na Lei de Biot-Savart, apresenta-se como a melhor solução em caso de bobinas com espiras distantes umas das outras como se observa na Fig. 5.1.

Em sua forma infinitesimal ela é representada pela equação (5.1).

$$d\mathbf{B} = \frac{\mu_0 I}{4\pi} \frac{d\mathbf{l} \times \mathbf{a}_r}{|\mathbf{R}|^2} \quad (5.1)$$

A Fig. 5.2 esquematiza o cálculo de um infinitesimal do vetor densidade de fluxo magnético  $d\mathbf{B}$  num ponto  $P(x,y,z)$  do espaço, produzido pela corrente elétrica  $I$  que circula no condutor, em torno de um ponto  $P_1(x_1,y_1,z_1)$  situado sobre o condutor. A constante  $\mu_0$ , denominada permissividade magnética do meio onde estão inseridos o condutor e o ponto  $P$ , vale  $4\pi \cdot 10^{-7}$  Wb/m se o meio for o vácuo ou o ar.

Na equação (5.1),  $I d\mathbf{l}$  é denominado elemento infinitesimal de corrente elétrica que é um vetor cujo módulo vale  $I dl$  e cuja direção e sentido são os mesmos da corrente elétrica  $I$ ,  $\mathbf{a}_r$  é o vetor unitário na direção do vetor  $\mathbf{R}$  que liga  $P_1$  a  $P$  e nesse sentido, conforme se pode ver na Fig. 5.2.

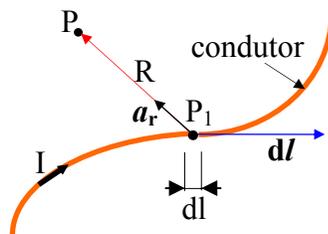


Fig. 5.2 - Diagrama esquemático para a visualização da lei de Biot-Savart (condutor de qualquer forma e pontos  $P$  e  $P_1$  quaisquer)

---

Através da lei de Biot-Savart, calculando-se a integral de  $d\mathbf{B}$  ao longo do comprimento do condutor por onde passa a corrente elétrica  $I$ , calcula-se o vetor densidade de fluxo magnético  $\mathbf{B}$  em qualquer ponto  $P$  do espaço, produzido pela corrente elétrica  $I$  que circula pelo condutor.

Calcular o vetor densidade de fluxo magnético  $\mathbf{B}$  significa calcular o seu módulo, a direção e sentido. Em outras palavras significa calcular todas as suas componentes segundo as direções dos eixos de coordenadas do sistema de coordenadas que estiver em uso.

O vetor  $\mathbf{B}$  pode ser descrito no sistema cartesiano de coordenadas  $\mathbf{B}(x, y, z)$ , no sistema cilíndrico de coordenadas  $\mathbf{B}(r, \theta, z)$  ou ainda no sistema esférico de coordenadas  $\mathbf{B}(r, \theta, \phi)$ . A escolha do sistema de coordenadas depende da geometria do problema.

No caso de cálculo da indução magnética produzida por corrente elétrica que circula em bobinas cujo condutor é enrolado em núcleo cilíndrico, procurou-se utilizar o sistema de coordenadas cilíndricas. Usando-se o sistema de coordenadas cilíndricas, o vetor  $\mathbf{B}$  fica bem determinado quando se calcula suas componentes  $B_r, B_\theta, B_z$ .

### **Aplicação da Lei de Biot-Savart no projeto do limitador de corrente elétrica supercondutor resistivo de alta temperatura**

A corrente elétrica que circula por um dado sistema de energia elétrica e que deverá ter seu valor limitado, por uma dada razão qualquer, deverá circular pelas bobinas do limitador de corrente causando mudança de estado do material supercondutor do estado supercondutor para o estado condutor introduzindo no circuito do sistema uma resistência elétrica.

A mudança de estado depende basicamente de três grandezas que são: a temperatura do material supercondutor, a intensidade da corrente que por ele circula e a densidade de fluxo magnético em sua superfície.

Dessa maneira é fundamental que o cálculo da densidade de fluxo magnético na superfície do material supercondutor seja elaborado com a maior exatidão possível para que o projeto do limitador de corrente seja perfeitamente confiável.

Cada bobina, cuja forma é mostrada na Fig. 5.1, será modelada matematicamente por um conjunto de  $N$  espiras fechadas planas, circulares, paralelas, distantes igualmente entre si e percorridas pela mesma corrente elétrica  $I$ , como se vê na Fig. 5.3.

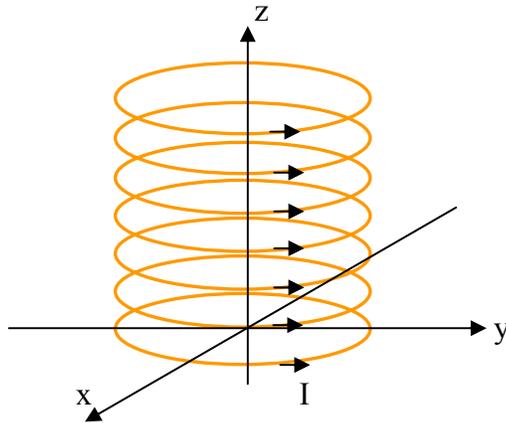


Fig. 5.3 – Simplificação do modelo da bobina do limitador de corrente

Para isso, na Fig. 5.4 é mostrada uma espira da bobina por onde circula a corrente elétrica  $I$ , o seu sentido, a posição de um ponto  $P_1$  arbitrário sobre o condutor, e a do ponto  $P$  no espaço onde se pretende calcular o vetor  $\mathbf{B}$ . No ponto  $P_1$  há um elemento de corrente  $I d\mathbf{l}$  que será considerado no cálculo.

O desenvolvimento será inicialmente feito no sistema cartesiano  $(x,y,z)$  de coordenadas e posteriormente será estudada a conversão para o sistema cilíndrico  $(r,\theta,z)$  de coordenadas que, neste caso, é o que melhor se adapta ao problema dada a simetria cilíndrica das bobinas.

Os vetores unitários nas direções de  $x$ ,  $y$  e de  $z$  são representados por  $\mathbf{i}$ ,  $\mathbf{j}$ ,  $\mathbf{k}$  como se vê na Fig. 5.4. Os termos vetoriais componentes da equação (5.1) que são  $d\mathbf{l}$ ,  $\mathbf{R}$ , e  $a_r/|\mathbf{R}|^2$  devem ser descritos da melhor maneira a se adaptar ao problema apresentado.

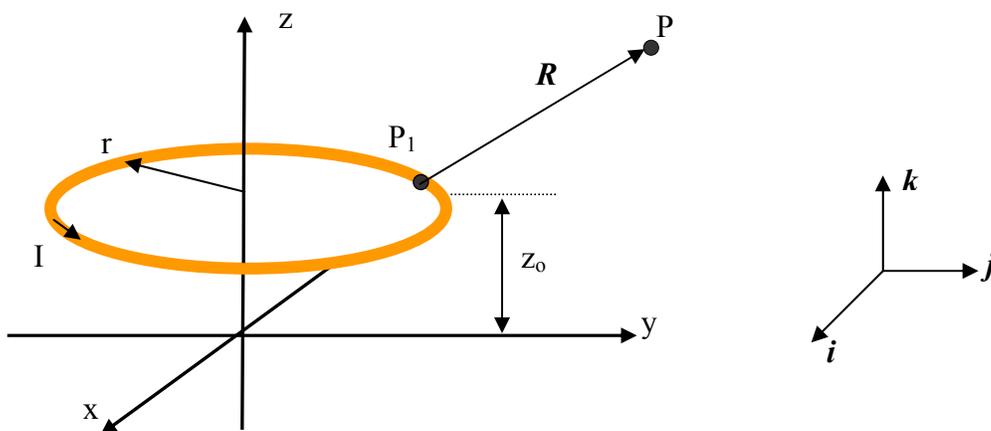


Fig. 5.4 - Diagrama esquemático para a visualização da lei de Biot-Savart (espira condutora e ponto P qualquer)

Neste caso, como o condutor está sobre o plano x-y, o vetor elemento infinitesimal de corrente  $I d\mathbf{l}$ , pode ser expresso em coordenadas cilíndricas (5.2).

$$I d\mathbf{l} = r \cdot d\theta \mathbf{a}_\theta \quad (5.2)$$

Sendo  $\mathbf{a}_\theta$  o vetor unitário na direção do deslocamento angular  $\theta$ , que pode ser representado em coordenadas cartesianas, a partir da Fig.5.5, conforme (5.3).

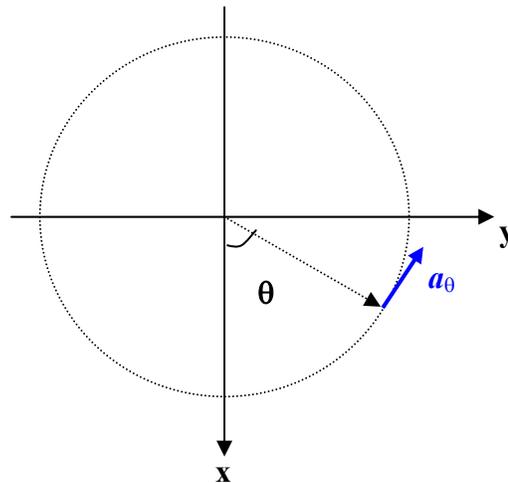


Fig.5.5 – Representação do vetor  $\mathbf{a}_\theta$  em coordenadas cartesianas.

$$\mathbf{a}_\theta = -\text{sen } \theta \mathbf{i} + \text{cos } \theta \mathbf{j} \quad (5.3)$$

$$I d\mathbf{l} = I(-r \text{sen } \theta \mathbf{i} + r \text{cos } \theta \mathbf{j}) d\theta$$

O ponto  $P_1$  é definido pelas coordenadas cartesianas  $P_1(r \text{cos } \theta, r \text{sen } \theta, z_0)$  e o ponto  $P$  pelas coordenadas  $P(x, y, z)$ , portanto o vetor  $\mathbf{R}$ , que representa a distância entre  $P_1$  e  $P$  é expresso conforme (5.4),

$$\mathbf{R} = (x - r \text{cos } \theta) \mathbf{i} + (y - r \text{sen } \theta) \mathbf{j} + (z - z_0) \mathbf{k} \quad (5.4)$$

Obtendo-se assim, o vetor  $\mathbf{a}_r$  (5.5),

$$\mathbf{a}_r = \frac{\mathbf{R}}{|\mathbf{R}|} = \frac{(x - r \cos \theta)\mathbf{i} + (y - r \sin \theta)\mathbf{j} + (z - z_0)\mathbf{k}}{\sqrt{(x - r \cos \theta)^2 + (y - r \sin \theta)^2 + (z - z_0)^2}} \quad (5.5)$$

$$\frac{\mathbf{a}_r}{|\mathbf{R}|^2} = \frac{(x - r \cos \theta)\mathbf{i} + (y - r \sin \theta)\mathbf{j} + (z - z_0)\mathbf{k}}{\left[ x^2 + y^2 + r^2 - 2r(x \cos \theta + y \sin \theta) + (z - z_0)^2 \right]^{3/2}}$$

Substituindo os termos de (5.3), (5.4) e (5.5) na equação (5.1) e escrevendo em forma de produto vetorial tem-se:

$$d\mathbf{B} = \frac{\mu_0 I}{4\pi} (-r \sin \theta \mathbf{i} + r \cos \theta \mathbf{j}) d\theta \times \frac{(x - r \cos \theta)\mathbf{i} + (y - r \sin \theta)\mathbf{j} + (z - z_0)\mathbf{k}}{\left[ x^2 + y^2 + r^2 - 2r(x \cos \theta + y \sin \theta) + (z - z_0)^2 \right]^{3/2}} \quad (5.6)$$

$$d\mathbf{B} = \frac{\mu_0 I}{4\pi} \left[ \begin{array}{ccc} \mathbf{i} & \mathbf{j} & \mathbf{k} \\ -r \sin \theta & r \cos \theta & 0 \\ (x - r \cos \theta) & (y - r \sin \theta) & (z - z_0) \end{array} \right] d\theta \left[ x^2 + y^2 + r^2 - 2r(x \cos \theta + y \sin \theta) + (z - z_0)^2 \right]^{3/2}$$

As componentes do vetor densidade de fluxo magnético no ponto P ( $B_x$ ,  $B_y$ ,  $B_z$ ) são obtidas efetuando a integral das componentes  $dB_x$ ,  $dB_y$ ,  $dB_z$  do vetor diferencial de densidade de fluxo magnético, resultando em (5.7).

$$B_x = \frac{\mu_0 I}{4\pi} \int_0^{2\pi} \frac{r \cos \theta (z - z_0)}{\left[ x^2 + y^2 + r^2 - 2r(x \cos \theta + y \sin \theta) + (z - z_0)^2 \right]^{3/2}} d\theta$$

$$B_y = \frac{\mu_0 I}{4\pi} \int_0^{2\pi} \frac{r \sin \theta (z - z_0)}{\left[ x^2 + y^2 + r^2 - 2r(x \cos \theta + y \sin \theta) + (z - z_0)^2 \right]^{3/2}} d\theta \quad (5.7)$$

$$B_z = \frac{\mu_0 I}{4\pi} \int_0^{2\pi} \frac{r^2 - r(x \cos \theta + y \sin \theta)}{\left[ x^2 + y^2 + r^2 - 2r(x \cos \theta + y \sin \theta) + (z - z_0)^2 \right]^{3/2}} d\theta$$

Portanto, no sistema cartesiano de coordenadas, o vetor indução magnética é dado por (5.8):

$$\mathbf{B}(x,y,z) = B_x \mathbf{i} + B_y \mathbf{j} + B_z \mathbf{k} \quad (5.8)$$

Dada a simetria cilíndrica do problema, as componentes do fluxo magnético na direção  $x$  e  $y$  se anulam, resultando somente a componente na direção  $z$ .

Sendo assim, é possível traçar um perfil da distribuição da componente  $B_z$  da indução magnética no interior da espira desde o centro até o limite do raio como visto no caso da Fig. 5.6, onde foi calculada a distribuição do fluxo para uma direção qualquer de  $r$  em uma espira de raio  $r = 67,5$  mm percorrida por 1 A.

Observa-se na Fig. 5.6 o comportamento assintótico da indução magnética à medida que se aproxima do centro do condutor representado pela linha cheia no gráfico. Na Fig.5.7 vê-se o detalhe do campo próximo ao condutor. O fator limitante para que o valor da indução magnética não chegue a valores que tendam a infinito, é o próprio raio físico do condutor utilizado para se confeccionar a bobina uma vez que, no cálculo da indução, os pontos a serem calculados não devem exceder o limite de  $r_i$  (superfície do condutor), como visto na Fig. 5.8.

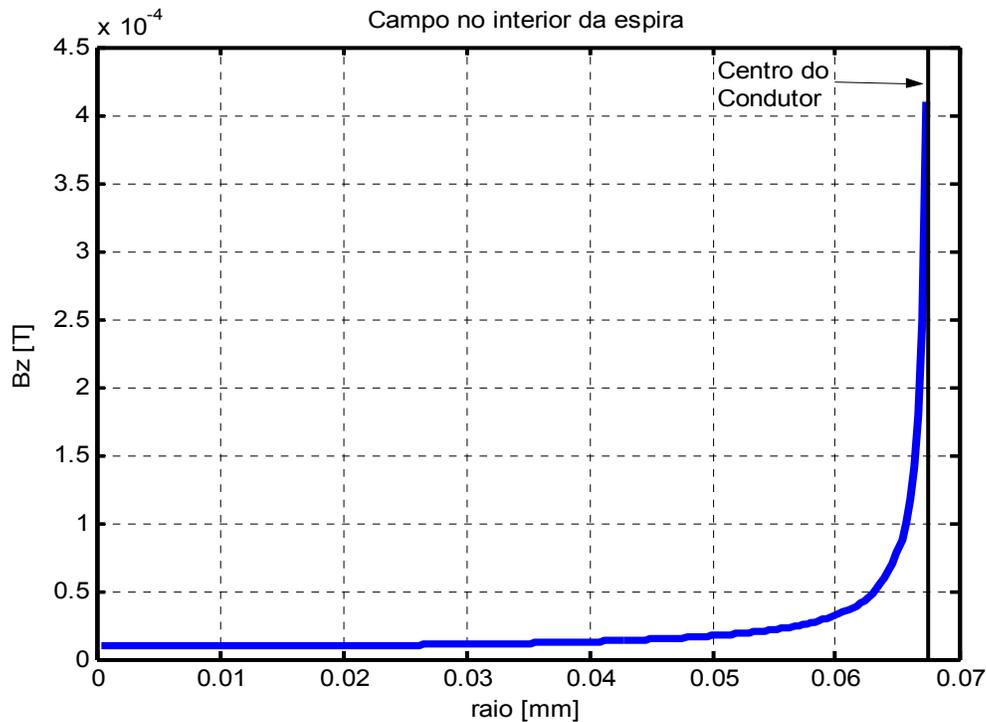


Fig.5.6 – Distribuição da indução magnética  $B_z$  ao longo do raio da espira

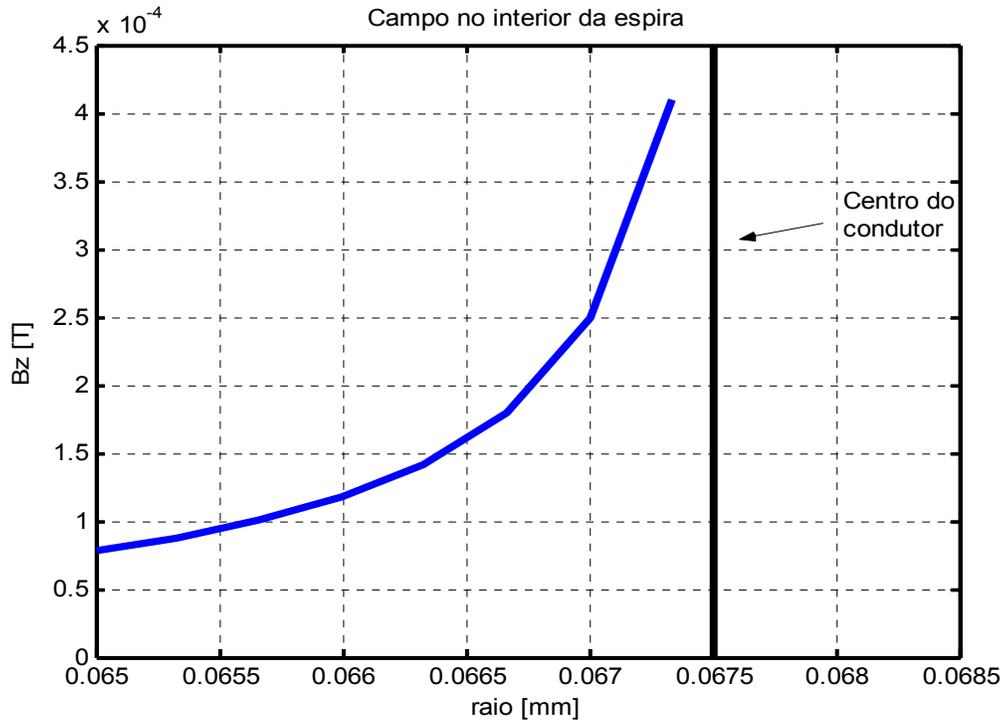


Fig.5.7 – Detalhe da indução magnética  $B_z$  próximo à superfície do condutor.

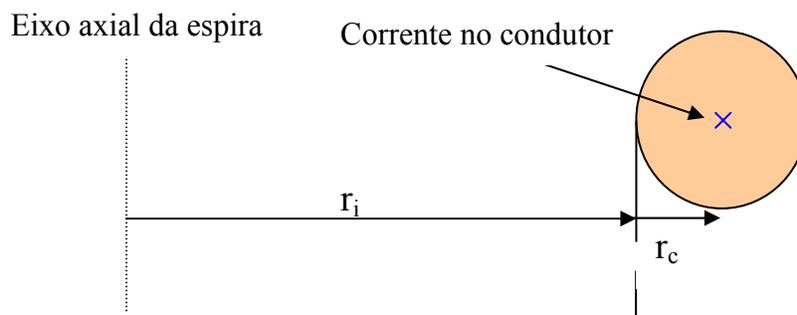


Fig.5.8 – Representação do raio da espira,  $r = r_i + r_c$

O objetivo deste desenvolvimento é o de, nas próximas etapas deste trabalho, utilizar a mesma metodologia para calcular o vetor densidade de fluxo magnético produzido num ponto P qualquer do espaço por uma bobina constituída por N espiras circulares enroladas em torno de um núcleo cilíndrico não magnético para obter as indutâncias próprias e mútuas das bobinas que irão compor o limitador de corrente.

## Conversão do vetor $\mathbf{B}$ para o sistema de coordenadas cilíndricas

Como mencionado anteriormente simplifica-se todo o trabalho, tanto analítico como computacional de cálculo, ao se trabalhar no sistema cilíndrico de coordenadas  $(t, \alpha, z)$ , dada a simetria do problema. A Fig. 5.9 mostra a representação do sistema cilíndrico de coordenadas.

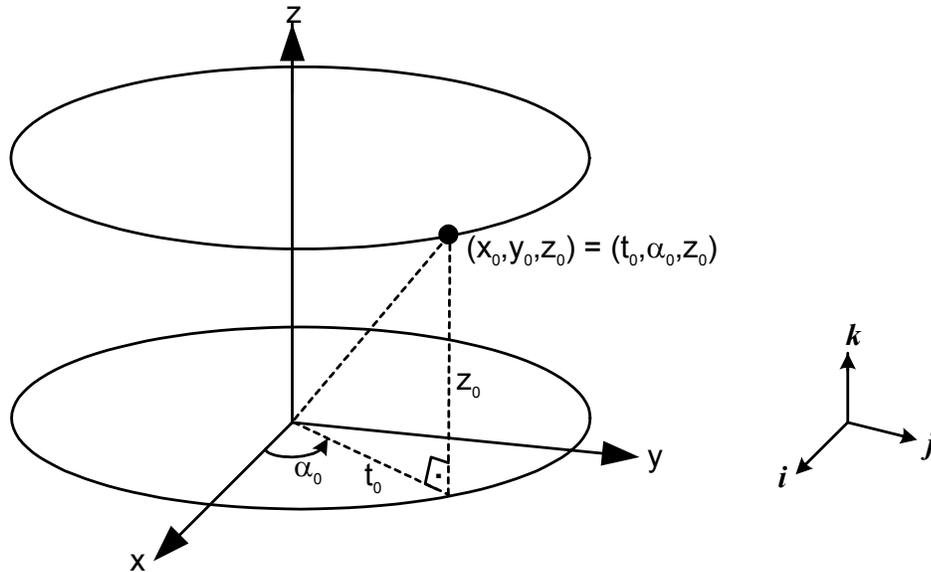


Fig. 5.9 – Representação do sistema cilíndrico de coordenadas.

Em coordenadas cilíndricas, o vetor indução magnética é representado por (5.9):

$$\mathbf{B}(t, \alpha, z) = B_t \mathbf{a}_t + B_\alpha \mathbf{a}_\alpha + B_z \mathbf{a}_z \quad (5.9)$$

Sendo  $\mathbf{a}_t$ ,  $\mathbf{a}_\alpha$  e  $\mathbf{a}_z$  os vetores unitários nas direções de  $t$ ,  $\alpha$  e  $z$  do sistema de coordenadas cilíndricas. Os valores de  $B_t$ ,  $B_\alpha$  e  $B_z$  são determinados pelos produtos escalares de (5.10):

$$\begin{aligned} B_t &= \mathbf{B}(x, y, z) \cdot \mathbf{a}_t & B_t &= (B_x \mathbf{i} + B_y \mathbf{j} + B_z \mathbf{k}) \cdot \mathbf{a}_t \\ B_\alpha &= \mathbf{B}(x, y, z) \cdot \mathbf{a}_\alpha & B_\alpha &= (B_x \mathbf{i} + B_y \mathbf{j} + B_z \mathbf{k}) \cdot \mathbf{a}_\alpha \\ B_z &= \mathbf{B}(x, y, z) \cdot \mathbf{a}_z & B_z &= (B_x \mathbf{i} + B_y \mathbf{j} + B_z \mathbf{k}) \cdot \mathbf{a}_z \end{aligned} \quad (5.10)$$

---

Podem-se obter os produtos escalares entre os vetores unitários através da Tabela 5.1.

Tabela 5.1 – Produto escalar entre vetores unitários

	$\mathbf{a}_t$	$\mathbf{a}_\alpha$	$\mathbf{a}_z$
$\mathbf{i} \cdot$	$\cos\alpha$	$-\sin\alpha$	0
$\mathbf{j} \cdot$	$\sin\alpha$	$\cos\alpha$	0
$\mathbf{k} \cdot$	0	0	1

Resultando em (5.11):

$$\begin{aligned} B_t &= B_x \cos\alpha + B_y \sin\alpha \\ B_\alpha &= -B_x \sin\alpha + B_y \cos\alpha \\ B_z &= B_z \end{aligned} \quad (5.11)$$

O ponto P, definido anteriormente, passa a ser representado também em coordenadas cilíndricas da seguinte forma:

$$P(r'(\tau)\cos\alpha; r'(\tau)\sin\alpha; z) \quad (5.12)$$

A substituição da variável  $r$  pela  $r'(\tau)$  na definição do ponto P introduzida nessa etapa do equacionamento terá uma aplicação importante no momento em que se formular o cálculo da indutância própria da bobina, onde  $\tau$  representa o índice de discretização do raio de cada espira que compõe as bobinas.

Aplicando a transformação de coordenadas nas integrais do vetor  $\mathbf{B}$ , em coordenadas cartesianas obtém-se (5.13):

$$\begin{aligned}
B_t &= \frac{\mu_0 I}{4\pi} \int_0^{2\pi} \frac{[r \cos \theta (z - z_0)] \cos \alpha + [r \sin \theta (z - z_0)] \sin \alpha}{\left[ r'(\tau)^2 \cos^2 \alpha + r'(\tau)^2 \sin^2 \alpha + r^2 - 2r[r'(\tau) \cos \alpha \cos \theta + r'(\tau) \sin \alpha \sin \theta] + (z - z_0)^2 \right]^{3/2}} d\theta \\
B_\alpha &= \frac{\mu_0 I}{4\pi} \int_0^{2\pi} \frac{-[r \cos \theta (z - z_0)] \sin \alpha + [r \sin \theta (z - z_0)] \cos \alpha}{\left[ r'(\tau)^2 \cos^2 \alpha + r'(\tau)^2 \sin^2 \alpha + r^2 - 2r[r'(\tau) \cos \alpha \cos \theta + r'(\tau) \sin \alpha \sin \theta] + (z - z_0)^2 \right]^{3/2}} d\theta \\
B_z &= \frac{\mu_0 I}{4\pi} \int_0^{2\pi} \frac{r^2 - r[r'(\tau) \cos \alpha \cos \theta + r'(\tau) \sin \alpha \sin \theta]}{\left[ r'(\tau)^2 \cos^2 \alpha + r'(\tau)^2 \sin^2 \alpha + r^2 - 2r[r'(\tau) \cos \alpha \cos \theta + r'(\tau) \sin \alpha \sin \theta] + (z - z_0)^2 \right]^{3/2}} d\theta
\end{aligned} \tag{5.13}$$

Simplificando (5.13), o valor do vetor  $\mathbf{B}$  em coordenadas cilíndricas é apresentado em (5.14):

$$\begin{aligned}
B_t &= \frac{\mu_0 I}{4\pi} \int_0^{2\pi} \frac{r(z - z_0) \cos(\theta - \alpha)}{\left[ r^2 + r'(\tau)^2 - 2r[r'(\tau) \cos(\alpha - \theta)] + (z - z_0)^2 \right]^{3/2}} d\theta \\
B_\alpha &= \frac{\mu_0 I}{4\pi} \int_0^{2\pi} \frac{r(z - z_0) \sin(\theta - \alpha)}{\left[ r^2 + r'(\tau)^2 - 2r[r'(\tau) \cos(\alpha - \theta)] + (z - z_0)^2 \right]^{3/2}} d\theta \\
B_z &= \frac{\mu_0 I}{4\pi} \int_0^{2\pi} \frac{r^2 - r[r'(\tau) \cos(\alpha - \theta)]}{\left[ r^2 + r'(\tau)^2 - 2r[r'(\tau) \cos(\alpha - \theta)] + (z - z_0)^2 \right]^{3/2}} d\theta
\end{aligned} \tag{5.14}$$

A partir destes resultados obtidos para as componentes do vetor  $\mathbf{B}$ , é possível ver que as componentes do campo na direção  $t$  praticamente se anulam, dada a simetria cilíndrica e que a componente na direção  $\theta$  também pode ser considerada desprezível pois enlaça poucas espiras, resultando como significativa somente a componente do campo na direção  $z$ .

---

### 5.3 Cálculo da indutância própria de uma bobina

Segundo a Lei de Faraday, uma força eletromotriz (fem) é induzida em um circuito eletricamente fechado quando um fluxo magnético variável no tempo  $\phi$  enlaça o mesmo, de acordo com a equação (5.15):

$$e = \frac{d\phi}{dt} \quad (5.15)$$

A Lei de Lenz, determina que a polaridade dessa fem induzida é tal que produza efeito magnético de modo a se opor à variação do fluxo magnético enlaçado pela bobina, como mostrado na Fig. 5.10.

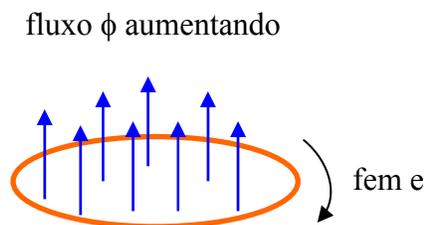


Fig. 5.10 – Fluxo magnético e fem em anel condutor fechado.

Se várias espiras forem enlaçadas pelo mesmo fluxo, como é o caso da bobina composta por múltiplas espiras planas, pode-se reescrever a equação (5.15) de forma a obter a magnitude da fem induzida (5.16).

$$e = N \frac{d\phi}{dt} = \frac{d(N\phi)}{dt} \quad (5.16)$$

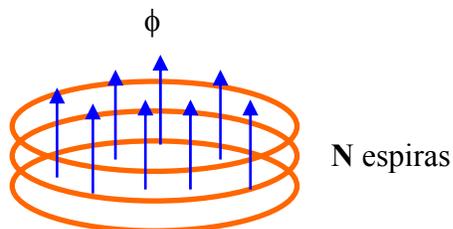


Fig. 5.11 – Fluxo magnético concatenado por várias espiras

---

A quantidade obtida  $N\phi$  é definida como o fluxo magnético  $\lambda$  concatenado com a bobina de  $N$  espiras e a Lei de Faraday pode ser expressa em termos de fluxo concatenado (5.17).

$$e = \frac{d\lambda}{dt} \quad (5.17)$$

As bobinas utilizadas para o limitador de corrente possuem núcleo magnético de ar, o que permite considerar que as mesmas compõem um sistema magnético linear. Sendo assim, a indutância própria de cada bobina pode ser determinada por (5.18).

$$L = \frac{\lambda}{I} = \frac{N\phi}{I} \quad (5.18)$$

Para se obter o valor da indutância de uma bobina diretamente pela equação (5.18), deve se considerar que o fluxo magnético se encontra uniformemente distribuído na área de cada espira e que todas espiras concatenam o mesmo número de linhas de fluxo magnético.

Porém, a distribuição real do fluxo magnético no interior da bobina não ocorre de maneira uniforme, ele se apresenta de forma mais intensa na vizinhança de cada um dos condutores e, ao longo da bobina, ele se apresenta mais concentrado nas espiras centrais, como a Fig. 5.12 ilustra.

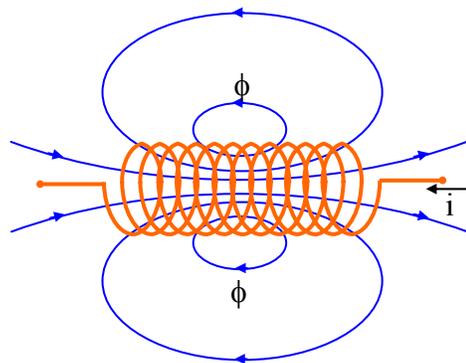


Fig. 5.12 – Diferentes fluxos magnéticos concatenados por cada espira

---

Para obter o valor de indutância em cujo cálculo seja considerada a distribuição real do fluxo magnético ao longo da bobina, torna-se necessária a utilização de um método em que o cálculo do fluxo concatenado  $\lambda$  considere o fluxo magnético envolvido por cada espira, uma vez que nem todas espiras envolvem ou concatenam o mesmo fluxo.

Sendo assim, o fluxo magnético concatenado pelas  $N$  espiras de uma bobina pode ser calculado por (5.19).

$$\lambda = \sum_{k=1}^N \phi_k \quad (5.19)$$

Em (5.19),  $\phi_k$  corresponde ao fluxo magnético concatenado com a  $k$ -ésima espira da bobina. Substituindo o valor de  $\lambda$  obtido em (5.19) na equação (5.18), obtêm-se valor da indutância da bobina com maior precisão.

A geometria da bobina considerada neste projeto, corresponde a uma bobina cilíndrica com espiras planas, cuja área é igual a  $A=\pi r^2$ , sendo  $r$  igual ao raio interno da espira somado ao raio do condutor como mostrado na Fig. 5.8.

O fluxo magnético em uma área atravessada perpendicularmente por uma densidade de fluxo magnético constante ao longo de toda seção da bobina, é dado por (5.20):

$$\phi = BA \quad (5.20)$$

Onde  $\phi$  é o fluxo magnético em (Wb) que concatena a espira em questão,  $B$  é a densidade de fluxo magnético em (T) na direção  $z$  e  $A$  a área da seção transversal da espira em ( $m^2$ ).

Como neste caso considera-se que a densidade de fluxo magnético não apresenta distribuição uniforme ao longo de toda seção transversal da espira, o fluxo magnético é dado pela integral de superfície (5.21):

$$\phi = \int_A B dA \quad (5.21)$$

Uma forma de implementar numericamente a integral de superfície é dividir a área interna de cada espira em vários anéis concêntricos cujos raios são subdivisões do raio interno de cada espira com mostra a Fig. 5.13. Nesse ponto, introduz-se no cálculo numérico do fluxo o parâmetro  $\tau$  definido anteriormente que representa as  $i$  subdivisões do raio interno da espira considerada para o cálculo do fluxo magnético.

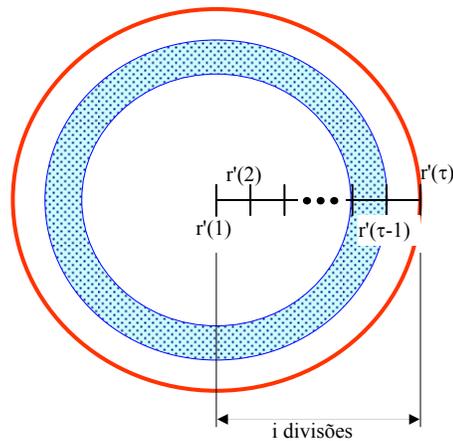


Fig. 5.13 – Subdivisão do raio da espira em anéis concêntricos

Com os resultados obtidos em (5.14), é possível obter o valor do vetor densidade de fluxo magnético em qualquer ponto do espaço, interior e exterior a uma espira, assim em cada segmento do raio é calculado o valor da densidade de fluxo magnético em  $r'(\tau)$  e em  $r'(\tau+1)$ . É então calculado o valor médio da indução magnética entre as subdivisões sucessivas do raio da espira.

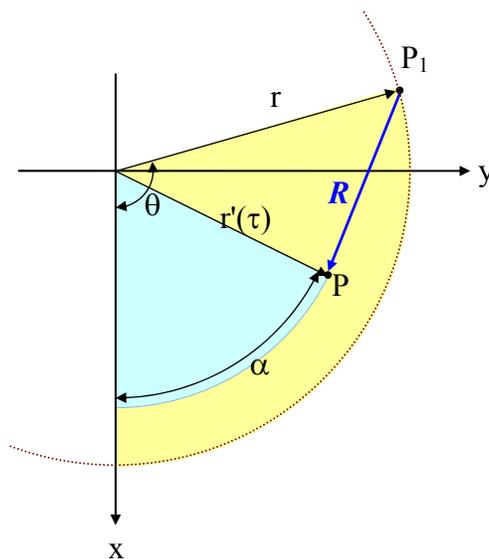


Fig 5.14 – Projeção no plano x-y dos parâmetros do cálculo de  $B_z$ .

---

É importante observar que para um dado valor de raio, o valor da indução magnética será sempre o mesmo qualquer que seja a direção  $\alpha$  escolhida, devido à geometria do problema.

Cada par de segmentos delimita um anel cuja área é calculada pela seguinte expressão (5.22):

$$A(\tau) = \pi[r'(\tau)^2 - r'(\tau+1)^2] \quad (5.22)$$

O fluxo magnético em cada anel é calculado então (5.23):

$$\phi(\tau) = A(\tau) \frac{B_z(\tau) + B_z(\tau+1)}{2} \quad (5.23)$$

O fluxo magnético total em cada espira corresponde ao somatório dos fluxos de todos os anéis contidos na espira, onde  $i$  corresponde ao número de anéis em que cada espira foi dividida (5.24).

$$\phi_k = \sum_{\tau=1}^i A(\tau) \frac{B_z(\tau) + B_z(\tau+1)}{2} = \sum_{\tau=1}^i \phi(\tau) \quad (5.24)$$

O fluxo magnético total concatenado pela bobina é o somatório dos fluxos concatenados por cada espira como visto em (5.19):

$$\lambda = \sum_{k=1}^N \phi_k$$

Finalmente, a indutância própria da bobina, atravessada pela corrente  $I$  que produziu o fluxo concatenado  $\lambda$ , é dada por (5.25).

$$L = \lambda I^{-1} \quad (5.25)$$

---

## 5.4 Cálculo da indutância mútua entre bobinas

A indutância mútua entre duas ou mais espiras percorridas por uma corrente elétrica pode ser calculada usando o acoplamento magnético entre as mesmas, porém, para fins de análise é mais conveniente tratar o acoplamento entre pares de bobinas.

Considere-se duas espiras fechadas  $E_1$  e  $E_2$ , correspondendo às áreas  $A_1$  e  $A_2$  respectivamente, com uma corrente elétrica  $I_1$  que percorre a espira 1 (Fig. 5.15) produzindo uma densidade de fluxo magnético  $B_1$ . Parte das linhas de fluxo magnético proveniente de  $B_1$  se concatenam com a espira  $E_2$  atravessando a superfície correspondente a  $A_2$ .

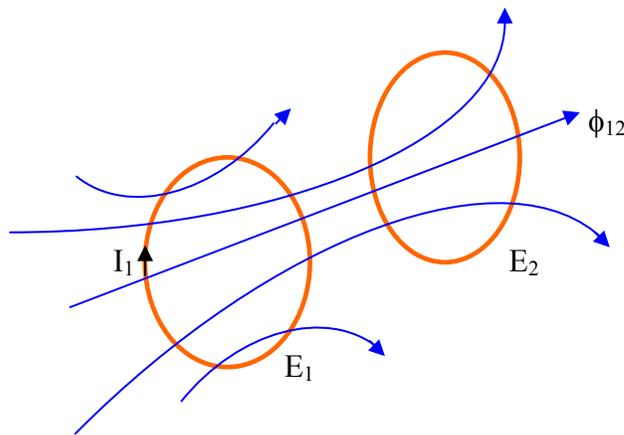


Fig. 5.15 – Espiras acopladas magneticamente

Dessa forma, o fluxo magnético mútuo entre  $E_1$  e  $E_2$  é dado pela integral de superfície apresentada em (5.26), levando-se em consideração agora o par de espiras.

$$\phi_{12} = \int_{A_2} B_1 dA_2 \quad (5.26)$$

Considerando que o fluxo magnético não se encontra uniformemente distribuído em  $A_2$ , a integral de superfície pode ser implementada numericamente a partir das expressões (5.22), (5.23) e (5.24) deduzidas anteriormente.

Para o caso de se trabalhar com bobinas compostas de  $N$  espiras, tem-se que o fluxo concatenado  $\lambda$  entre  $E_1$  e  $E_2$  é igual a:

$$\lambda_{12} = \sum_{k=1}^{N_2} \phi_{1(2,k)} \quad (5.27)$$

Em (5.27),  $\phi_{1(2,k)}$  corresponde ao fluxo magnético concatenado com a espira  $k$  da bobina 2, que foi produzido da pela corrente elétrica na bobina 1. A indutância mútua pode ser obtida então de:

$$L_{12} = \lambda_{12} I_1^{-1} \quad (5.28)$$

A expressão (5.28) mostra que a indutância mútua entre dois circuitos representa o fluxo magnético concatenado em um circuito por unidade da corrente que excita o outro circuito. Trocando-se os índices das variáveis, chega-se a expressão da indutância mútua, considerando a bobina 2 excitada e a bobina 1 concatenando o fluxo magnético:

$$L_{21} = \lambda_{21} I_2^{-1} \quad (5.29)$$

Uma propriedade muito importante da indutância mútua é a que seu valor depende da forma geométrica do circuito e do arranjo físico entre os circuitos acoplados e independe da corrente que circula nos circuitos. Isso leva à importante conclusão de que é possível obter o valor da indutância mútua entre dois circuitos magneticamente acoplados calculando  $L_{12}$  tanto quanto calculando  $L_{21}$ . Esse fato permite que se escolha a forma mais simples de se proceder aos cálculos.

O limitador de corrente supercondutor pode ser composto de várias bobinas concêntricas e compostas por espiras planas. Para o caso de duas bobinas, tem-se a seguinte vista em corte, Fig 5.16.

A partir da propriedade descrita anteriormente de que  $L_{12} = L_{21}$ , opta-se por calcular a indutância mútua considerando somente a bobina externa excitada pela corrente e calculando o fluxo somente no interior da bobina interna, visando assim minimizar o erro no cálculo da componente de indução magnética  $B_z$  devido a característica assintótica de sua curva como mostrado na Fig. 5.6.

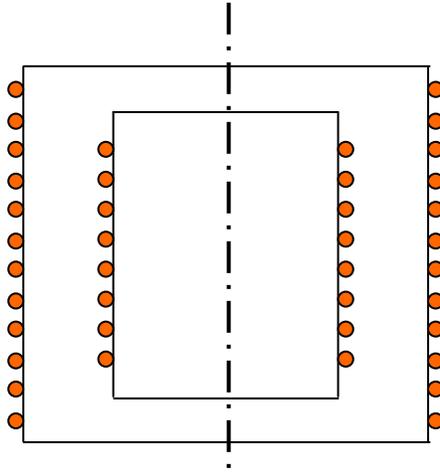


Fig. 5.16 – Vista em corte de duas bobinas concêntricas e centradas

Para o cálculo da indutância mútua, o ponto  $P_1$  percorre as espiras da bobina externa de raio  $r_e$  por onde circula a corrente e o ponto  $P$  passa a descrever os pontos interiores às espiras da bobina interna, com raio  $r_i$ , de acordo com a Fig. 5.17.

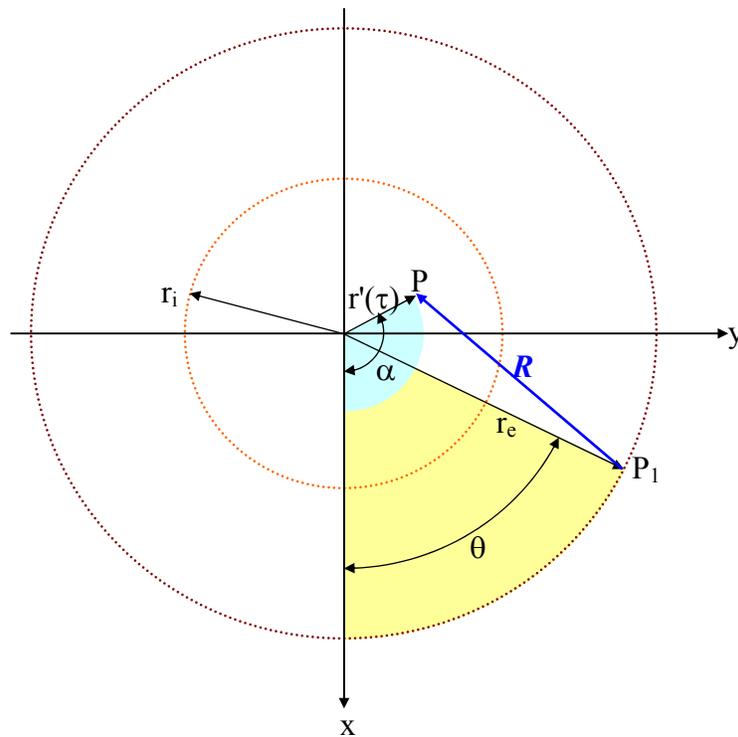


Fig. 5.17 – Projeção das bobinas externa e interna no plano  $xy$

$$P_1(r_e \cos \theta ; r_e \sin \theta ; z_0) \quad (5.30)$$

$$P(r'(\tau) \cos \alpha ; r'(\tau) \sin \alpha ; z), \text{ onde } 0 \leq r'(\tau) \leq r_i$$

Para minimizar os valores de indutância a fim de se obter uma reatância indutiva pequena no limitador de corrente, em alguns casos é necessário deslocar axialmente as bobinas entre si. Para tal, introduz-se no equacionamento o deslocamento axial  $\Delta a$  relativo entre os centros de cada par de bobinas, no qual a bobina externa é a referência fixa. Dessa forma este deslocamento pode ser negativo, nulo ou positivo e o ponto P passa a descrever a trajetória:

$$P(r'(\tau) \cos \alpha ; r'(\tau) \sin \alpha ; z + \Delta a), \text{ onde } 0 \leq r'(\tau) \leq r_i \quad (5.31)$$

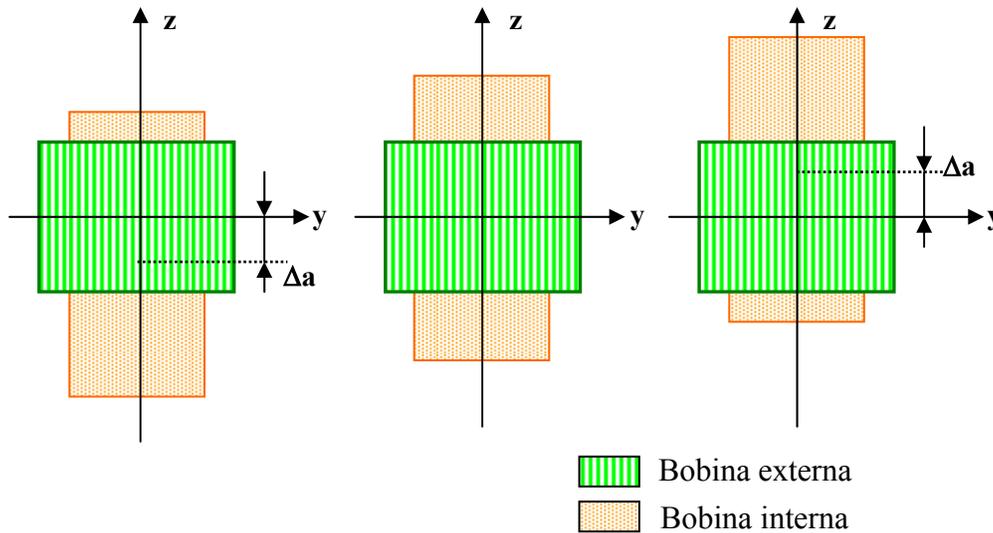


Fig. 5.18 – Situações para possível deslocamento axial de  $\Delta a$ .

Substituindo as novas definições das coordenadas cilíndricas em (5.14), obtém-se a indução magnética em qualquer ponto interior à bobina interna pelas componentes do vetor  $\mathbf{B}$  em (5.32).

$$\begin{aligned}
B_t &= \frac{\mu_0 I_e}{4\pi} \int_0^{2\pi} \frac{r_e(z + \Delta a - z_0) \cos(\theta - \alpha)}{\left[ r_e^2 + r'(\tau)^2 - 2r_e r'(\tau) \cos(\alpha - \theta) + (z + \Delta a - z_0)^2 \right]^{3/2}} d\theta \\
B_\alpha &= \frac{\mu_0 I_e}{4\pi} \int_0^{2\pi} \frac{r_e(z + \Delta a - z_0) \text{sen}(\theta - \alpha)}{\left[ r_e^2 + r'(\tau)^2 - 2r_e r'(\tau) \cos(\alpha - \theta) + (z + \Delta a - z_0)^2 \right]^{3/2}} d\theta \\
B_z &= \frac{\mu_0 I_e}{4\pi} \int_0^{2\pi} \frac{r_e^2 - r_e r'(\tau) \cos(\alpha - \theta)}{\left[ r_e^2 + r'(\tau)^2 - 2r_e r'(\tau) \cos(\alpha - \theta) + (z + \Delta a - z_0)^2 \right]^{3/2}} d\theta
\end{aligned} \tag{5.32}$$

Uma vez mais, como descrito anteriormente, para o cálculo da indutância mútua, será levada em conta somente a componente  $B_z$  da indução magnética.

## 5.5 Implementação em software do cálculo de indutâncias

Todos os cálculos mostrados, foram implementados em software desenvolvido em linguagem C, e seus resultados validados mediante comparação com bobinas confeccionadas e medidas utilizando uma ponte *GenRad 1659 RLC Digibridge*.

A distribuição da densidade de fluxo magnético no interior de cada espira, a partir do seu centro geométrico até o limite com o raio do condutor apresenta a característica mostrada na Fig. 5.19.

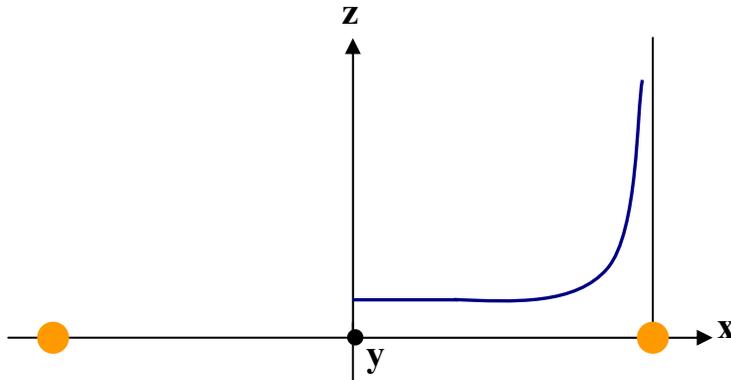


Fig. 5.19 – Distribuição de  $B_z$  ao longo do raio da espira

Observa-se o comportamento assintótico da densidade de fluxo magnético à medida que se aproxima do condutor, e seu comportamento aproximadamente constante na parte mais interior da espira. Devido a estas características, durante o desenvolvimento do software foram adotados dois diferentes valores de discretização para  $r'(\tau)$ . Do centro geométrico de cada bobina até 90% do valor do raio interno, dividiu-se em 5 partes. Os 10% restantes, por se encontrarem em uma região assintótica de indução magnética, necessitam de uma discretização maior para que o software tenha precisão aceitável.

Para determinar o grau de discretização da região assintótica foram feitas várias tentativas com o software desenvolvido, utilizando como referência os dados de uma bobina construída para esta finalidade cujas dimensões e valor de indutância própria eram conhecidos. O valor de indutância própria medido na bobina padrão adotada foi de  $399,57 \pm 0,5 \mu\text{H}$ .

Adotando os valores de discretização de 5 divisões para  $0 \leq r'(\tau) < 0,9r_i$ , e de 100 divisões para  $0,9r_i \leq r'(\tau) < r_i$ , a convergência do valor de indutância própria calculado pelo software desenvolvido pode ser observada na Fig. 5.20.

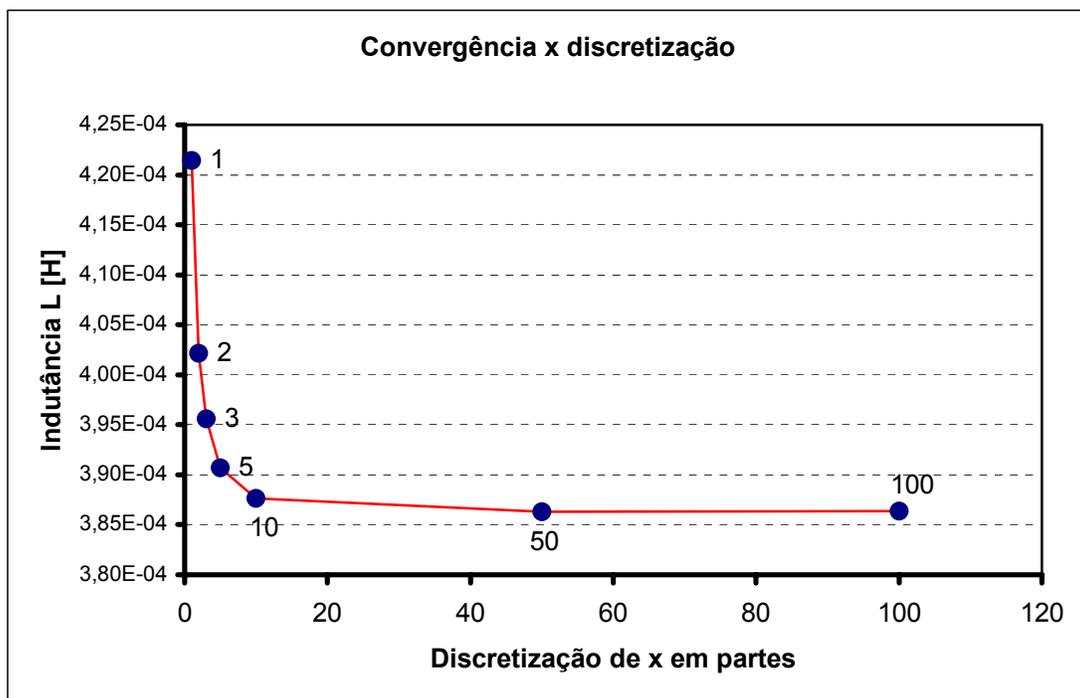


Fig. 5.20 – Convergência da indutância própria calculada

O gráfico da Fig. 5.20, mostra no eixo das ordenadas o número de divisões utilizadas para  $r'(\tau)$  na região assintótica do campo magnético, e com a região não assintótica dividida em 5 partes. O eixo das abscissas mostra a convergência do valor da indutância própria calculada de acordo com o número de divisões do raio no eixo x.

Observa-se que a partir de 50 divisões, o valor calculado converge e em 100 divisões chega ao valor de  $L_{\text{calculado}} = 386,31\mu\text{H}$ , o que representa um erro relativo de 3,3% com relação à indutância própria da bobina padrão.

Com base nesse resultado, concluiu-se que o software para cálculo de indutância desenvolvido possui precisão suficiente para o projeto das bobinas do limitador de corrente obtendo significativo ganho no tempo de processamento computacional, conforme demonstrado também em [5].

## 5.6 Determinação da indução magnética na superfície da fita supercondutora

O cálculo do valor da indução magnética na superfície da fita supercondutora é importante para determinar se, a um dado estado de excitação da parte ativa do limitador de corrente, a fita permanecerá em estado supercondutor ou transitará para o estado normal (“quench”). Esse cálculo é feito considerando a contribuição de todas as espiras de todas as bobinas, com suas respectivas polaridades magnéticas.

A equação que permite determinar o vetor de indução magnética diferencial num ponto qualquer do espaço produzido por um elemento diferencial de corrente na fita da bobina ( $I d\mathbf{l}$ ) pode ser escrita como (5.33).

$$\frac{d\mathbf{B}}{I} = \frac{\mu_0}{4\pi} \frac{\begin{bmatrix} \mathbf{i} & \mathbf{j} & \mathbf{k} \\ -r \sin \theta & r \cos \theta & 0 \\ (x - r \cos \theta) & (y - r \sin \theta) & (z - z_0) \end{bmatrix}}{\left[ x^2 + y^2 + r^2 - 2r(x \cos \theta + y \sin \theta) + (z - z_0)^2 \right]^{3/2}} d\theta \quad (5.33)$$

Com ela pode-se calcular o valor da indução magnética B em qualquer ponto do condutor de qualquer bobina produzido por todas as bobinas do limitador de corrente a um determinado

valor de corrente elétrica instantânea.

No caso de limitadores de corrente com bobinas não deslocadas axialmente o ponto de cada bobina onde o vetor  $\mathbf{B}$  terá maior intensidade é o ponto médio de cada bobina como mostra a Fig. 5.21.

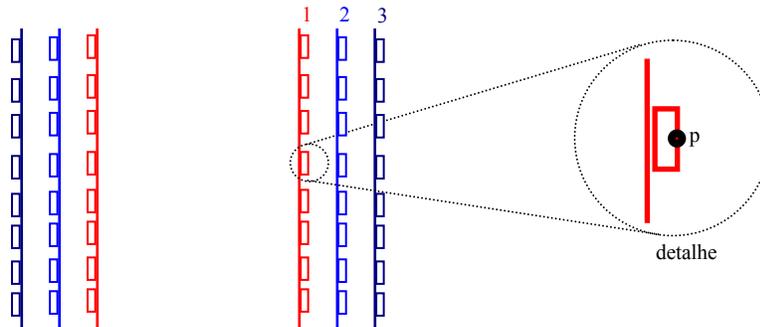


Fig. 5.21 - Posição do condutor de interesse da bobina 1.

Empregando a equação (5.33) para o cálculo da indução magnética por unidade de corrente ( $B'$ ), no ponto P do espaço de coordenadas  $(x,y,z)$ , constrói-se um conjunto de  $N^2$  ( $N$  é o número de bobinas) vetores de indução magnética para a espira central de cada bobina. Se houver deslocamento axial entre as bobinas, deve-se calcular as induções em todas as espiras e construir o vetor de induções baseado naquela submetida ao maior fluxo magnético.

Na fita é escolhido um ponto crítico p em sua superfície conforme mostra a Fig. 5.21. Calcula-se, então, o valor da indução magnética por unidade de corrente, em A, produzida por cada bobina, inclusive a própria, individualmente, nas três direções no ponto crítico considerado.

São construídos os vetores de indução por unidade de corrente para uma configuração onde todas as bobinas apresentam a mesma polaridade magnética usando coordenadas cartesianas ou cilíndricas dependendo de como estão sendo executando os cálculos. Em coordenadas cilíndricas tem-se:

$$B'_{ij} = \begin{bmatrix} B'_{t_{ij}} & B'_{\alpha_{ij}} & B'_{z_{ij}} \end{bmatrix} \quad i,j = 1,2,\dots,N \text{ (bobinas)} \quad (5.34)$$

Para considerar a polarização das bobinas no cálculo do vetor  $B'$  em cada espira central (ou na submetida ao maior fluxo magnético) de cada bobina, cria-se um vetor linha com elementos

---

unitários positivos e negativos, representando respectivamente a polaridade magnética relativa das bobinas.

Assim, se considerarmos um limitador de corrente de 3 bobinas sendo a bobina 2 invertida em relação às bobinas 1 e 3, o vetor de polaridade ficará:

$$p_1 = +1$$

$$p_2 = -1$$

$$p_3 = +1$$

$$pol = [p_1 \ p_2 \ p_3]$$

Dessa maneira a indução magnética produzida por cada bobina em cada um dos pontos críticos considerados poderá ser calculada em função das correntes instantâneas  $i_1$ ,  $i_2$ , ou  $i_3$  e das polaridades de cada bobina:

$$B_1 = p_1 \cdot B'_{11} \cdot |i_1| + p_2 \cdot B'_{12} \cdot |i_2| + p_3 \cdot B'_{13} \cdot |i_3|$$

$$B_2 = p_1 \cdot B'_{21} \cdot |i_1| + p_2 \cdot B'_{22} \cdot |i_2| + p_3 \cdot B'_{23} \cdot |i_3| \quad (5.35)$$

$$B_3 = p_1 \cdot B'_{31} \cdot |i_1| + p_2 \cdot B'_{32} \cdot |i_2| + p_3 \cdot B'_{33} \cdot |i_3|$$

Em (5.35)  $i_1$ ,  $i_2$ , e  $i_3$  são dadas em Ampères,  $B'$  em Tesla/Ampères e  $B$  em Tesla.

Para determinar se o supercondutor transitará, parte-se do valor da indução magnética na superfície do fio, recorre-se à curva característica  $I_c \times B$  do material supercondutor e compara-se o valor da corrente  $I_c$  encontrada com o valor da corrente instantânea  $i_b(t)$  da bobina que será  $i_1$ ,  $i_2$ , ou  $i_3$ , dependendo da bobina escolhida.

Se a corrente crítica for menor ou igual ao valor da corrente instantânea  $i_b(t)$  que flui na bobina em questão, então o supercondutor da bobina transitará para o estado normal de condução. No próximo capítulo será demonstrado como determinar o instante da transição no material supercondutor a partir dos vetores de indução magnética e dos valores de indutâncias próprias e mútuas das bobinas do limitador de corrente.

---

## Capítulo 6

# Modelo matemático dinâmico de simulação do limitador de corrente

### 6.1 Equacionamento matemático dinâmico do limitador de corrente

O modelamento matemático dinâmico do limitador de corrente supercondutor constitui uma ferramenta de extrema importância na fase de projeto do dispositivo uma vez que aplicado à simulação, torna possível observar o comportamento dinâmico do limitador de corrente inserido em um sistema de energia elétrica e obter por meio deste os valores dos parâmetros elétricos do dispositivo que são a sua resistência elétrica e a sua reatância.

O limitador de corrente elétrica supercondutor pode ser construído com um conjunto de bobinas concêntricas, eletricamente conectadas em paralelo ou em série e magneticamente acopladas. Sob uma dessas configurações o dispositivo pode ser matematicamente modelado levando-se em consideração seus parâmetros de indutâncias próprias e mútuas entre as bobinas, polaridades magnéticas e também as resistências elétricas das bobinas quando operando fora do estado supercondutor.

As especificações do sistema de energia elétrica e também da carga alimentada por este constituem parâmetros importantes da simulação dinâmica e também devem ser corretamente modelados para garantir a confiabilidade dos resultados da simulação dinâmica do sistema como um todo incluindo a atuação do limitador de corrente supercondutor.

A configuração proposta para o limitador de corrente com material supercondutor de alta temperatura BSSCO é a de  $n$  bobinas conectadas eletricamente em série, a fim de aumentar a resistência elétrica apresentada pela supercondutora fita após o “quench” e com polaridades magnéticas opostas, visando minimizar a indutância do conjunto de bobinas. A Fig. 6.1 mostra a representação elétrica do limitador de corrente supercondutor.

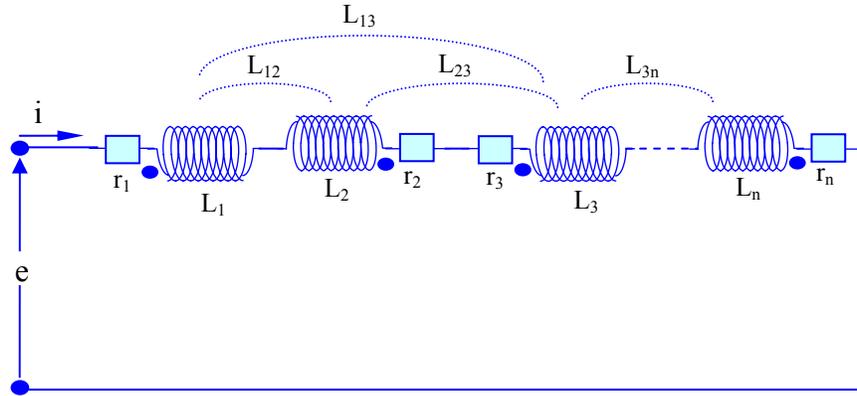


Fig. 6.1 - Representação de um conjunto de bobinas magneticamente acopladas em série:

$L_1, L_2, L_3, \dots, L_n$  são indutâncias próprias

$L_{12}, L_{13}, L_{23}, \dots, L_{3n}$ , são indutâncias mútuas entre bobinas.

Pode-se escrever a equação de malha [55]-[56] do conjunto limitador de corrente como em (6.1):

$$-e + r \cdot i + [L + L_M] \cdot \frac{di}{dt} = 0 \quad (6.1)$$

Onde,

$$r = \sum_{k=1}^n r_k$$

$$L = \sum_{k=1}^n L_k \quad (6.2)$$

$$L_M = \sum_{k=1}^{n-1} \sum_{j=k+1}^n L_{kj} p_k p_j,$$

Com  $p = \pm 1$  correspondente à polaridade magnética.

Como pode ser observado em (6.1) e (6.2), é de suma importância a obtenção precisa dos parâmetros de indutâncias próprias e mútuas apresentados no capítulo 5, sem os quais não é

possível modelar corretamente o conjunto limitador de corrente.

Isolando em (6.1) a tensão sobre o limitador de corrente obtém-se:

$$e = r \cdot i + [L + L_M] \cdot \frac{di}{dt} \quad (6.3)$$

O circuito empregado para a simulação da operação do limitador de corrente é apresentado na Fig. 6.2:

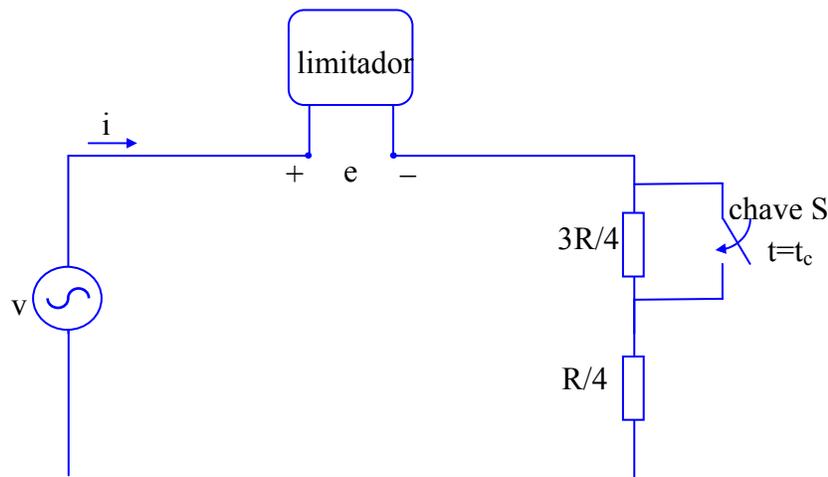


Fig. 6.2 - Circuito utilizado para a simulação

No circuito da Fig. 6.2,  $v$  representa uma fonte de tensão senoidal e  $R$  uma carga nominal que é reduzida a  $1/4$  pelo fechamento da chave “S” no instante  $t=t_c$  de ocorrência de uma falta. É necessário manter um mínimo de resistência de carga pelo fato da fita supercondutora não suportar toda corrente de curto-circuito da fonte utilizada para os ensaios no protótipo construído como será apresentado posteriormente no capítulo 9.

A equação para o circuito sem falta é

$$-v + [r+R]i + [L + L_M] \cdot \frac{di}{dt} = 0 \quad (6.4)$$

E a equação de estado para o circuito considerado é

$$\frac{di}{dt} = [L + L_M]^{-1} \cdot [v - (r+R)i] \quad (6.5)$$

A equação de estado descrita foi resolvida numericamente a partir dos valores das indutâncias e da característica  $I_c \times B$  do fio supercondutor utilizando o método de Runge-Kutta de quarta ordem [57], através de um programa executado em linguagem do software MATLAB<sup>®</sup> [58]. A Fig. 6.3 apresenta um fluxograma para a simulação dinâmica do limitador de corrente.

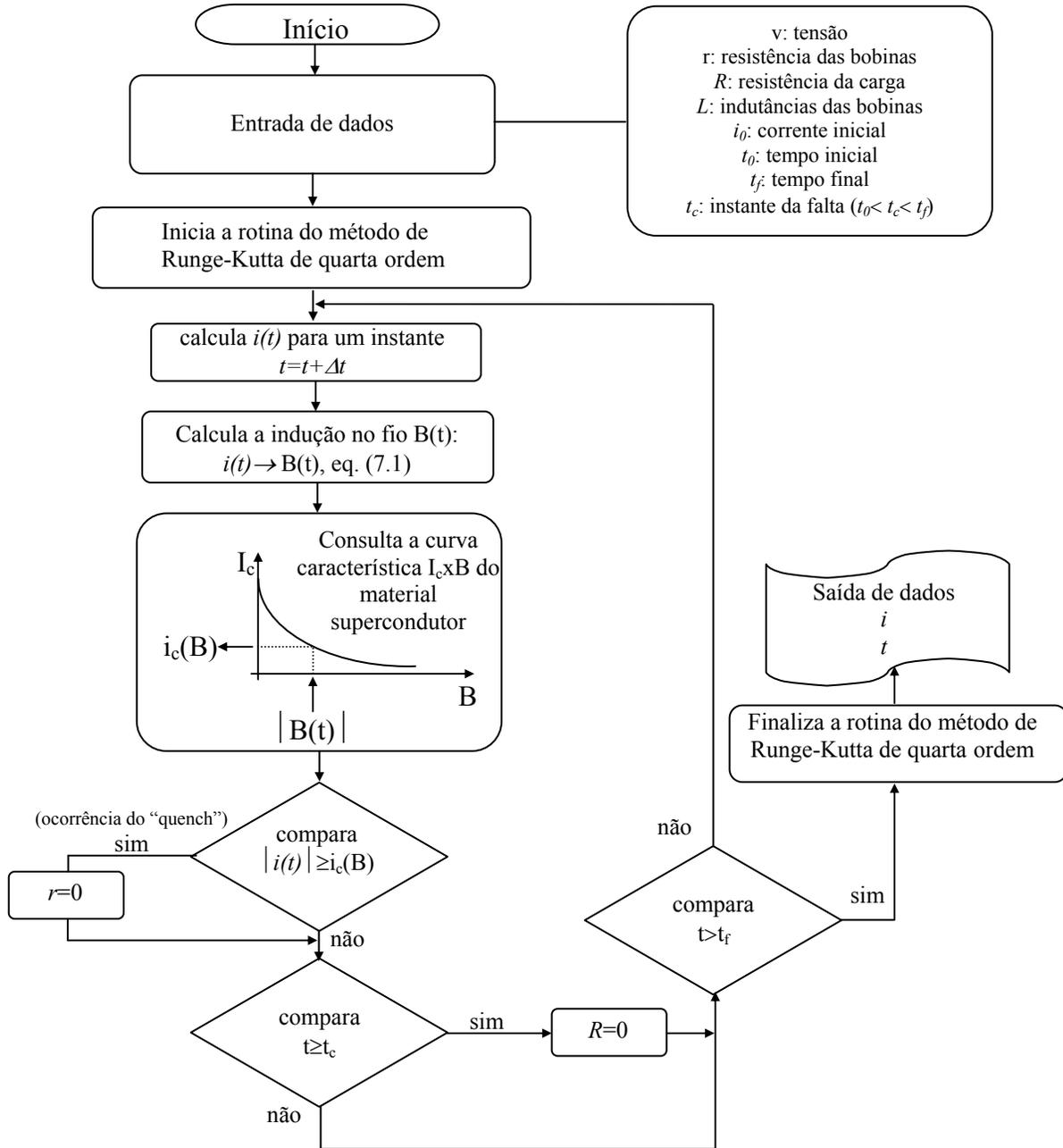


Fig. 6.3 - Fluxograma para simulação dinâmica do limitador de corrente

---

## 6.2 Cálculo da impedância equivalente do limitador de corrente em regime senoidal permanente

Outro parâmetro importante a ser obtido a partir do simulador dinâmico é a impedância equivalente do conjunto de bobinas que compõem o limitador de corrente supercondutor, a fim de que, durante a fase de projeto, seja possível estimar a impedância necessária para limitar a corrente de falta de um dado sistema de energia elétrica a valores pré-determinados.

Utilizando a análise fasorial para circuitos lineares com alimentação senoidal em regime permanente, como no circuito apresentado na Fig. 6.2, antes e depois da ocorrência da transição (“quench”) é possível obter o valor da impedância equivalente do conjunto de bobinas e, a partir disso, são calculadas a indutância equivalente e a resistência equivalente do limitador de corrente no circuito de simulação.

Considerando uma alimentação senoidal para o circuito da Fig. 6.2,  $v$  pode ser escrita como:

$$v = V_{\text{pico}} \text{sen}(\omega t) \quad (6.6)$$

E a representação fasorial para  $v$  é dada por (6.7):

$$V = V_{\text{pico}} + j0 \quad (6.7)$$

Na forma fasorial (6.4) pode ser reescrita como:

$$-V + \left[ r + R + j\omega(L + L_M) \right] \cdot I = 0 \quad (6.8)$$

Onde  $I$  é o fasor da corrente no limitador de corrente,

$$I = I_{\text{pico}} \exp(-j\phi) \quad (6.9)$$

Resolvendo a equação (6.8) para  $I$ , é obtido o fasor de corrente elétrica nas bobinas do limitador de corrente:

---

$$I = \frac{V}{[r+R+j\omega(L+L_M)]} \quad (6.10)$$

O fasor queda de tensão sobre a carga é obtido pela Lei de Ohm:

$$V_R = R \cdot I \quad (6.11)$$

O fasor tensão sobre o limitador de corrente, pode ser obtido pela diferença entre o fasor de tensão da fonte e o fasor de queda de tensão sobre a carga:

$$V_{lim} = V - V_R \quad (6.12)$$

A impedância  $Z_{lim}$ , em  $\Omega$ , vista a partir dos terminais do limitador de corrente é dada pela relação entre os fasores de tensão e de corrente elétrica vistos a partir dos terminais do mesmo, como vista a seguir:

$$Z_{lim} = \frac{V_{lim}}{I} \quad (6.13)$$

Portanto, a resistência equivalente  $R_{lim}$ , em  $\Omega$ , do limitador de corrente é dada por (6.14) e a indutância  $L_{lim}$ , em H, é expressa por (6.15):

$$R_{lim} = \text{Re}\{Z_{lim}\} \quad (6.14)$$

$$L_{lim} = \frac{1}{\omega} \text{Im}\{Z_{lim}\} \quad (6.15)$$

O modelamento dinâmico apresentado é uma ferramenta indispensável para o projetista do limitador de corrente supercondutor resistivo uma vez que lhe permite obter, através de simulação, o comportamento do dispositivo em condições normais e de falta no sistema de energia elétrica para verificar a adequação do projeto às especificações ou se necessário, alterar

---

características das bobinas tais como número de espiras, diâmetro da bobina e espaço entre as espiras até que ocorra o “quench” somente a um dado valor de corrente previamente determinado, o qual corresponde à corrente de limitação desejada.

---

## Capítulo 7

# Obtenção da curva característica $I_t \times B$ da fita HTS

### 7.1 Introdução

Uma das características mais importantes de um material supercondutor de alta temperatura de transição (HTS) em forma de fita utilizado na construção do limitador de corrente elétrica supercondutor resistivo (LCSR), é a sua curva  $I_t \times B$  que mostra o comportamento da corrente de transição da fita em função da densidade de fluxo magnético que é aplicada sobre ela.

Os fabricantes de fitas supercondutoras costumam apresentar nas folhas de dados de cada material a curva característica  $I_t \times B$  de suas fitas quando transportando corrente contínua de valor constante e sob densidade de fluxo magnético constante.

A curva característica  $I_t \times B$  quando a fita é percorrida por corrente alternada em geral não é fornecida pelos fabricantes, principalmente porque o resultado obtido neste tipo de caracterização pode apresentar grandes variações dependendo fortemente da forma como ela é realizada, nela existe influência não só das características do material supercondutor, mas também de parâmetros extrínsecos ao próprio material como o tipo da instrumentação que é utilizada. A própria movimentação dos vórtices devido à corrente alternada pode causar efeito de acoplamento entre estes e a instrumentação utilizada de forma que diferentes medições efetuadas de forma semelhante possam eventualmente apresentar resultados diferentes.

Para o projeto de um LCSR formado por bobinas de fitas supercondutoras e aplicados em sistemas de energia elétrica onde ocorre transporte de corrente alternada e fluxos magnéticos alternados, é fundamental que se saiba a característica  $I_t \times B$  da fita, sem a qual não é possível determinar na fase de projeto, sob quais condições de corrente elétrica o “quençh” ocorrerá e a fita passará a apresentar resistência elétrica como foi mostrado no capítulo 6.

---

Poucos estudos sobre este assunto são encontrados da literatura [59]-[60] e esta não define exatamente um método definitivo para se obter a caracterização. A transição do estado supercondutor para o estado normal nos materiais HTS quando transportando corrente alternada não ocorre de forma bem definida e não é claramente identificada na curva  $V-I$  através de um critério bem determinado como o modelo de estado crítico de corrente contínua, apresentado no capítulo 2.

Em se tratando de corrente alternada, após ser atingida a corrente estimada como a corrente de “quench”, a transição do material para o estado normal de condução acontece inicialmente alguns pontos da fita enquanto que outros ainda apresentam características supercondutoras. Devido à utilização da prata como matriz suporte da fita supercondutora, que é um bom condutor térmico e elétrico, e à imersão da fita em nitrogênio líquido o que garante boa troca de calor em sua superfície, a corrente elétrica quando excede imediatamente o valor de “quench” percorre concomitantemente os filamentos supercondutores e a matriz de prata mantendo assim o equilíbrio térmico que é igualmente importante para manutenção do estado supercondutor. Somente após atingir valores da ordem de cinco vezes a corrente de “quench” é que se observa a transição completa da fita para o estado normal de condução, como é detalhado em [61].

Um dos métodos que têm sido utilizados para estimar a transição do material HTS em corrente alternada é através das curvas de perdas, como em [2] e [62], onde é observado que a taxa de evaporação do fluido criogênico aumenta a partir do momento em que ocorre o “quench”, porém visando utilizar a instrumentação já disponível em laboratório neste trabalho outra forma de caracterização foi estudada sem considerar o efeito da evaporação do nitrogênio.

Neste capítulo é apresentada uma proposta para obtenção da curva  $I_t \times B$  em corrente alternada a 60 Hz da fita HTS aplicando densidade de fluxo magnético e medição direta de tensão em uma amostra curta, a fim de tornar possível a aplicação da curva no simulador matemático dinâmico do LCSR.

## **7.2 Método Utilizado**

O método proposto utiliza um dispositivo magnético constituído de um núcleo magnético de duas pernas com uma bobina em uma delas para produção de força magnetomotriz, e um

---

entreferro na outra onde haverá densidade de fluxo magnético e será colocada uma amostra curta da fita supercondutora sob estudo.

A bobina do núcleo magnético é excitada com corrente contínua de modo a se ter no entreferro uma determinada densidade de fluxo magnético constante. A fita supercondutora é excitada por corrente alternada a uma frequência fixa e com amplitude crescente a partir de uma fonte de corrente controlada. A cada incremento na amplitude da corrente a queda de tensão sobre a amostra de fita é medida.

Assim, a curva de tensão eficaz x corrente eficaz ( $V-I$ ) na amostra é construída a partir dos valores medidos e a região onde ocorre a corrente de transição da fita é determinada a partir da análise do aumento da sua inclinação.

A idéia básica para a obtenção da curva  $I_t \times B$  da fita HTS em corrente alternada é a de obter diversas curvas  $V-I$  em corrente alternada senoidal a 60 Hz, variando para cada uma delas a densidade de fluxo magnético constante aplicado sobre a amostra. Cada uma das curvas apresenta diferentes valores de corrente transição que, relacionados às respectivas densidades de fluxo magnético aplicadas, resulta em uma tabela de valores de  $I_t \times B$  que posteriormente é ajustada através de uma função que é inserida no simulador matemático dinâmico como a característica  $I_t \times B$  da fita HTS utilizada.

### **7.3 Projeto e construção do núcleo magnético**

Para a realização dos ensaios com amostra de fita HTS que permitiram obter as curvas foi projetado, especialmente para esta finalidade, um núcleo magnético responsável pela aplicação da densidade de fluxo sobre a fita. A Fig. 7.1 mostra o sistema composto por um núcleo laminado de aço silício onde em uma de suas pernas é inserido um enrolamento de cobre e na outra perna existe um entreferro com abertura suficiente para inserir uma amostra de fita. Quando a bobina de cobre é ligada a uma fonte controlada de corrente contínua, a corrente que passa por suas espiras produz um fluxo magnético que percorre o circuito magnético do núcleo e atravessa o entreferro onde está posicionada a amostra.

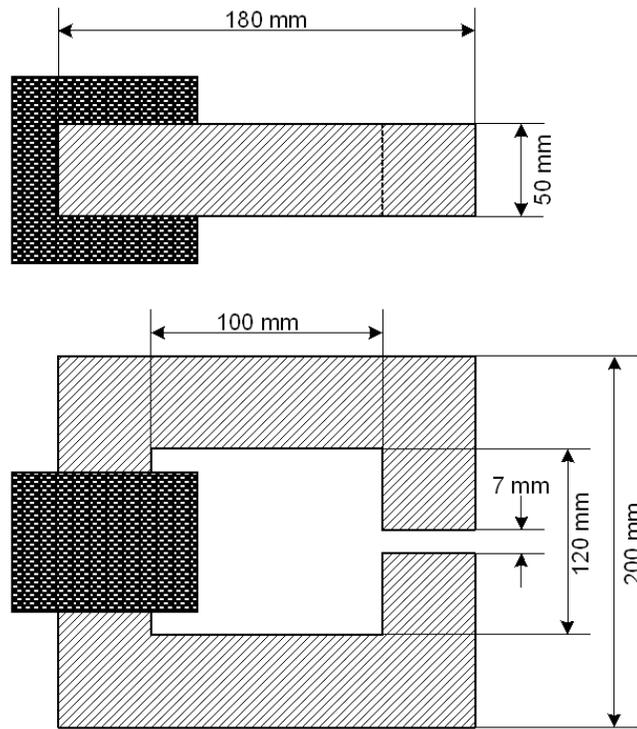


Fig. 7.1 – Desenho esquemático do projeto no núcleo magnético.

Os LCSR de fita HTS construídos em forma de bobinas helicoidais concêntricas operam geralmente em uma faixa de densidade de fluxo magnético de até 200 mT, porém o núcleo magnético neste caso foi projetado para conduzir fluxo magnético correspondente a até 500mT em seu entreferro a fim de se obter mais pontos na curva.

O projeto foi baseado na metodologia de cálculo para dimensionamento de núcleos magnéticos apresentada em [63] e simulado no software de elementos finitos Femmag-2D [64] para confirmação dos cálculos antes de ser enviado a um fabricante especializado de núcleos magnéticos para sua construção.

O resultado da simulação é apresentado na Fig 7.2 onde se observa pela legenda que para a corrente contínua de 5 A aplicada no enrolamento de cobre seria obtida no entreferro uma densidade de fluxo magnético da ordem de 500 mT.

O aspecto final do núcleo magnético construído é mostrado na Fig. 7.3.

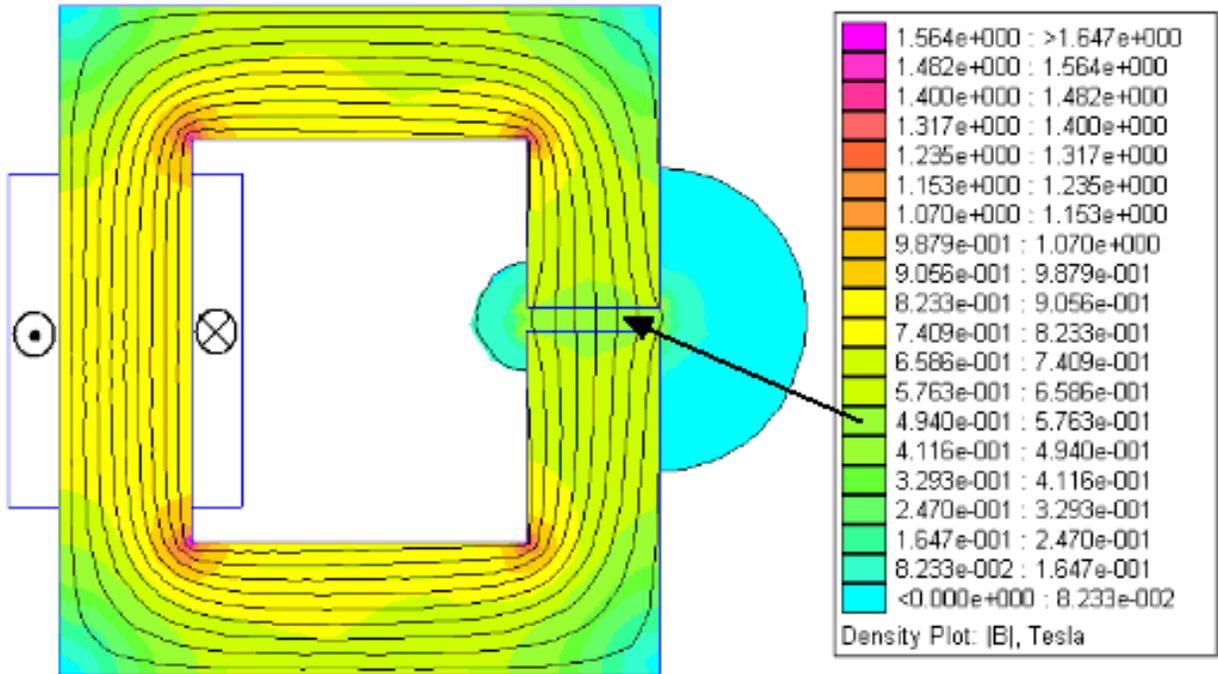


Fig. 7.2 – Resultado de cálculo por elementos finitos do funcionamento do núcleo magnético.

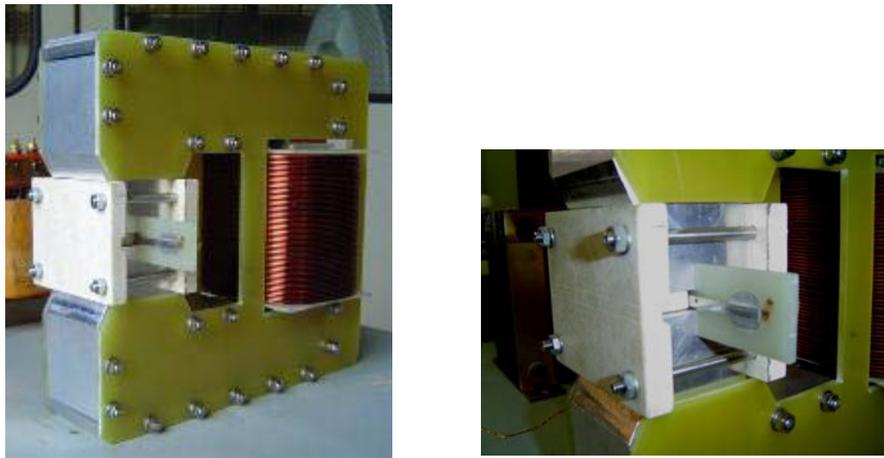


Fig. 7.3 – (a) Construção final do núcleo magnético; (b) Detalhe do entreferro e da fixação da amostra de fita HTS.

Após a construção do núcleo magnético, foi construída uma curva real de densidade de fluxo magnético no entreferro em função da corrente contínua aplicada na bobina de campo. A medida do campo no entreferro foi feita com a utilização de um sensor integrado de Efeito Hall da marca Lake Shore modelo LGHT-321 e os resultados são apresentados na Tabela 7.1 e na Fig. 7.4.

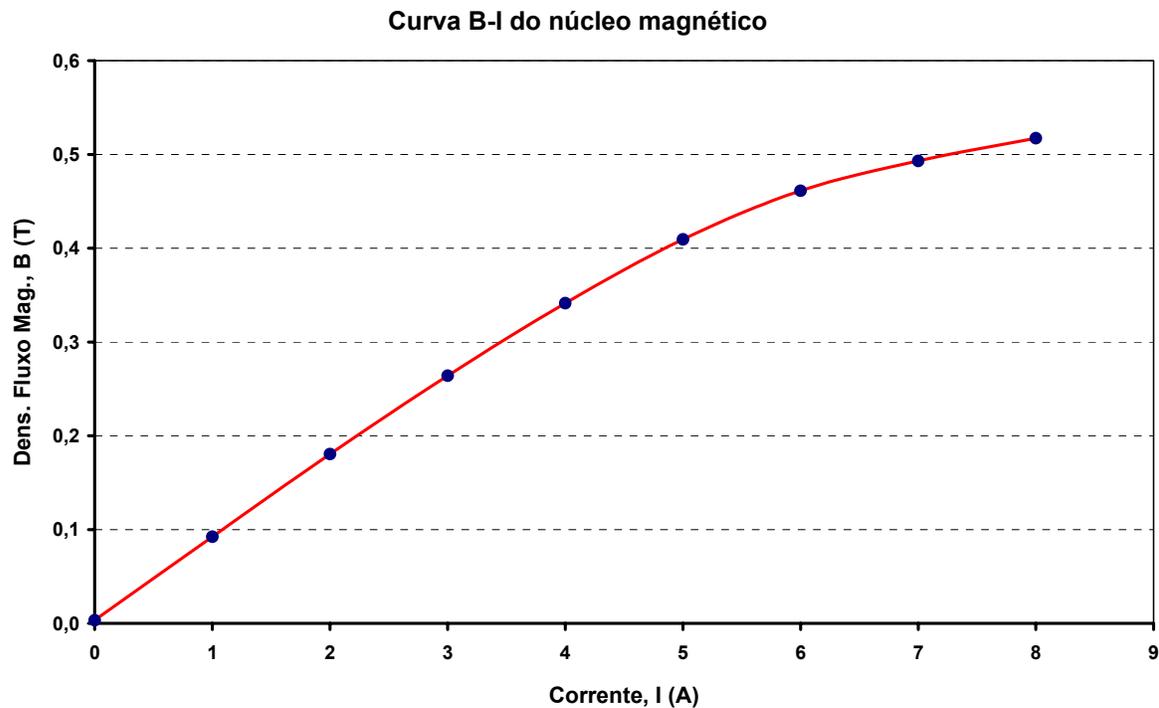


Fig. 7.4 – Curva B-I no medida no entreferro.

Tabela 7.1 – Dados de medida de densidade de fluxo magnético no entreferro do núcleo projetado.

I (A)	B (T)
0	0,00
1	0,09
2	0,18
3	0,26
4	0,34
5	0,41
6	0,46
7	0,49
8	0,52

Como pode ser observado na curva da Fig. 7.4, diferentemente do esperado no projeto, somente seria possível obter 500 mT de densidade de fluxo magnético no entreferro quando a corrente contínua na bobina fosse da ordem de 7,5 A. A relutância magnética no núcleo construído se mostrou um pouco maior do que a calculada no projeto chegando a operar na região de saturação do material magnético pois o cálculo do Femmag-2D considera os parâmetros do material ferromagnético do núcleo como de alta qualidade o que não se concretizou no momento de sua construção, porém ainda teve uma aproximação suficientemente boa para que fosse possível obter a faixa de variação de campo desejada de 0 a 500 mT, com homogeneidade da densidade de fluxo no entreferro de 4,7 %.

---

Alguns detalhes adicionais importantes na construção do núcleo a serem observados na Fig. 7.3 são a utilização de placas de fibra de vidro e placas de alumínio fixadas com parafusos nas laterais para manter o pacote de lâminas fixo, um carretel também de fibra de vidro onde a bobina de cobre é enrolada, bem como a utilização no entreferro de um de suporte para fixação da amostra de fita supercondutora por onde passa a corrente elétrica. A utilização de partes de fibra de vidro é necessária uma vez que todo conjunto é imerso em nitrogênio líquido durante os ensaios e esse material suporta sem maiores deformações a baixa temperatura.

Todo conjunto é colocado dentro de um reservatório térmico, como mostra a Fig. 7.5, para onde é transferido lentamente o nitrogênio líquido a fim de evitar um resfriamento abrupto do núcleo magnético. O nitrogênio é colocado até o nível onde fica imersa a amostra de fita, não sendo necessária a imersão da bobina de cobre.

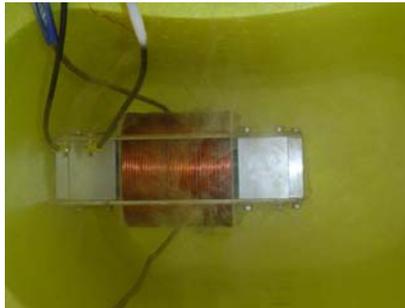


Fig. 7.5 – Núcleo magnético imerso em nitrogênio líquido.

## 7.4 Ensaio para a construção da curva

A montagem do ensaio experimental para construção da curva  $I_t \times B$  envolve, além do núcleo magnético já mostrado, a utilização de uma fonte de corrente contínua controlada que alimenta o enrolamento do núcleo magnético e, para circular corrente na amostra de fita supercondutora, é utilizada uma fonte de corrente alternada senoidal com amplitude controlada através de uma fonte de tensão contínua Keythley 230, esta última é programada via software em linguagem LabView através de uma interface de comunicação padrão GPIB.

A instrumentação para medir a corrente e a queda de tensão na amostra, é composta por dois multímetros digitais Keythley DMM-199 e DMM-196, ambos monitorados pelo software LabView e interface GPIB anteriormente descritos.

A Fig. 7.6 mostra o esquema de montagem da fonte de corrente, da instrumentação utilizada e da amostra de fita sob densidade de fluxo magnético. Inicialmente os “taps” de tensão foram soldados diretamente sobre a amostra de fita supercondutora, porém observou-se na medição a influência de correntes induzidas nos fios dos “taps” causadas pela corrente que passa na amostra, as soluções utilizadas para minimizar o efeito dessas correntes induzidas foi o de soldar os “taps” em bordas opostas da amostra de fita supercondutora a uma distância de 40 mm e trançar o par de fios a partir do ponto central da amostra, o que se mostrou bem eficiente. A Fig. 7.7 mostra o suporte da amostra de fita supercondutora e a Fig. 7.8 mostra a montagem do ensaio no laboratório.

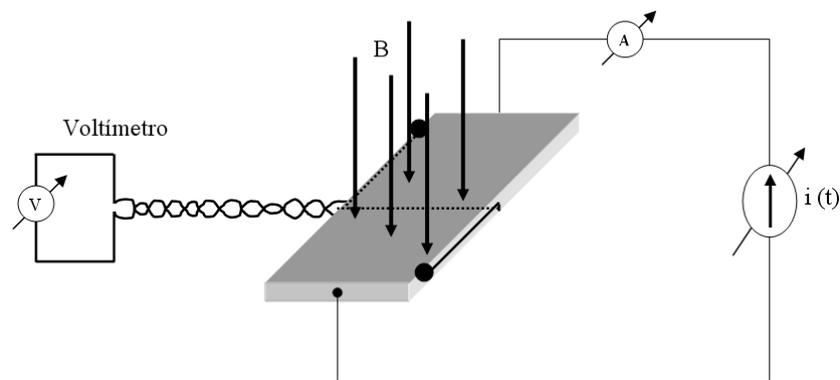


Fig. 7.6 – Esquema de montagem da fonte e instrumentação.



Fig. 7.7 – Suporte com amostra de fita supercondutora.



Fig. 7.8 – Montagem do ensaio no laboratório.

O valor da densidade de fluxo magnético a que a fita foi submetida foi variado em intervalos de 50 mT. Para cada valor de densidade de fluxo magnético foi obtida uma curva  $V-I$  através do ajuste dos pontos medidos com a fita na posição perpendicular às linhas de campo (Fig. 7.9a) e posteriormente com a fita na posição paralela às linhas de campo (Fig. 7.9b). O resultado desses ensaios é apresentado nas Figs. 7.10 a 7.13.

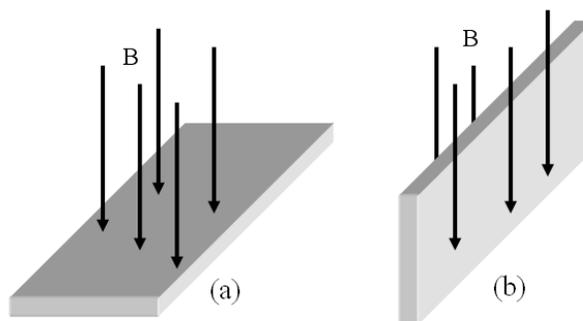


Fig. 7.9 – (a) Incidência de B perpendicular à fita.  
(b) Incidência de B paralelo à fita.

Para ajuste dos pontos medidos em corrente alternada foi utilizado um modelo similar ao exponencial mostrado na equação (2.2). Quando existe densidade de fluxo magnético na fita supercondutora sem que haja corrente elétrica percorrendo a mesma, é observada uma queda de tensão diretamente proporcional à B e que pode ser modelada como uma resistência dinâmica definida por  $R_D$ , essa tensão mantém um valor aproximadamente constante até o ponto onde se inicia a transição da fita do estado supercondutor para o estado normal de condução.

O modelo exponencial modificado para corrente alternada é mostrado em (7.1) sendo seus parâmetros  $I_t$  a corrente de transição,  $E_t$  a taxa de queda de tensão e  $n$  o fator exponencial ajustados através do método de mínimos quadrados.

$$E = R_D + E_t \left( \frac{I}{I_t} \right)^n \quad (7.1)$$

A aplicação de densidade de fluxo magnético constante na amostra foi utilizada como aproximação para o funcionamento da fita sob densidade de fluxo magnético variável no tempo através da suposição que o valor de  $B$  constante aplicado seja igual ao valor de pico de um dado  $B(t)$  senoidal. Isso faz com que quando ocorre uma combinação de um dado valor de corrente elétrica de transição na fita supercondutora com o valor de  $B$  aplicado se tem o ponto desejado para montar a curva  $I_t \times B$  como apresentado em [65] e cujos resultados foram aplicados com sucesso no projeto de LCSR com fio supercondutor de baixa temperatura como mostrado em [1].

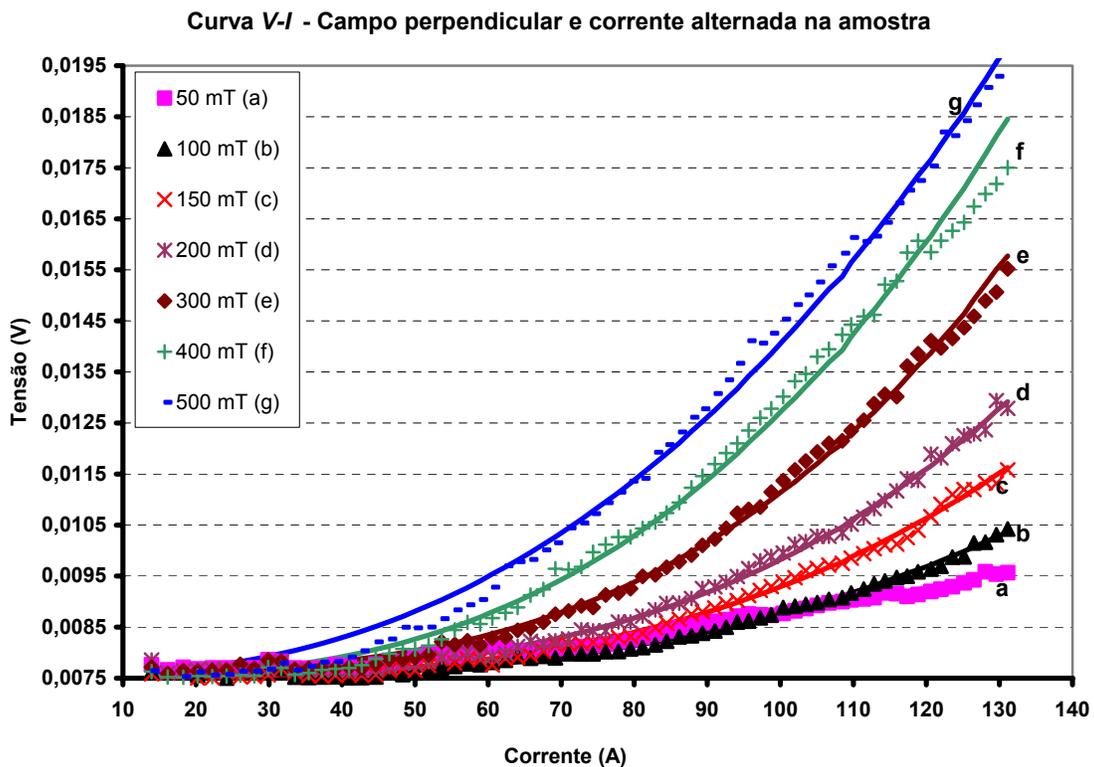


Fig. 7.10 – Seqüência de curvas  $V-I$  com campo perpendicular aplicado.

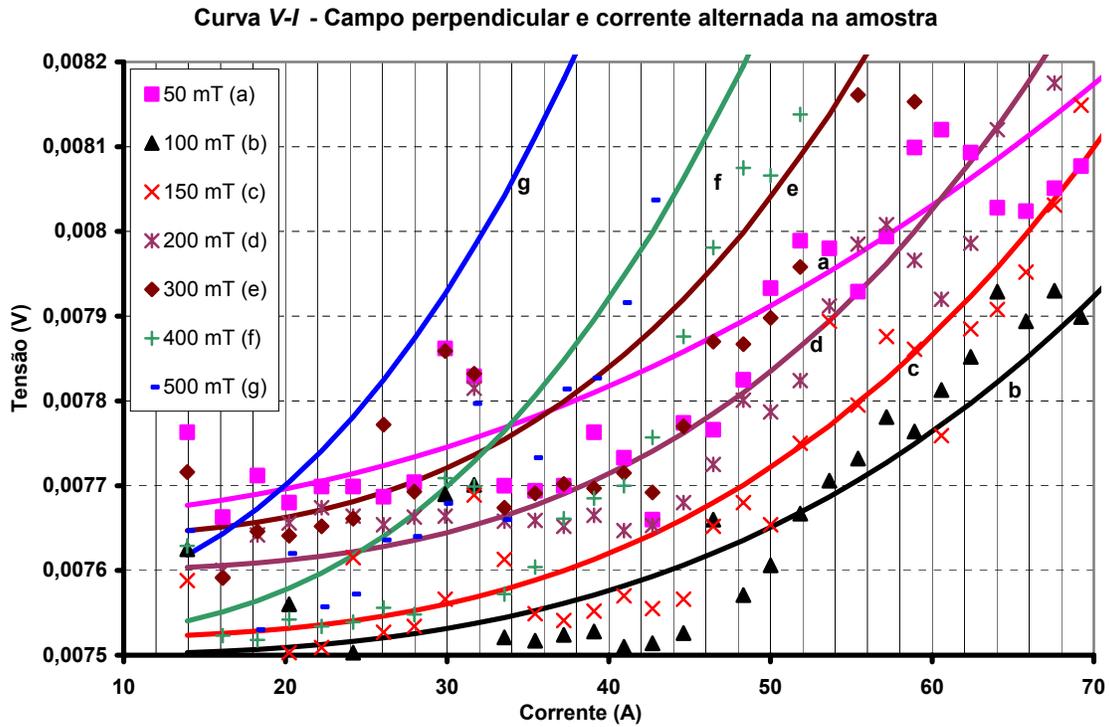


Fig. 7.11 – Detalhe da região de transição das curvas da Fig. 7.10.

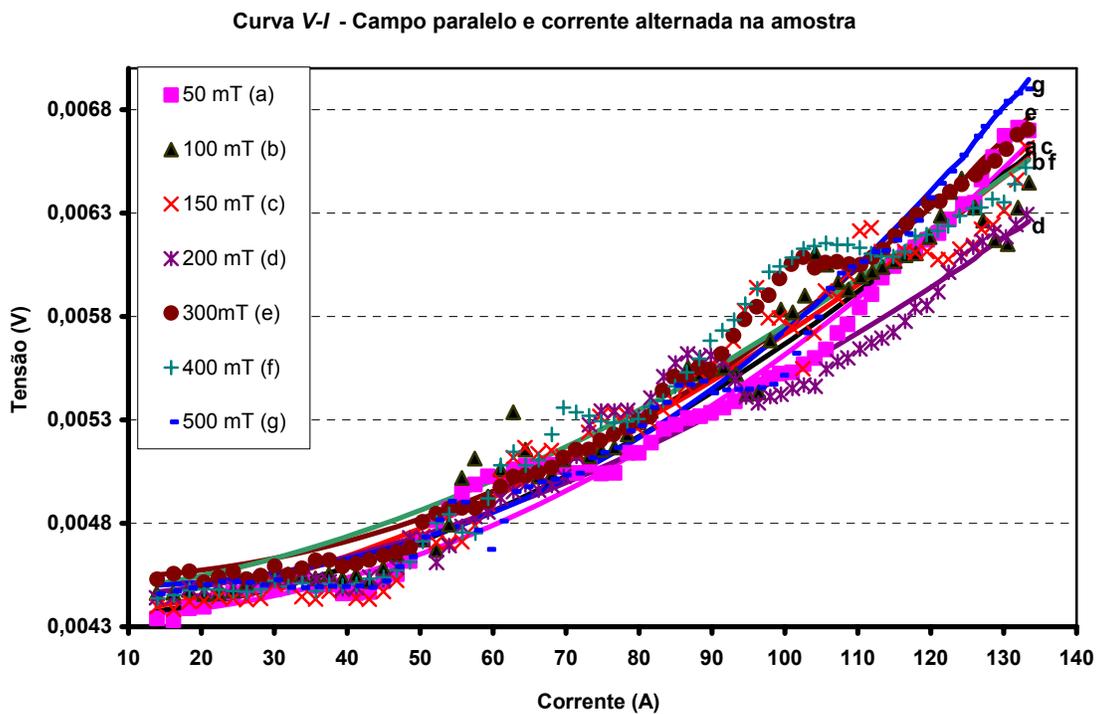


Fig. 7.12 – Sequência de curvas  $V-I$  com campo paralelo aplicado.

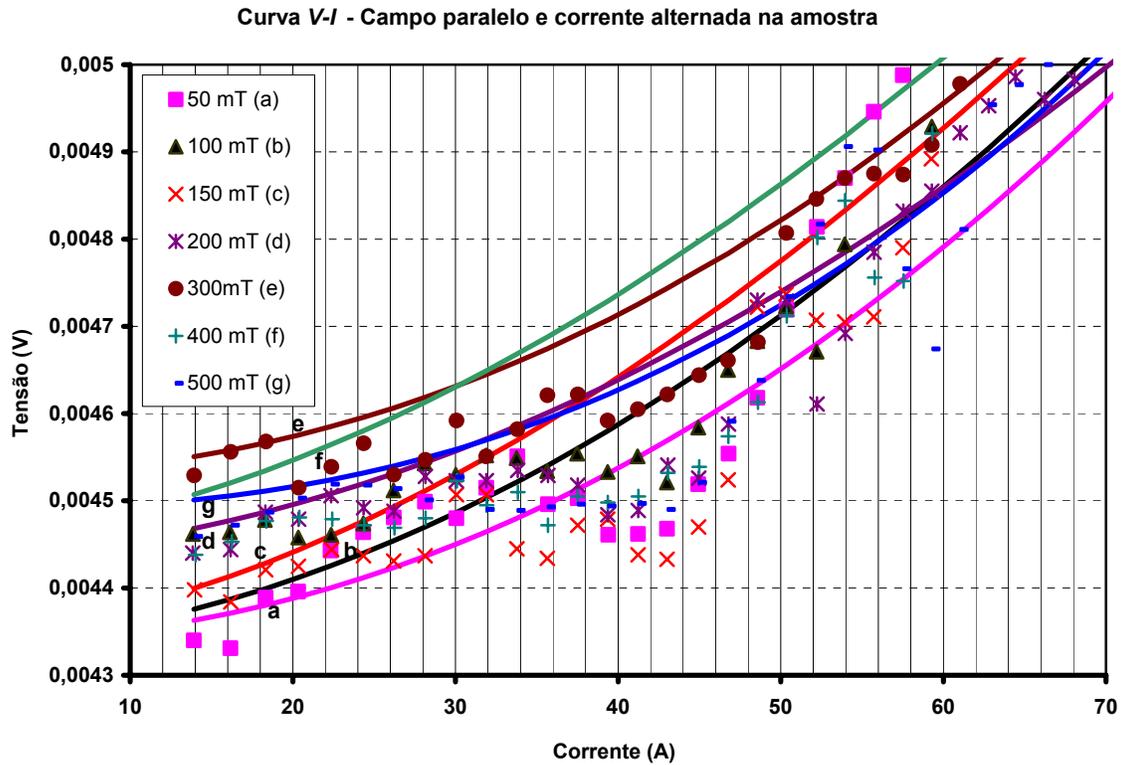


Fig. 7.13 – Detalhe da região de transição das curvas da Fig. 7.12.

Após a construção das curvas  $V-I$  apresentadas, definiu-se um valor de tensão medido na amostra a partir do qual se observa claramente uma tendência de crescimento nas curvas. Esse crescimento na tensão sobre a amostra significa que ocorre o aumento da sua resistência elétrica então, para efeito de projeto, a corrente elétrica neste ponto foi considerada como a corrente elétrica de transição  $I_t$ . Para indução magnética perpendicular sobre a amostra a tensão definida foi de 7,9 mV, como visto no detalhe da Fig. 7.11 e para o caso do campo paralelo a amostra, o valor de tensão definido foi de 4,8 mV, como visto no detalhe da Fig.7.13.

Observa-se nas Figs. 7.12 e 7.13 que com a indução magnética paralela à amostra supercondutora não ocorre variação significativa na corrente de transição. Tal resultado é esperado uma vez que o aumento de queda de tensão por unidade de comprimento da fita é diretamente proporcional à movimentação dos vórtices e a indução magnética paralela causa pouco efeito sobre essa movimentação resultando em um valor médio aproximadamente constante  $I_t \cong 75A$  para os valores de B utilizados no ensaio.

Quando a indução magnética incidente na amostra é perpendicular o efeito na movimentação dos vórtices é muito mais acentuado conforme se observa nas Figs. 7.10 e 7.11 e apresenta uma tendência linear de redução do valor de  $I_t$  para os valores de B utilizados no ensaio. A partir destes valores é definida a característica  $I_t \times B$  descrita pela equação (7.2) e mostrada Fig. 7.14.

$$I_t^{\text{perpendicular}}(B) = -133,38 \cdot B + 107,06 \quad (7.2)$$

$$I_t^{\text{paralelo}}(B) \cong 75 \text{ A} \quad (7.3)$$

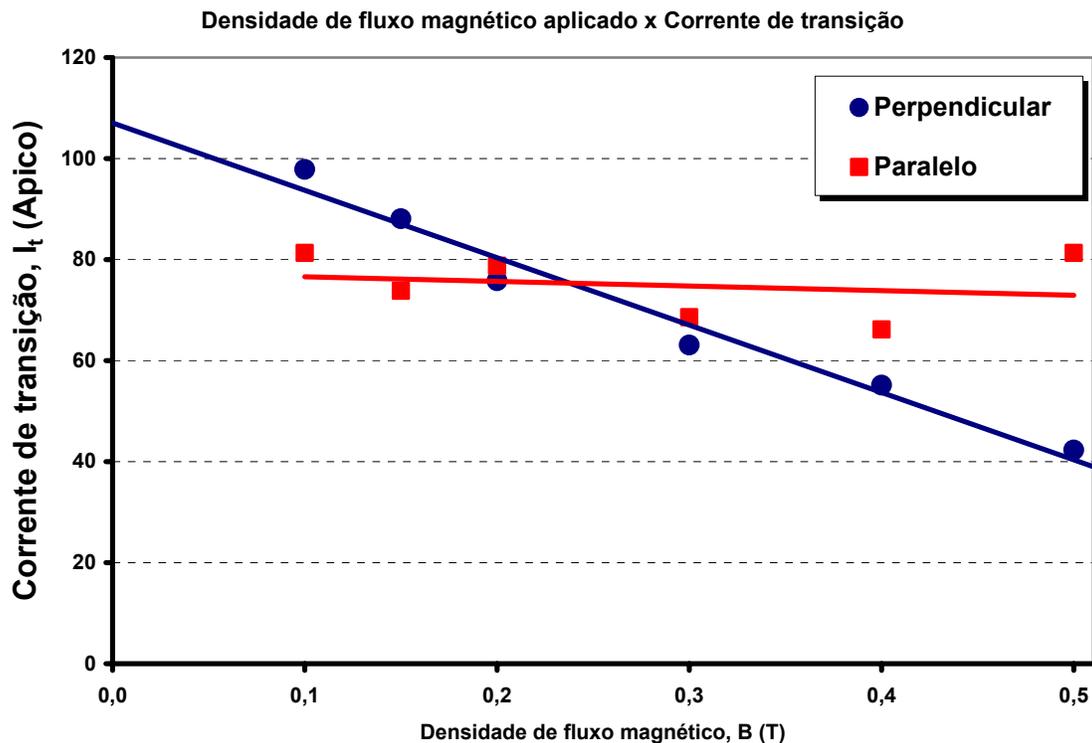


Fig. 7.14 – Característica  $I_t \times B$  da amostra de fita supercondutora sob indução magnética.

Os valores de corrente elétrica de transição apresentados nas curvas da Fig. 7.14 estão representados em valores de pico porque, no simulador matemático dinâmico do LCSR, o valor de corrente elétrica utilizada como referência para determinar o ponto de “quençh” é o valor de corrente de pico.

---

Durante a realização dos ensaios observou-se que a queda de tensão medida na amostra supercondutora quando não há corrente aplicada na bobina do núcleo magnético tanto na posição perpendicular como na paralela mostra uma diferença no valor inicial. Essa diferença foi observada porque a fita supercondutora é sensível à indução magnética e como o núcleo ferromagnético apresenta remanência, ou seja, mesmo sem aplicação de corrente na bobina do núcleo magnético há presença de indução causando alteração na tensão medida, por esse motivo o valor  $I_t (B=0)$  foi obtido por extrapolação na curva 7.14 e não por medição direta.

A característica  $I_t \times B$  obtida e apresentada neste capítulo é uma informação fundamental para o projeto do LCSR. Através dela o software do simulador matemático dinâmico é capaz de verificar a ocorrência do “quench” na fita supercondutora para uma dada condição de corrente e densidade de fluxo magnético e prever o funcionamento do dispositivo projetado quando inserido em um sistema de energia elétrica.

---

## Capítulo 8

# Projeto do protótipo limitador de corrente HTS

### 8.1 Introdução

Depois de mostrada nos capítulos anteriores, a metodologia de cálculo empregada no projeto de um limitador de corrente elétrica supercondutor com material HTS, será apresentado neste capítulo o dimensionamento de dois protótipos de limitadores de corrente denominados tipo W e tipo O de acordo com o projeto dos limitadores de corrente apresentados em [1].

O valor da resistência elétrica a ser inserida no instante de uma falta depende das características do sistema de energia elétrica em que se deseja limitar a corrente. As bobinas que compõem os protótipos devem ter seu diâmetro, altura e número de espiras dimensionadas de forma a manter o material HTS no estado supercondutor durante o funcionamento normal do sistema de energia elétrica e, de acordo com a característica  $I_c \times B$  do material, transitar para o estado normal de condução somente em condição de falta no sistema de energia elétrica, além disso, não devem introduzir indutância adicional no circuito.

### 8.2 Projeto dos protótipos

O parâmetro de partida para o projeto do limitador de corrente elétrica supercondutor resistivo monofásico é o comprimento em metros da fita supercondutora necessário para se obter a resistência elétrica adequada para limitar a corrente no sistema de energia elétrica mostrado na Fig. 8.1. Trata-se de um grupo motor-gerador trifásico de 81 kVA e tensão nominal de 380 V a 60 Hz, disponível no laboratório. Na simulação, o limitador de corrente elétrica é ligado em série com uma das fases do sistema de energia elétrica e uma chave contatora ligada em paralelo com uma das fases permanece aberta durante o funcionamento normal do sistema. Num determinado instante a chave é fechada provocando um curto-circuito para simular a ocorrência de uma falta.

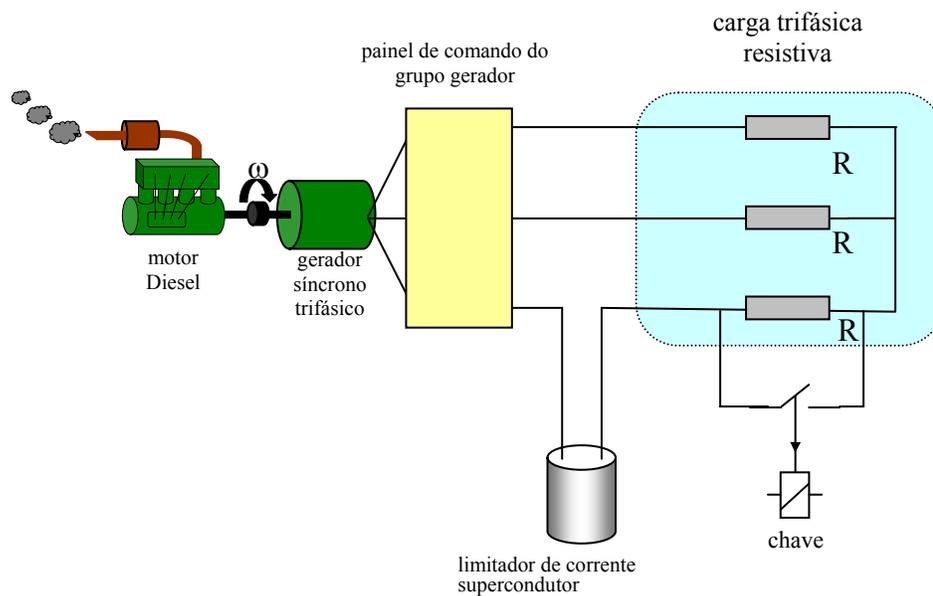


Fig. 8.1 – Representação do sistema de energia elétrica utilizado na simulação de uma falta em c.a.

A fita supercondutora Bi-2223, que foi adquirida para este projeto, devido à presença da matriz de prata apresenta resistência elétrica no estado normal de condução muito baixa, da ordem de  $6 \text{ m}\Omega/\text{metro}$ , oposto ao observado nos fios supercondutores LTS onde a matriz metálica é composta de CuNi que apresenta alta resistividade, da ordem de  $780 \text{ m}\Omega/\text{metro}$ . Por isso um grande comprimento de fita teve de ser considerado para o dimensionamento do limitador de corrente.

### Dimensões das bobinas

As dimensões das bobinas devem ser tais que acomodem toda extensão de fita necessária, entretanto é importante considerar que o conjunto limitador de corrente será imerso em nitrogênio líquido e com isso quanto menor o volume, menor a quantidade e o custo de manutenção do fluido criogênico. Para esta aplicação a vantagem de se projetar bobinas cuja altura é maior do que o raio se deve ao fato de que o volume das bobinas aumenta linearmente com a altura e quadraticamente com o raio além do que esta geometria favorece indutâncias mais baixas, minimizando o impacto na regulação de tensão do sistema de energia elétrica.

---

O comprimento do fio também pode ser dividido entre diversas bobinas com raios diferentes para serem montadas de forma concêntrica e assim diminuir o volume total do conjunto.

No caso de duas ou mais bobinas serem conectadas eletricamente em paralelo, o comprimento total da fita deve ser dividido igualmente entre elas a fim de garantir uma distribuição uniforme da corrente elétrica que passa por cada uma.

### **Indução magnética no limitador de corrente**

Quando o sistema de energia elétrica se encontra em condições normais de operação, a corrente de linha que passa pelas espiras das bobinas do conjunto limitador de corrente deve produzir uma densidade de fluxo magnético tanto no interior das mesmas como na fita supercondutora que não provoque a transição do material supercondutor para o estado normal de condução.

Na ocorrência de uma falta nesse mesmo sistema a corrente de linha aumenta rapidamente aumentando também a densidade de fluxo magnético no interior das bobinas, isso faz com que a densidade crítica de fluxo magnético da fita supercondutora seja excedida e o “quench” ocorra no limitador de corrente.

Com isso observa-se que no dimensionamento do número de espiras, da altura e do raio das bobinas, também é importante avaliar a indução magnética em função da corrente de linha em condições normais de operação e em condição de falta no sistema de energia elétrica já que a característica  $I_c \times B$  do material supercondutor é um fator determinante na ocorrência ou não do “quench”.

### **Terminais e juntas de cobre**

A conexão das bobinas supercondutoras do limitador de corrente com o sistema de energia elétrica externo bem como a conexão entre as bobinas supercondutoras é feita através de juntas de cobre especialmente construídas para garantir resistência mecânica no ponto de junção, baixa resistência elétrica e mínimo comprimento de transição para a corrente o que corresponde à extensão comum onde a corrente elétrica se transfere do terminal de cobre para a fita

supercondutora. Esse é um ponto crítico do limitador de corrente pois boa parte das perdas ocorre nas juntas de cobre.

### 8.3 Dados do projeto

Para demonstrar a metodologia de projeto dos limitadores de corrente supercondutores resistivos utilizando a fita supercondutora HTS, dois projetos de limitadores, um tipo W e outro tipo O cujos esquemas de montagem são mostrados na Fig. 8.2.

O limitador de corrente tipo W possui três bobinas concêntricas de diferentes diâmetros, com polaridades magnéticas opostas podendo ser conectadas eletricamente em série ou em paralelo. O limitador de corrente tipo O possui duas bobinas concêntricas idênticas, deslocadas axialmente, com polaridades magnéticas opostas e conectadas eletricamente em série.

Os projetos foram elaborados e simulados de acordo com as condições de ensaio do sistema de energia elétrica apresentado em [1] que são: tensão da fonte 380 V, bobinas do limitador tipo W conectadas eletricamente em paralelo e resistência elétrica do limitador de corrente após a transição da fita supercondutora igual a  $9,4 \Omega$ .

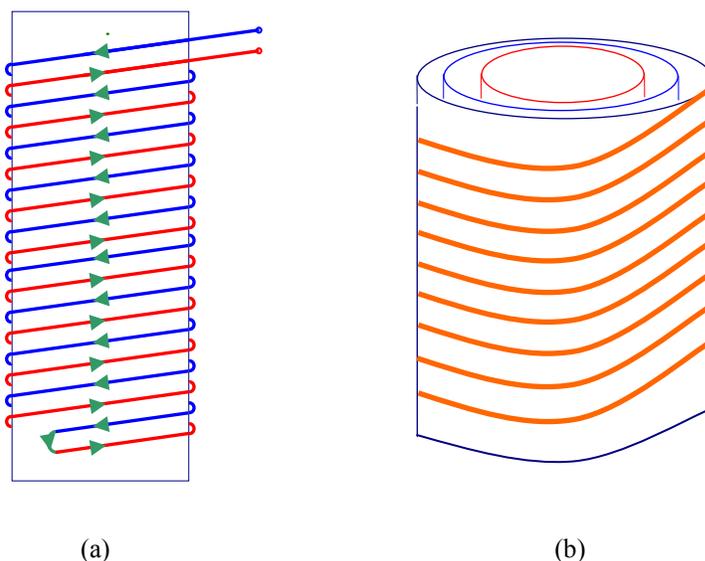


Fig. 8.2 – Esquema de montagem de limitadores de corrente: (a) Tipo O / (b) Tipo W.

## Limitador de corrente tipo W

A Tabela 8.1 mostra os dados do projeto do limitador de corrente tipo W com fita HTS e a Tabela 8.2 mostra a comparação dos principais parâmetros entre os limitadores de corrente tipo W projetados com fio supercondutor LTS e com fita supercondutora HTS.

Para obter resistência elétrica de  $9,4 \Omega$  no limitador de corrente após a transição da fita supercondutora para o estado normal, seriam necessários 14.715 metros de fita divididos entre as três bobinas quando estas são conectadas em paralelo, uma vez que a resistividade da fita no estado normal é da ordem de  $6 \text{ m}\Omega/\text{metro}$ .

A partir do comprimento total de fita necessária e definindo arbitrariamente os tubos cilíndricos para enrolamento das bobinas com raios de 1,0, 1,01 e 1,02 metros, calcula-se o número de espiras em 751, 744 e 736 respectivamente.

Com estes parâmetros calcula-se a altura das bobinas baseado em uma tabela de passos de usinagem do torno mecânico que é utilizado para usinar os tubos. Desta tabela é escolhida a combinação de passos de usinagem para cada uma das bobinas de forma que, após montagem e conexão elétrica do limitador de corrente, se obtenham a menor indutância equivalente possível.

A Fig. 8.3 mostra, como resultado da simulação realizada com a modelagem matemática desenvolvida, a corrente elétrica na linha de um sistema de energia elétrica protótipo usando o limitador de corrente HTS projetado conforme as características da Tabela 8.1.

Tabela 8.1 – Dados de projeto do limitador de corrente HTS tipo W.

	Bobinas do Grupo W		
	Bobina 1	Bobina 2	Bobina 3
Número de espiras	751	744	736
Raio interno da bobina, mm	1000	1010	1020
Altura da bobina, mm	12.721,9	4.204,5	12.721,9
Comprimento de condutor, m	4.718,67	4.721,44	4.716,91
Polarização das bobinas	1	-1	1
Indutância própria total, mH	174,23	444,66	173,68
Indutância Mútua, mH	↺ 171,03 ↻		
		↺ 170,94 ↻	
	↺ 160,41 ↻		
Indutância equivalente do grupo, mH	47,29		
Resistência (após a transição), $\Omega$	28,3120	28,3286	28,3015
Resistência equivalente do grupo w, $\Omega$	antes da transição: 0      após a transição: 9,4380		
Corrente de transição total, $A_{\text{pico}}$	-----		

Tabela 8.2 – Comparação dos projetos dos limitadores de corrente LTS e HTS.

LTS NbTi		HTS BSCCO	
Indutância equivalente do conjunto de bobinas	$L_{eq} = 70,15 \mu\text{H}$	Indutância equivalente do conjunto de bobinas	$L_{eq} = 47,29 \text{ mH}$
Resistência do fio por unidade de comprimento	$780 \text{ m}\Omega/\text{m}$	Resistência da fita por unidade de comprimento	$6 \text{ m}\Omega/\text{m}$
Resistência de limitação após a transição	$R_{LIM} = 9,43 \Omega$	Resistência de limitação após a transição	$R_{LIM} = 9,43 \Omega$
Comprimento total de fio supercondutor	$l = 109 \text{ m}$	Comprimento total de fita supercondutora	$l = 14,517 \text{ km}$
Volume	$6 \text{ l}$	Volume	$41.600 \text{ l}$
Corrente de transição	$430 \text{ A}$	Corrente de transição	-----

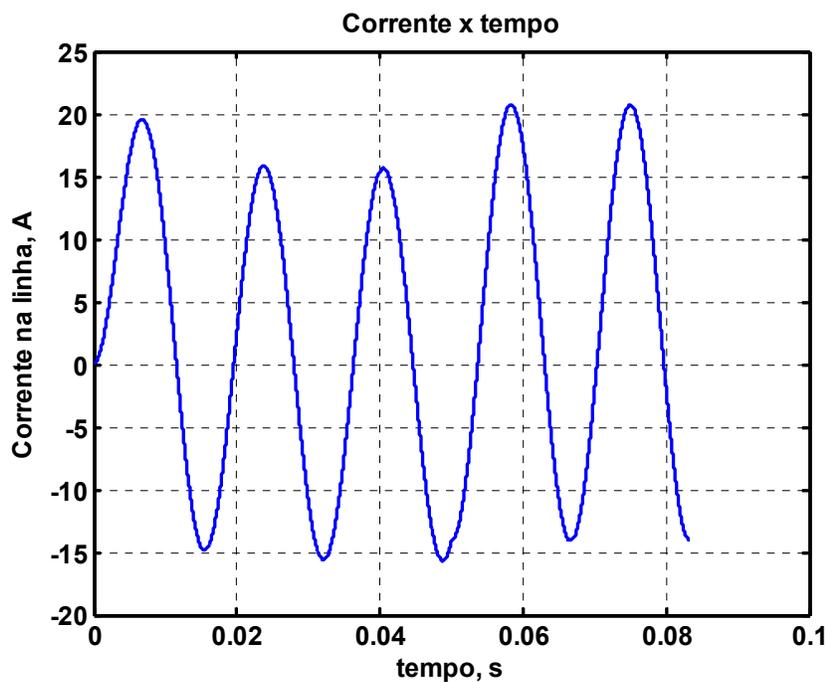


Fig. 8.3 – Corrente de linha com o limitador de corrente tipo W.

Como observado na Fig. 8.3, a condição de “quench” não é identificada pelo simulador dinâmico. Isso ocorre porque, para que o limitador de corrente atingisse a resistência de  $9,4 \Omega$  após o “quench”, o projeto mostrou que seriam necessários quilômetros de fita supercondutora implicando no projeto de bobinas de grandes dimensões e conseqüentemente com alta reatância indutiva, neste caso  $17,82 \Omega$  para a frequência de 60 Hz, além do alto custo.

Tal reatância por si só já representa uma alta impedância permanentemente inserida no sistema de energia elétrica, naturalmente limitando a corrente e impedindo que a fita supercondutora transite para o estado normal e interferindo no nível de tensão entregue à carga, tendo um efeito similar ao dos reatores indutivos convencionais.

### Limitador de corrente tipo O

A mesma metodologia de projeto foi aplicada para o dimensionamento de um limitador de corrente do tipo O visando obter a resistência de limitação de  $9,4 \Omega$  após o “quench”. Esse tipo de limitador de corrente possui a vantagem de apresentar uma indutância muito baixa devido às características de suas duas bobinas, como ambas possuem o mesmo número de espiras, mesma altura e raio, polaridades magnéticas opostas e são deslocadas axialmente, o fluxo magnético no interior do conjunto é praticamente nulo, proporcionando a baixa indutância do conjunto. A Tabela 8.3 mostra os dados do projeto do limitador de corrente tipo O com fita HTS e a Tabela 8.4 mostra a comparação dos principais parâmetros entre estes limitadores de corrente projetados com fio supercondutor LTS e com fita supercondutora HTS.

Tabela 8.3 - Dados de projeto do limitador de corrente HTS tipo O.

	Bobinas do Grupo O	
	Bobina 1	Bobina 2
Número de espiras	251	251
Raio interno da bobina, mm	500	500
Altura da bobina, mm	4.255,3	4.255,3
Comprimento de condutor, m	788,54	788,54
Deslocamento axial, mm	3,45	0
Polarização das bobinas	1	-1
Indutância própria total, mH	13,70	13,70
Indutância Mútua, mH	$\approx$	13,21 $\approx$
Indutância equivalente do grupo, $\mu$ H	980	
Resistência (após a transição), $\Omega$	4,7312	4,7312
Resistência equivalente do grupo O, $\Omega$	antes da transição: 0 após a transição: 9,4625	
Corrente de transição total, $A_{\text{pico}}$	71	

Tabela 8.4 - Comparação dos projetos dos limitadores de corrente LTS e HTS.

LTS NbTi		HTS BSCCO	
Indutância equivalente do conjunto de bobinas	$L_{eq} = 38 \mu\text{H}$	Indutância equivalente do conjunto de bobinas	$L_{eq} = 980 \mu\text{H}$
Resistência do fio por unidade de comprimento	$780 \text{ m}\Omega/\text{m}$	Resistência da fita por unidade de comprimento	$6 \text{ m}\Omega/\text{m}$
Resistência de limitação após a transição	$R_{LIM} = 74 \Omega$	Resistência de limitação após a transição	$R_{LIM} = 9,43 \Omega$
Comprimento total de fio supercondutor	$l = 95 \text{ m}$	Comprimento total de fita supercondutora	$l = 1,57 \text{ km}$
Volume	$6,3 \text{ l}$	Volume	$3.345 \text{ l}$
Corrente de transição	$170 \text{ A}$	Corrente de transição	$71 \text{ A}$

A Fig. 8.4 mostra, como resultado da simulação realizada com a modelagem matemática desenvolvida, a corrente elétrica na linha de um sistema de energia elétrica protótipo usando o limitador de corrente HTS projetado conforme as características da Tabela 8.3.

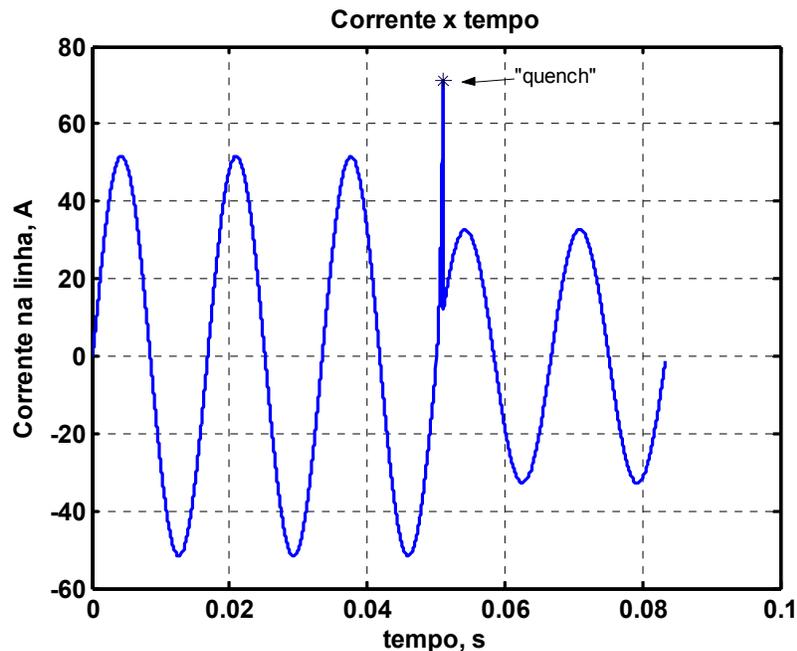


Fig. 8.4 - Corrente de linha com o limitador de corrente tipo O.

---

Para obter 9,4  $\Omega$  de resistência elétrica no limitador de corrente tipo O seriam necessários 1.557 metros de fita supercondutora HTS divididos nas duas bobinas conectadas eletricamente em série e montadas sobre o mesmo tubo cilíndrico. A partir de então os mesmos passos para dimensionamento dos parâmetros de raio, número de espiras e altura das bobinas descritos no exemplo do limitador tipo W.

A configuração de limitador de corrente HTS tipo O permite obter a mesma resistência de limitação que o limitador de corrente HTS tipo W utilizando uma quantidade muito menor de fita supercondutora com um volume menor das bobinas e também com menor indutância.

Contudo, as dimensões de ambos os projetos comparados com os similares onde se utiliza o fio supercondutor LTS já dão idéia do grau de inviabilidade em se utilizar a fita supercondutora Bi-2223 com matriz de prata em limitação de corrente elétrica dada a sua baixa resistividade quando no estado normal de condução.

A perspectiva de solução para a dificuldade em se construir limitadores de corrente de dimensões reduzidas está nos avanços a serem obtidos na produção de fitas HTS baseadas no material YBCO [66], também chamadas de fita de segunda geração como apresentado no capítulo 2.

Conforme apresentado em [67], a fita supercondutora de YBCO possui uma matriz metálica com resistência por unidade de comprimento maior do que a de Bi-2223, definida por 8.1 onde T é a temperatura em Kelvin após o início da transição do material supercondutor, o que deve reduzir as dimensões deste tipo de limitador de corrente aumentando as chances de viabilidade da sua construção e aplicação em sistemas de energia elétrica.

$$R(T) = 0,015 + 7,1e^{-4} \cdot T \quad [\Omega/m] \quad \text{para } T > 88K \quad [67] \quad (8.1)$$

Para exemplificar a possibilidade de redução das dimensões do limitador de corrente supercondutor, a mesma especificação usada anteriormente para projetar um limitador de corrente Tipo O com fita HTS Bi-2223, que se mostrou mais compacto, foi refeita utilizando a resistividade da fita YBCO apresentada em [67] como parâmetro.

## Limitador de corrente Tipo O – YBCO

A Tabela 8.5 mostra os dados de projeto do limitador de corrente Tipo O com fita YBCO e a Tabela 8.6 mostra a comparação dos principais parâmetros entre estes limitadores de corrente projetados com fita supercondutora Bi-2223 e YBCO.

Tabela 8.5 - Dados de projeto do limitador de corrente HTS tipo O com fita YBCO.

	Bobinas do Tipo O	
	Bobina 1	Bobina 2
Número de espiras	39	39
Raio interno da bobina, mm	250	250
Altura da bobina, mm	446	446
Comprimento de condutor, m	262	262
Deslocamento axial, mm	3,45	0
Polarização das bobinas	1	-1
Indutância própria total, $\mu\text{H}$	559,60	559,60
Indutância Mútua, $\mu\text{H}$	$\approx$	552,42 $\approx$
Indutância equivalente do grupo, $\mu\text{H}$	14,36	
Resistência (após a transição), $\Omega$	4,716	4,716
Resistência equivalente do grupo O, $\Omega$	antes da transição: 0 após a transição: 9,432	
Corrente de transição total, $A_{\text{pico}}$	72	

Tabela 8.6 - Comparação dos projetos dos limitadores de corrente LTS e HTS.

### HTS BSCCO

### HTS YBCO

Indutância equivalente do conjunto de bobinas	$L_{\text{eq}} = 980 \mu\text{H}$	Indutância equivalente do conjunto de bobinas	$L_{\text{eq}} = 14,36 \mu\text{H}$
Resistência da fita por unidade de comprimento	$6 \text{ m}\Omega/\text{m}$	Resistência da fita por unidade de comprimento	$18 \text{ m}\Omega/\text{m}$
Resistência de limitação após a transição	$R_{\text{LIM}} = 9,43 \Omega$	Resistência de limitação após a transição	$R_{\text{LIM}} = 9,43 \Omega$
Comprimento total de fita supercondutora	$l = 1,57 \text{ km}$	Comprimento total de fita supercondutora	$l = 122 \text{ m}$
Volume	$3.345 \text{ l}$	Volume	$98,2 \text{ l}$
Corrente de transição	71 A	Corrente de transição	72 A

Com a maior resistividade da fita supercondutora de YBCO, observa-se que o comprimento de 122 m de fita necessária é bem menor se comparada ao caso da utilização da fita de Bi-2223, reduzido significativamente a indutância equivalente e o volume total do limitador de corrente, necessitando assim de menor quantidade de fluido criogênico para mantê-lo na temperatura de operação.

A Fig. 8.5 mostra como resultado da simulação realizada com a modelagem matemática desenvolvida, a corrente elétrica na linha de um sistema de energia elétrica protótipo usando o limitador de corrente HTS projetado conforme as características da Tabela 8.6.

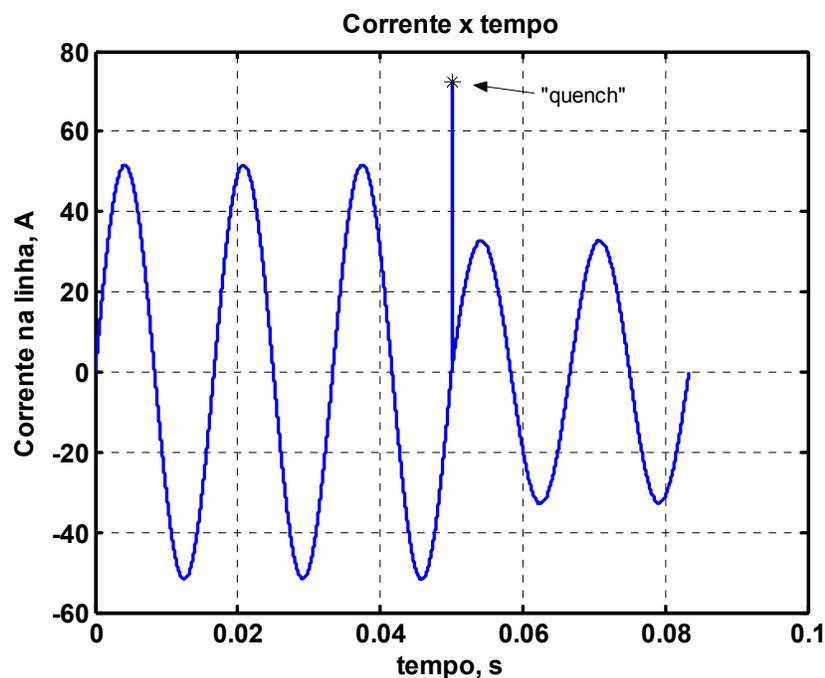


Fig. 8.5 - Corrente de linha com o limitador de corrente tipo O com fita YBCO.

A partir destes exemplos apresentados consolidamos o valor aproximado da resistência dos materiais supercondutores considerando sua completa transição na tabela 8.7.

Pelos resultados apresentados, a perspectiva de produção em larga escala da fita supercondutora de segunda geração baseada no material YBCO traz um novo horizonte para a aplicação de limitadores de corrente elétrica supercondutores em sistemas de energia elétrica a partir do momento que possibilita a construção de dispositivos de volume reduzido, que utilizam menor quantidade de fluido criogênico e que apresentam melhores características de resistência elétrica para limitação de corrente.

---

## Capítulo 9

# Construção e ensaio do protótipo limitador de corrente HTS

### 9.1 Introdução

Depois de mostrada a metodologia empregada no projeto do limitador de corrente elétrica supercondutor resistivo com material HTS, serão apresentadas neste capítulo as etapas realizadas durante a fase de montagem e do ensaio de corrente de transição do protótipo limitador de corrente elétrica supercondutor resistivo utilizando o material de alta temperatura crítica BSCCO em forma de fita.

Como visto no Capítulo 8, para limitar a corrente de curto-circuito em um sistema de energia elétrica real, seria necessário um limitador de corrente de grandes dimensões o que inviabiliza a construção de um protótipo em escala real para ensaio. Foi então realizada a montagem de dois protótipos de dimensões reduzidas considerando a viabilidade construtiva dos mesmos a fim de que fosse possível desenvolver a técnica de construção e montagem e ao mesmo tempo fosse possível observar o comportamento da corrente elétrica nas curva  $V-I$  das bobinas.

A configuração escolhida para a montagem do primeiro protótipo foi a do tipo W, porém com as bobinas ligadas eletricamente em série a fim de se obter um maior comprimento de circuito resistivo após a transição do material HTS para o estado normal de condução. O segundo protótipo foi construído na configuração do tipo O, com duas bobinas ligadas eletricamente em série.

### 9.2 Construção dos protótipos

Os protótipos limitadores de corrente elétrica supercondutores foram enrolados sobre tubos

---

de fibra de vidro, especialmente usinados para o enrolamento da fita supercondutora em forma de bobina helicoidal.

As dimensões das bobinas foram especificadas tendo em vista os diâmetros de tubo de fibra de vidro disponíveis, as dimensões do criostato e os passos de usinagem disponíveis no torno, dentre os quais foi calculado e utilizado aquele que proporcionava minimização da indutância e distribuição equilibrada da corrente entre as bobinas do conjunto.

A fixação da fita supercondutora nos tubos foi feita através de juntas de cobre dimensionadas para garantir um comprimento de transferência de corrente suficiente e minimizar as perdas neste ponto. O comprimento de transferência corresponde à superfície comum mínima entre o cobre a fita supercondutora para que toda corrente elétrica passe de um para o outro. As juntas também são responsáveis pela conexão das bobinas com a linha de corrente externa e pela conexão entre as bobinas.

Na fase de enrolamento, foi utilizado um sistema de polias intermediário (Fig. 9.1A) entre o carretel de fita supercondutora (Fig. 9.1B) e a máquina de enrolamento (Fig. 9.1C) para o tensionamento da fita, a fim de diminuir folgas no enrolamento quando o tubo sofresse o resfriamento (77 K) evitando a fricção da fita com o tubo quando percorrida por corrente alternada.

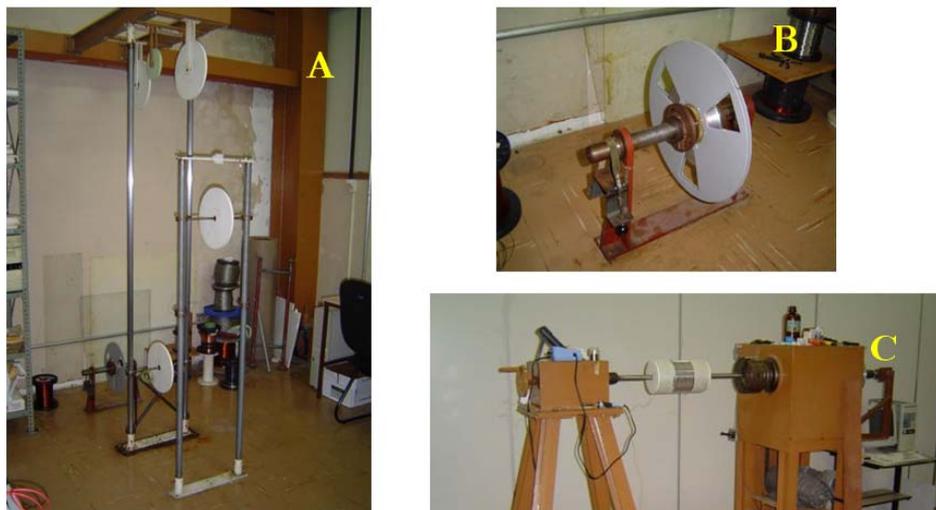


Fig. 9.1 – Polias tensionadoras (A), Carretel de fita supercondutora (B) e Máquina de enrolamento (C).

Na Fig. 9.2 é mostrado o processo de soldagem da fita com a junta de cobre. Foi necessária a utilização de uma solda de liga (In+Sn) de baixo ponto de fusão (116 °C) com fluxo de solda específico para este material, bem como um pré-aquecimento da junta e controle da temperatura

---

de solda com termopar para que não ocorresse degradação do material supercondutor por alta temperatura.

Para a execução do enrolamento da fita nos tubos, foi desenvolvido um sistema de fixação dos tubos em barras de aço usinadas em fuso, como mostrado na Fig. 9.3, para que, durante o processo, os tubos se movessem axialmente fazendo com que a fita ao ser encaixada nos canais dos tubos estivesse sempre na mesma posição, evitando sua torção e conseqüente degradação das características supercondutoras.



Fig. 9.2 – Processo de soldagem da fita supercondutora nas juntas e terminais de cobre.



Fig. 9.3 – Eixo usinado em rosca e arruela de fixação para movimentação axial da bobina a ser enrolada.

As três bobinas do conjunto W já enroladas são apresentadas na Fig. 9.5a e a bobina tipo O é apresentada na Fig. 9.5b. Após o enrolamento, as bobinas são montadas em flanges de fibra de vidro e fixadas com tirantes como mostrado na Fig. 9.6.

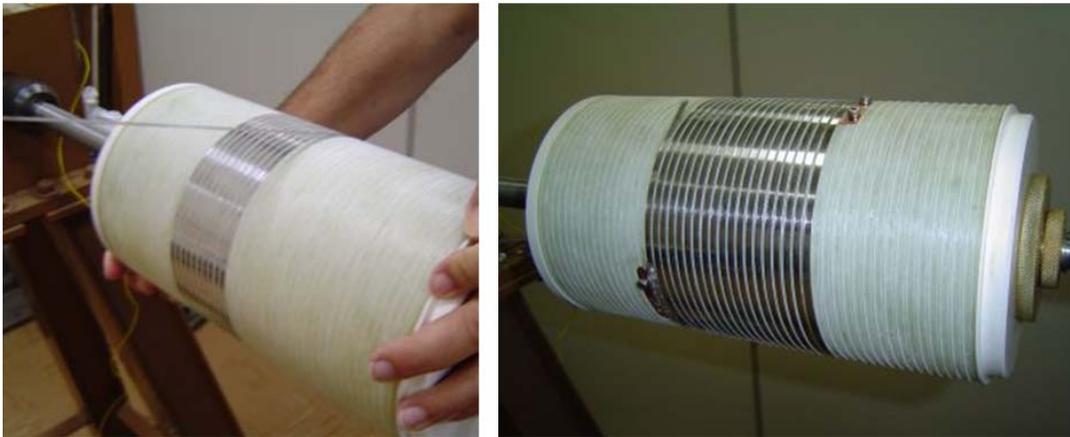


Fig. 9.4 – Processo de enrolamento e aspecto final da bobina.



Fig. 9.5 (a) – Conjunto de bobinas do limitador de corrente tipo W – Fita AMS.  
(b) – Bobina do limitador de corrente tipo O – Fita Vacuumschmelze.



Fig. 9.6 – Flanges, tirantes e conjunto limitador de corrente tipo W montado.

Os dados construtivos dos protótipos limitadores de corrente elétrica do tipo W e do tipo O são mostrados nas tabelas 9.1 e 9.2. Os valores de resistência dos limitadores apresentados nessas tabelas correspondem à resistência total do conjunto de bobinas de cada limitador de corrente após a transição para o estado normal de todo o comprimento da fita.

Tabela 9.1 – Dados de projeto do limitador de corrente HTS tipo W

	Interna	Meio	Externa
	Bobina 1	Bobina 2	Bobina 3
Diâmetro	139,8 mm	158,9 mm	179,7 mm
No de espiras	20	17,5	15,6
Compr. da Fita	8,78 m	8,74 m	8,81 m
Altura	280 mm	103,8 mm	248,8 mm
Desloc. Axial	0,0 mm	0,0 mm	0,0 mm
Indutancia própria	22,63 $\mu$ H	43,36 $\mu$ H	23,59 $\mu$ H
Indutância mútua	L1-L2	21,04 $\mu$ H	
	L2-L3	22,48 $\mu$ H	
	L1-L3	16,79 $\mu$ H	
Polaridade mag.	+1	-1	+1
Indut. equivalente	36,11 $\mu$ H		
Corrente quench	87,4 A	95,8 A	85,9 A
R, após quench	0,18 ohm		

Tabela 9.2 – Dados de projeto do limitador de corrente HTS tipo O

	Bobina 1	Bobina 2
Diâmetro	160 mm	160 mm
No de espiras	20	20
Compr. da Fita	10,05 m	10,05 m
Altura	254 mm	254 mm
Desloc. Axial	2,35 mm	
Indutancia própria	31,1 $\mu$ H	31,1 $\mu$ H
Indutância mútua	L1-L2	30,91 $\mu$ H
Polaridade mag.	+1	-1
Indut. equivalente	0,6 $\mu$ H	
Corrente quench	72,1 A	72,1 A
R, após quench	0,093 ohm	

### 9.3 Ensaio dos protótipos

#### Ensaio do Limitador de corrente tipo W

O tipo de ensaio realizado em laboratório para observar o comportamento do protótipo construído foi a construção de sua curva  $V-I$  porque não seria possível um ensaio de curto-

---

circuito direto devido à baixa resistência da fita BSCCO quando no estado normal de condução.

O limitador de corrente mostrado na Fig. 9.6 foi fixado a um suporte na tampa do criostato como mostra a Fig. 9.7, este suporte é dotado de placas intermediárias de fibra de vidro que possuem a função de reduzir a evaporação do nitrogênio líquido no interior do criostato devido ao fluxo de calor pelo flange superior.

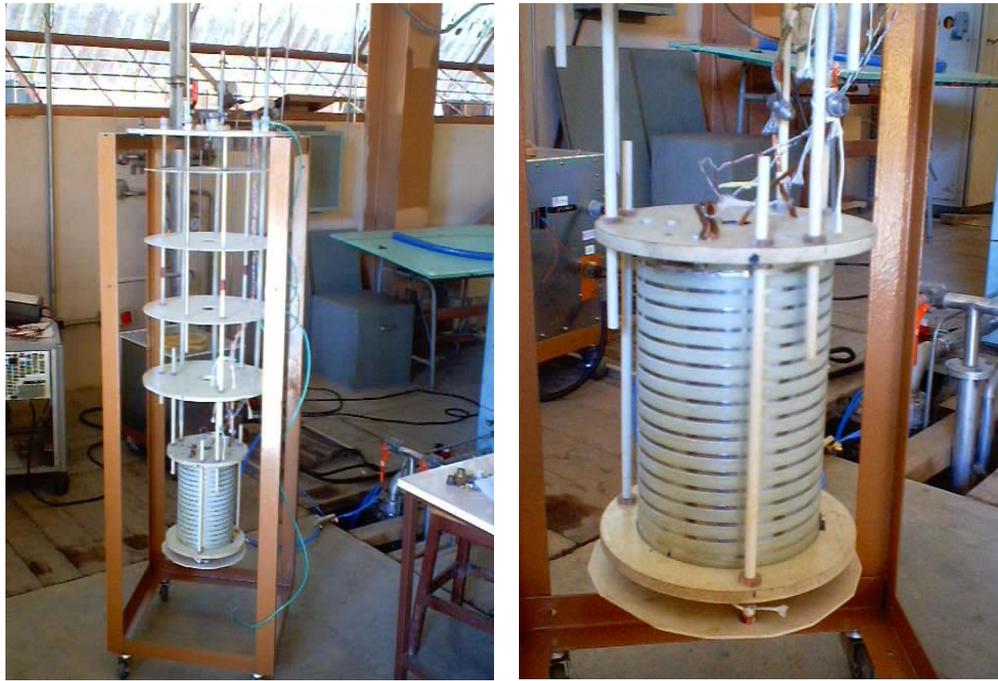


Fig. 9.7 – Limitador de corrente montado no suporte da tampa do criostato e conexões elétricas.

Os taps de medida de tensão foram soldados nas extremidades de cada bobina e foram trançados até o exterior do criostato onde é feita a conexão com os instrumentos de medição.

A instrumentação e a alimentação de corrente elétrica da montagem experimental foi feita com os mesmos equipamentos descritos no capítulo 7, através da mesma interface GPIB com o computador. Os valores de corrente elétrica na linha do limitador e de tensão nas bobinas foram medidos e armazenados no software de aquisição de dados desenvolvido, cuja tela principal pode ser vista na Fig. 9.8.

Devido a uma limitação construtiva da fonte de corrente, que não pode funcionar com um curto-circuito direto nos seus terminais, foi necessária a introdução de uma resistência elétrica em série entre o limitador de corrente e a fonte para eliminar essa condição quando limitador de corrente se encontra no estado supercondutor.

A Fig. 9.9 mostra o esquema experimental montado e na Fig. 9.10 pode ser vista a montagem física do experimento no laboratório com o criostato, a fonte de corrente senoidal controlada, o sistema de aquisição de dados pelo computador e a resistência elétrica em série com o limitador de corrente.

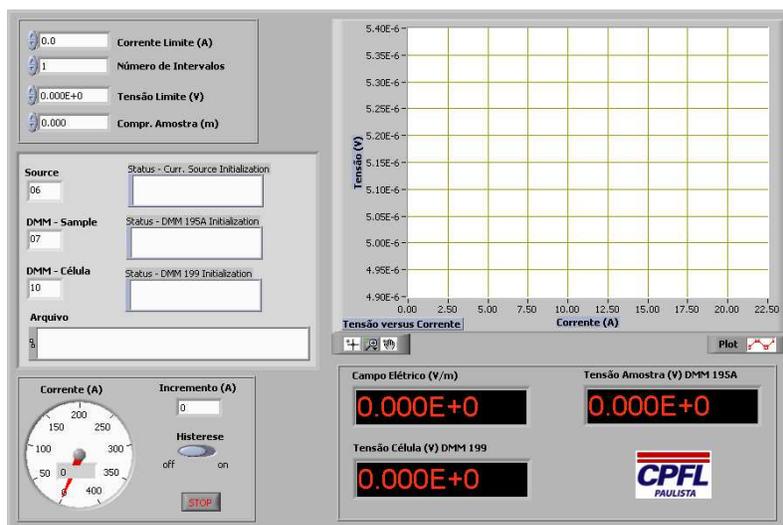


Fig. 9.8 – Tela principal do software de aquisição de dados para curva  $V-I$ .

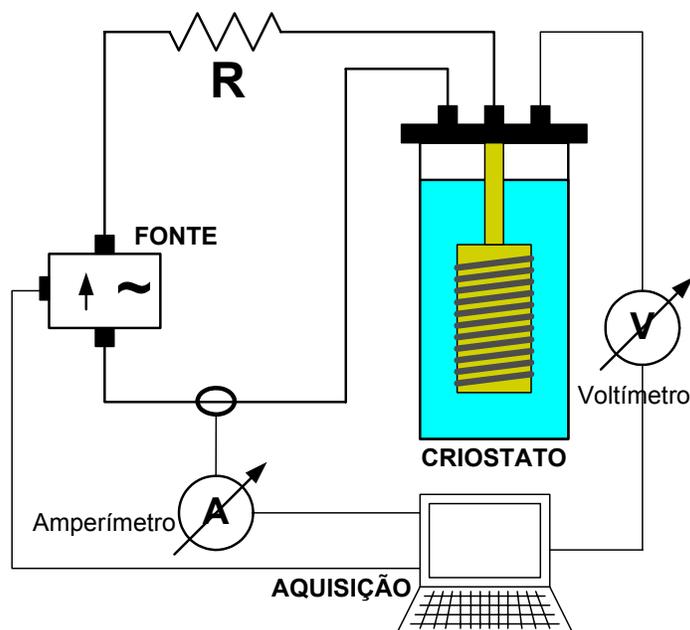


Fig. 9.9 – Esquema da montagem experimental em laboratório.

O procedimento adotado no ensaio com o limitador de corrente foi o aumento progressivo do valor eficaz da corrente alternada senoidal a uma frequência de 60 Hz. A cada incremento da

corrente o valor da queda de tensão sobre as bobinas foi lido com a finalidade de levantar a curva  $V-I$  do limitador de corrente.

O procedimento utilizado na simulação é diferente do utilizado no ensaio. Na simulação é aplicada uma condição de curto-circuito na carga, Fig. 9.11, unicamente com o objetivo de obter numericamente intensidade de corrente elétrica que provoca o início do processo de “quençh” no material supercondutor. O resultado obtido através da simulação em software do funcionamento do limitador de corrente tipo W é mostrado na Fig. 9.12.



Fig. 9.10 – Equipamento utilizado no experimento e resistência elétrica em série.

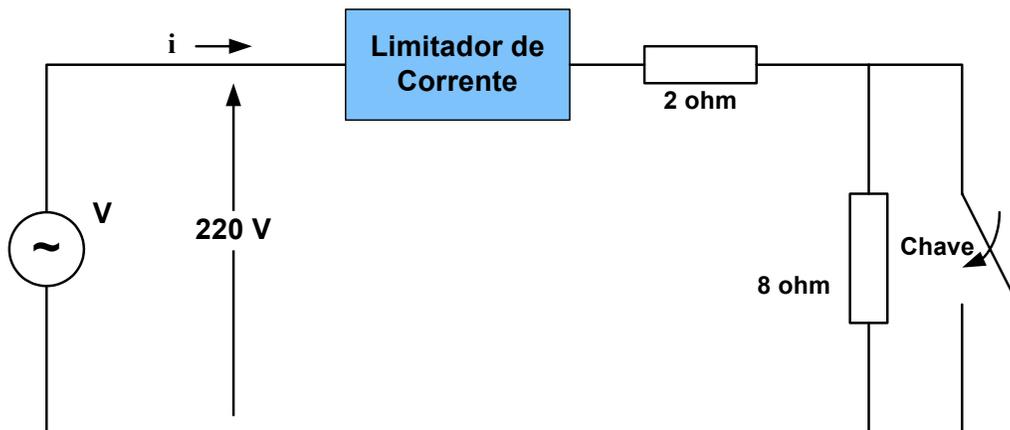


Fig. 9.11 – Circuito elétrico utilizado para de simulação de curto-circuito.

No circuito da Fig. 9.11, a carga é alimentada em regime permanente senoidal por uma fonte de tensão de 60 Hz. A um dado instante ( $t = 50$  ms) a chave se fecha e ocorre um curto-circuito na carga. O aumento da corrente e por conseqüência da indução magnética no limitador

de corrente, que se encontra conectado em série com o sistema de energia elétrica, provoca o “quench” do material supercondutor.

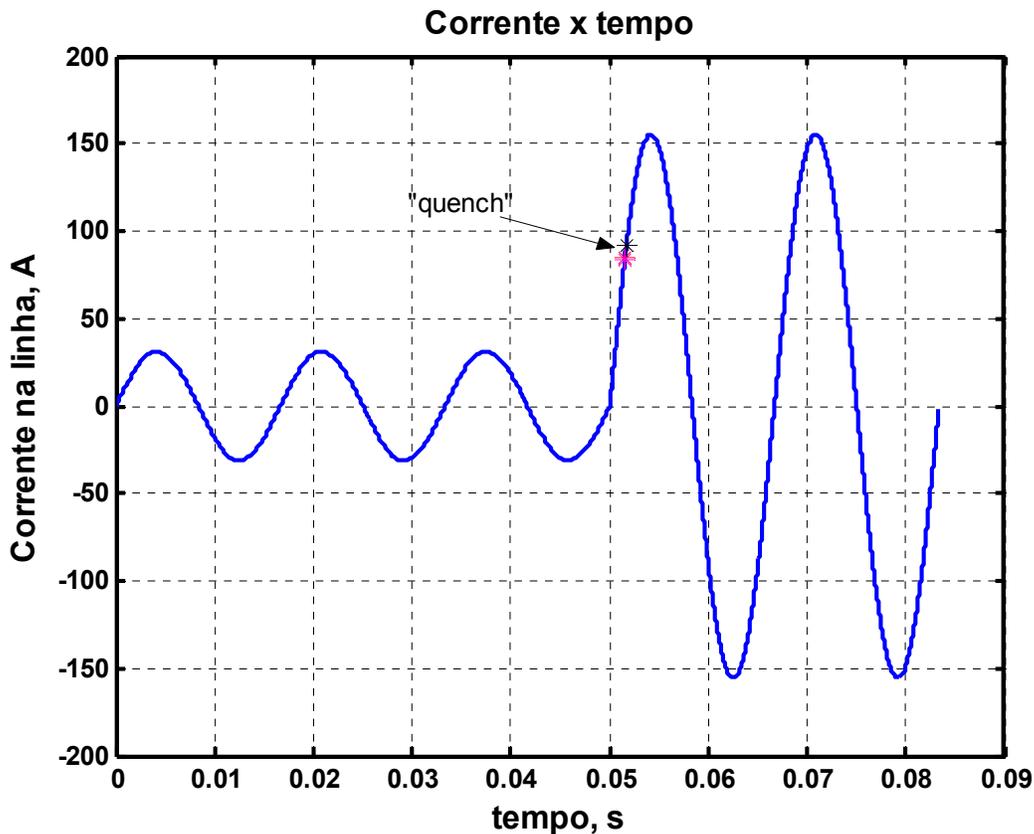


Fig. 9.12 – Resultado de simulação do limitador de corrente tipo W sob curto-circuito.

A simulação da Fig. 9.12 mostra que a corrente de “quench” das bobinas do limitador tipo W ocorre próxima dos 90 A. Esta corrente de “quench” somente é detectada numericamente pelo software de simulação já que, como a resistência elétrica inserida no circuito após o “quench” é da ordem de dezenas de  $m\Omega$  devido à baixa resistividade da matriz de prata da fita supercondutora, o valor da corrente após o curto-circuito é determinado basicamente pelo resistor de  $2\ \Omega$  colocado no circuito.

A presença da resistência elétrica de  $2\ \Omega$  em série é necessária para a convergência do método numérico utilizado no simulador matemático dinâmico do circuito da Fig. 9.11. A constante de tempo  $\tau$  da equação diferencial do circuito RL definida em 9.1 mostra que, para valores de R muito pequenos,  $\tau$  assume valores muito grandes e dificulta a convergência do cálculo numérico.

$$\tau = \frac{L}{R} \quad (9.1)$$

Os resultados dos ensaios de curva  $V-I$  realizados com as bobinas construídas são apresentados nas Figs. 9.13 e 9.14.

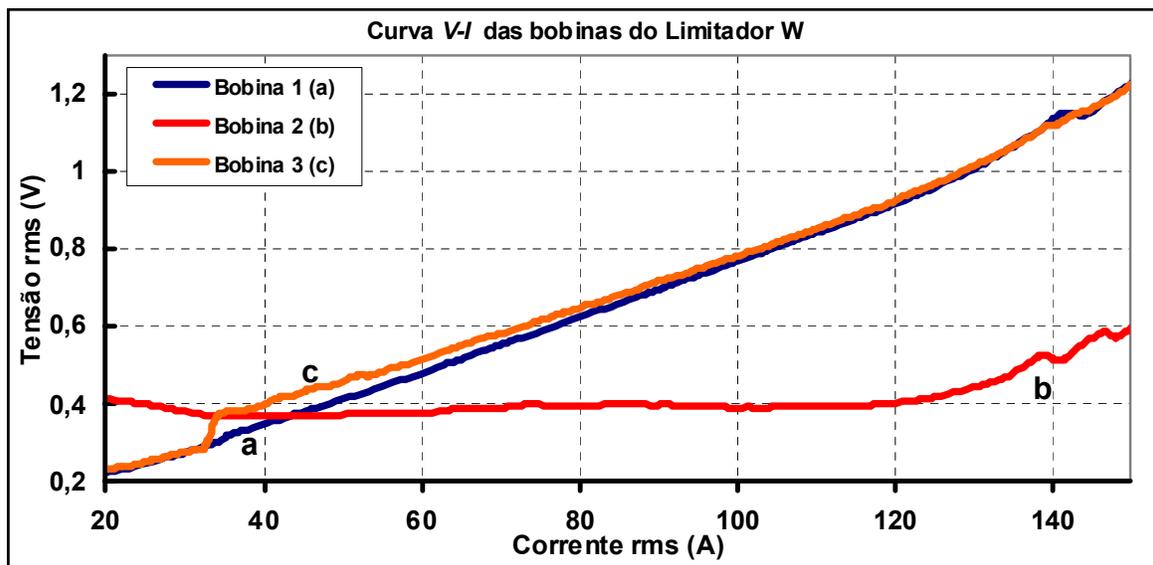


Fig. 9.13- Curvas  $V-I$  individuais das bobinas do limitador de corrente tipo W.

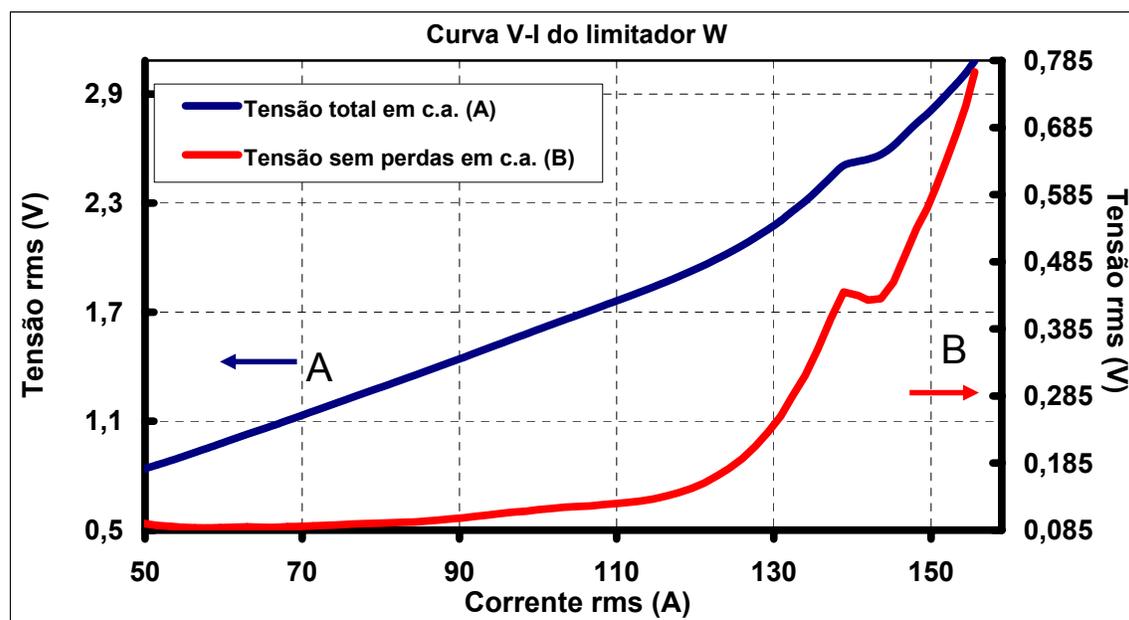


Fig. 9.14 - Curvas  $V-I$  do limitador de corrente total (A) e sem perdas em corrente alternada (B).

---

Na Fig. 9.13, são mostradas distintamente as curvas  $V-I$  de cada uma das bobinas do limitador de corrente tipo W. Nas bobinas 1 e 3 observa-se um aumento na queda de tensão proporcional à corrente elétrica aplicada mostrando comportamento similar a uma resistência elétrica. Na prática o que ocorre nessas bobinas são as perdas em corrente alternada diretamente proporcional à densidade de fluxo magnético aplicado, essa é uma das características dos materiais supercondutores HTS como foi discutido no capítulo 2.

Para justificar esta afirmação, observa-se na curva  $V-I$  da bobina 2 que a queda de tensão é praticamente constante até a intensidade de corrente onde se observa mais claramente a transição do material supercondutor e onde começa a aparecer a característica resistiva da fita. A configuração magnética do conjunto de bobinas explica a diferença de perdas entre as bobinas 1 e 3 com relação à bobina 2. Todas as bobinas estão ligadas eletricamente em série e a bobina 2, que é posicionada entre as bobinas 1 e 3, possui polaridade magnética oposta com relação às outras, isso faz com que a densidade de fluxo magnético sobre a superfície da fita supercondutora dela seja a mínima possível pelo efeito de cancelamento do fluxo e fazendo com que as perdas em corrente alternada também sejam mínimas.

Contudo, as curvas da Fig. 9.13 ainda não mostram nenhuma informação sobre o ponto de corrente de transição do limitador de corrente como um todo, isso é obtido através da análise das curvas da Fig. 9.14. Nela observa-se indicada por “A” a curva  $V-I$  do limitador de corrente como um todo, que corresponde à soma das três curvas da Fig. 9.13.

A curva 9.14(A) mostra predominantemente a informação das perdas em corrente alternada na fita supercondutora do conjunto limitador pois os “taps” de tensão foram soldados após a conexão das juntas de cobre, desconsiderando assim sua contribuição resistiva e facilitando a análise da curva  $V-I$ . Para que se visualize melhor a região de corrente onde ocorre a transição do material supercondutor, é necessário que se subtraia desta curva os valores correspondentes às perdas. Eletricamente as perdas em corrente alternada da fita supercondutora possuem um comportamento semelhante a uma resistência elétrica, ou seja, graficamente se comportam como uma reta de queda de tensão aumentando proporcionalmente à corrente. Foi então identificada a inclinação do segmento de reta da curva 9.14(A) correspondente ao trecho entre os valores de corrente de 50 a 90 A, obtendo assim uma reta que se aproxima muito da contribuição das perdas em corrente alternada.

---

Os valores dessa reta calculada foram subtraídos da curva 9.14(A) e o resultado é mostrado na curva 9.14(B) representando a melhor aproximação da característica supercondutora do limitador de corrente, descontadas as perdas em corrente alternada. Essa técnica de subtração das perdas já foi utilizada para análise de corrente de transição em bobinas com fita supercondutora BSCCO como apresentado em [68].

Também na curva 9.14(B) observa-se com maior clareza a região de corrente onde começa ocorrer a transição do limitador de corrente do estado supercondutor para o estado normal, isso ocorre na região onde a corrente atinge 90 A, o que mostra muita proximidade com os valores da simulação apresentados na Fig. 9.12, apesar da transição mais definitiva da fita ocorrer somente a partir de 120 A.

Como observação adicional verifica-se uma descontinuidade mostrada nesta mesma curva na região de 140 A. Após inúmeras repetições do ensaio e verificações dos equipamentos, essa descontinuidade foi explicada devido às limitações das características construtivas da fonte de corrente utilizada quando esta atinge valores a partir de 140 A. Nessa situação, internamente à fonte, o tap do seu transformador é chaveado para uma posição que a permita fornecer correntes de maior valor e nesta mudança de tap ocorre a descontinuidade observada.

### **Ensaio do Limitador de corrente tipo O**

A simulação e o ensaio realizados para o limitador de corrente tipo O seguiram os mesmos procedimentos utilizados com o limitador de corrente tipo W. A principal característica que diferencia este tipo de limitador do anterior é sua configuração e posicionamento das bobinas, nele as bobinas são enroladas no mesmo tubo de fibra de vidro e deslocadas axialmente. Eletricamente elas são conectadas em série e com polaridades magnéticas opostas.

Essas características proporcionam a vantagem, em relação ao limitador de corrente tipo W, de que a densidade de fluxo magnético resultante na superfície da fita supercondutora seja a mínima possível uma vez que o campo gerado por uma bobina é praticamente todo cancelado pela outra.

A Fig. 9.15 mostra o resultado de obtido por simulação do limitador de corrente tipo O e a Fig. 9.16 mostra a curva  $V-I$  obtida através de ensaio com corrente alternada.

Através da curva da Fig. 9.16 observa-se com maior clareza a região de corrente onde começa a ocorrer a transição do limitador de corrente do estado supercondutor para o estado normal, isso ocorre na região próxima dos 70 A, o que mostra muita proximidade com os valores da simulação apresentados na Fig. 9.15.

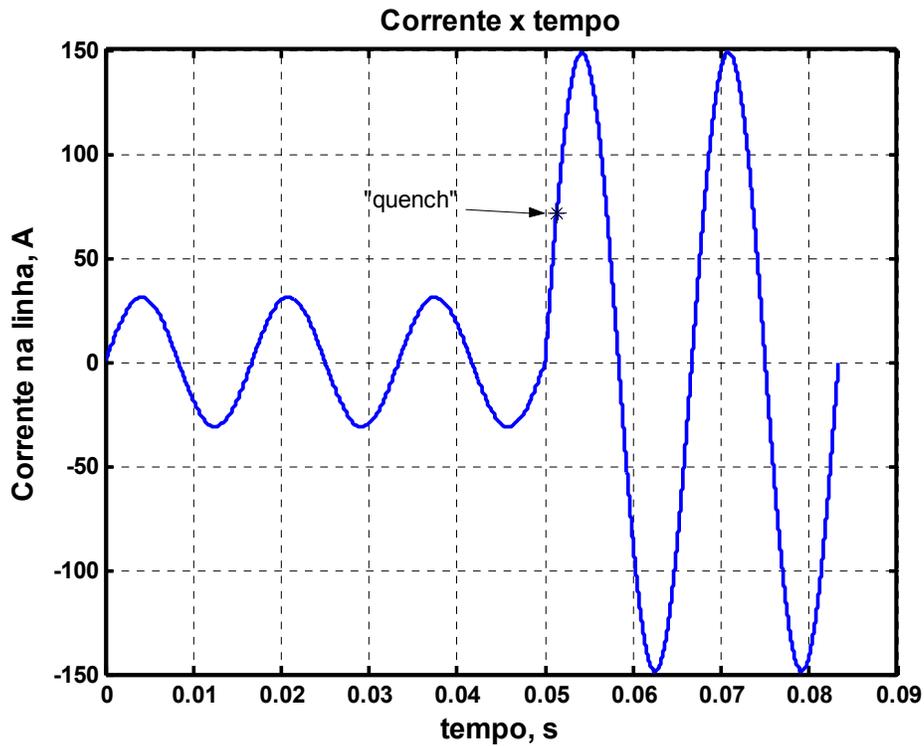


Fig. 9.15 - Resultado de simulação do limitador de corrente tipo O sob curto-circuito.

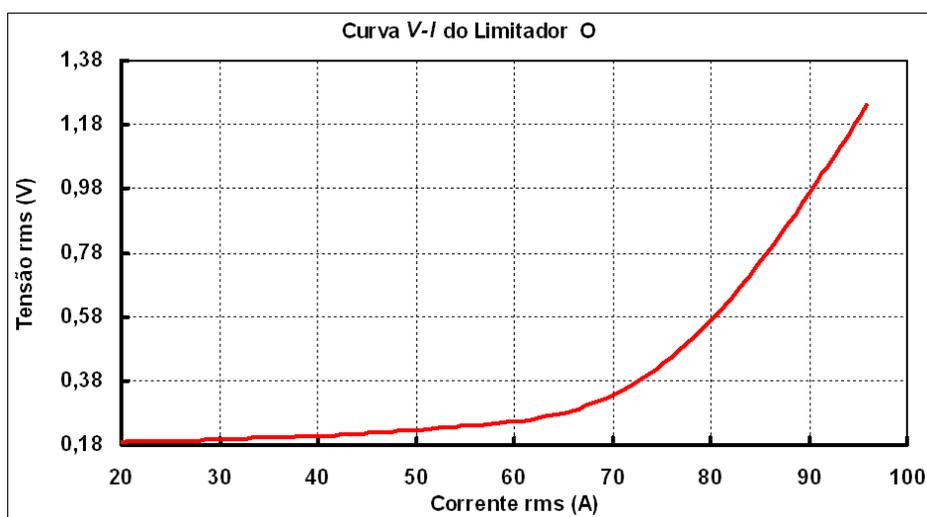


Fig. 9.16 - Curvas  $V-I$  em corrente alternada do limitador de corrente tipo O.

---

Na Fig. 9.16 também é possível observar o efeito do cancelamento do fluxo magnético, pois os dados da curva  $V-I$  do limitador de corrente tipo O não passaram por nenhum tratamento para subtrair as perdas em corrente alternada como efetuado para o limitador tipo W e mesmo assim é possível visualizar a região onde ocorre o início da transição da fita supercondutora.

Apesar da dificuldade em se determinar exatamente o ponto da corrente de transição em corrente alternada devido à ausência de um modelo que mostre isso com a mesma exatidão do que em corrente contínua, com os resultados obtidos por simulação e ensaio dos limitadores de corrente tipo W e tipo O é possível observar que o método proposto para o projeto do LCSR fornece um grau de exatidão bastante razoável se comparado com outras propostas de limitadores de corrente supercondutores apresentados no capítulo 3 [32] onde a transição para o estado supercondutor somente é assegurada caso a corrente de curto-circuito exceda dez vezes a corrente nominal.

---

## Capítulo 10

### Conclusões e sugestões para novos trabalhos

As diversas tecnologias e topologias disponíveis para construção de limitadores de corrente elétrica usando materiais supercondutores de alta temperatura crítica foram apresentadas e analisadas. A caracterização em corrente alternada da fita supercondutora denominada BSCCO, o projeto, construção e ensaio de limitadores de corrente elétrica supercondutores resistivos construídos foram plenamente executados. Utilizando as fitas HTS disponíveis no mercado foi realizado um estudo de potencial de aplicação dos limitadores de corrente elétrica supercondutores resistivos em sistemas de energia elétrica visando melhoria da estabilidade transitória bem como da limitação da corrente de falta durante 100ms até abertura do sistema de proteção existente.

A produção dos materiais HTS, especialmente das fitas supercondutoras, que hoje já atinge a marca de milhares de quilômetros por ano, sofreu enormes avanços do ponto de vista tecnológico ao longo dos últimos anos e seu custo de produção também tem diminuído significativamente. Isso tem possibilitado a abertura do mercado dos sistemas de energia elétrica para esses materiais que podem, dentro de pouco tempo, trazer grandes benefícios nas áreas de geração, transmissão e distribuição de energia elétrica.

Neste trabalho mostrou-se que existem inúmeras frentes de pesquisa que associam grandes laboratórios e empresas no país e no exterior, em busca de uma solução técnica e economicamente viável para a produção de um limitador de corrente elétrica supercondutor resistivo.

As configurações de limitadores de corrente elétrica resistivos utilizando HTS estudadas neste trabalho através dos protótipos construídos mostraram que elas são viáveis para a aplicação em sistemas de energia elétrica dada a simplicidade de construção e instalação e porque a

---

característica resistiva causa pouca ou nenhuma interferência reativa no sistema, tornando sua operação simplificada e conseqüentemente de menor custo.

Como descrito, a fita com material HTS adquirida e utilizada para construção dos protótipos foi a do tipo BSCCO/Ag que, na ocasião do início do projeto, era a única alternativa em escala comercial disponível no mercado. Tratava-se de uma fita que hoje é conhecida como pertencente ao grupo de fitas de primeira geração, com potencial de utilização para gerar campos magnéticos intensos operando em corrente contínua. De início constatou-se que devido à presença da prata como matriz da fita, ela não teria condições de ser utilizada em limitadores de corrente por causa da sua baixa resistividade que exigiria longos comprimentos de fita elevando o custo do projeto.

Naquele momento apostou-se pela concentração do trabalho no desenvolvimento de técnicas de projeto, construção e ensaios de limitadores de corrente elétrica supercondutores resistivos, utilizando a fita de BSCCO/Ag, esperando que o contínuo desenvolvimento do material levasse ao surgimento de uma fita supercondutora com maior resistividade no estado normal, possível de ser utilizada ainda durante a realização do projeto e, caso isso ocorresse, a técnica de projeto e construção já estaria disponível.

Ao longo deste trabalho esse objetivo foi alcançado: já se tem técnicas disponíveis, desenvolvidas neste trabalho para projeto, construção e ensaios de limitadores de corrente elétrica supercondutores resistivos usando fitas supercondutoras disponíveis comercialmente.

No método de cálculo eletromagnético apresentado no capítulo 5, a simplificação do método helicoidal [1] para o método das espiras planas, aqui proposto, mostrou-se bastante eficiente em termos de esforço computacional necessário para o cálculo das indutâncias próprias, mútuas e da indução magnética na superfície da fita, reduzindo significativamente o tempo de processamento computacional [5]. A precisão do resultado numérico desse cálculo também foi muito boa tendo em vista a comparação com valores medidos em bobinas reais construídas.

A grande dificuldade encontrada para o projeto das bobinas dos limitadores de corrente elétrica supercondutores resistivos usando fitas supercondutoras HTS foi o fato de não existir na literatura uma curva característica de corrente alternada de transição em função da densidade de fluxo magnético aplicado à fita ( $I_t \times B$ ), característica essencial para aplicações em sistemas de energia elétrica.

Por isso foi estudado e proposto um método para a caracterização da fita, detalhado no capítulo 7. Os resultados mostraram a grande dificuldade em se caracterizar as fitas HTS,

---

especialmente pelo fato de ainda não existir um modelo teórico definitivo que descreva o ponto exato da transição da fita do estado supercondutor para o estado normal causado por corrente elétrica alternada.

O que se observou nas curvas  $V-I$  em corrente alternada obtidas em laboratório (capítulo 7) foi uma região de transição onde, a partir de certa intensidade de corrente elétrica, a queda de tensão numa amostra de fita aumenta exponencialmente, porém de forma mais suave do que em corrente contínua. Para efeito do método aqui proposto, o critério da corrente de transição adotado baseou-se na observação do nível de tensão onde o conjunto de curvas claramente assume uma característica exponencial, diferentemente das aplicações de supercondutores em corrente contínua onde uma curva ( $I_t \times B$ ) é possível de ser obtida sem maiores problemas. Após estes ensaios pôde ser verificado o aumento da taxa de evaporação de líquido criogênico sempre que a corrente alternada aplicada ultrapassou 60% do valor da corrente crítica especificada pelo fabricante.

Os projetos dos limitadores tipo W e O, descritos no capítulo 8, confirmaram a dificuldade de se construir um limitador de corrente elétrica resistivo supercondutor utilizando a fita BSCCO/Ag. Para poder construir um limitador com resistência elétrica suficiente para limitar a corrente elétrica de curto-circuito no caso exemplificado seriam necessários vários quilômetros de fita supercondutora. Isso fez com que as dimensões calculadas do dispositivo ficassem exageradamente grandes necessitando de um criostato também com grandes dimensões, o que consumiria muito fluido criogênico.

Outro fator importante é que utilizando vários quilômetros de fita supercondutora existe ainda maior dificuldade de propagação da zonal condutora normal ao longo de todo comprimento da fita depois de atingida a corrente crítica, somado isso ao fato que a matriz de prata funciona como um bom condutor é muito difícil que toda extensão da fita sofra a transição ao mesmo tempo, coexistindo simultaneamente trechos no estado supercondutor e trechos no estado normal de condução. A transição completa da fita em grandes extensões somente é alcançada quando a corrente elétrica alcança valores da ordem de cinco vezes do valor da corrente crítica.

Todos esses fatores levariam a um custo proibitivo, muito superior a qualquer uma das soluções convencionais para limitação de corrente.

Entretanto, como apresentado ainda no capítulo 8, o surgimento da segunda geração de fitas supercondutoras baseadas no material YBCO traz a vantagem de utilizar liga de níquel (Ni5%W)

---

ou o aço inoxidável como matriz metálica de estabilização. O níquel proporciona uma resistividade maior à fita quando no estado normal e estima-se que seu custo por metro chegue à metade do custo da fita BSCCO/Ag, pois não utiliza materiais de alto custo.

Recentemente os fabricantes reequiparam e modernizaram suas plantas para atingir, em meados de 2009, escala comercial de produção da fita YBCO, trazendo assim a possibilidade de, com a redução do volume dos limitadores de corrente elétrica supercondutores resistivos, torná-los viáveis para construção e utilização em sistemas de energia elétrica. A aplicação da fita supercondutora YBCO é uma possível opção de pesquisa para o futuro e, portanto, é colocada aqui como sugestão para futuros trabalhos de pesquisa neste tema. Ela necessita porém de um resistor shunt em paralelo para atuar como “by-pass” após a sua transição para o estado normal, pois precisa de mais tempo para seu resfriamento e assim recuperar as propriedades supercondutoras. Durante o processo de recuperação vários protótipos consideraram a remoção total da corrente para o “by-pass”, ou seja, no estado normal a fita HTS necessita dissipar a energia gerada por efeito Joule com o líquido criogênico. Esse resistor deve ser projetado conforme a utilização da fita a fim de limitar a corrente de falta e permitir o desvio de até 90 % deste valor para o resistor em paralelo, permitindo assim a recuperação da fita HTS mesmo com a passagem da corrente nominal, se a falta for extinta. Entretanto, mesmo assim, ela é uma promessa para a construção de limitadores de corrente elétrica supercondutores resistivos, pois agora com matriz de alta resistividade as limitações de alto custo ainda permanecem, sendo a justificativa o baixo volume de consumo que somente será alterado a médio prazo.

Foram detalhados os procedimentos utilizados na construção e ensaio dos protótipos de limitadores de corrente elétrica supercondutores resistivos. Observou-se, através da comparação das curvas  $V-I$  obtidas no ensaio do limitador tipo W e do limitador tipo O, a grande influência que a densidade de fluxo magnético sobre a fita exerce nas perdas em corrente alternada. A condição ideal de funcionamento para as bobinas supercondutoras é aquela onde o fluxo magnético é minimizado, o que traz ainda o benefício para o sistema de energia elétrica de um limitador de corrente elétrica supercondutor resistivo de baixa indutância. Devido à forte influência do campo magnético nas perdas, caso das bobinas 1 e 3 na configuração do enrolamento no limitador tipo W, foi necessário um tratamento adicional dos dados experimentais como descrito no capítulo 9 para uma observação mais clara da região de transição da fita. Para recuperar o líquido criogênico evaporado devido às perdas em corrente alternada

---

mesmo durante a operação normal do limitador de corrente, normalmente um sistema de recondensação do gás (nitrogênio líquido evaporado) é acoplado ao criostato, permitindo reduzir a necessidade de recarga aumentando a autonomia de operação da unidade. Em alguns protótipos em testes o cryocooler permite ainda reduzir a temperatura de operação para 65K, sendo que nestas condições a corrente crítica aumenta em mais de 50%.

O comportamento da corrente de transição observado nas curvas  $V-I$  dos ensaios com os limitadores W e O, no capítulo 9, mostra boa aproximação com os resultados obtidos nas simulações, o que vem a validar a curva característica  $I_t \times B$  apresentada e discutida no capítulo 7.

Comparando a curva  $V-I$  experimental do limitador tipo W com a curva de simulação, observa-se que o simulador matemático dinâmico baseado no funcionamento do limitador de corrente elétrica supercondutor resistivo indica a intensidade de corrente elétrica onde se inicia a transição da fita supercondutora, o que não significa necessariamente a ocorrência da transição no comprimento total de fita utilizada. A transição total depende da propagação da zona condutora normal ao longo da fita que por sua vez depende de diversos fatores associados ao circuito elétrico como a condutibilidade da matriz metálica da fita, o aumento da intensidade de corrente elétrica além de  $I_c$ , a influência do campo magnético externo ou ainda a troca de calor com o fluido criogênico. O mesmo raciocínio vale para o limitador tipo O.

Além da limitação da intensidade da corrente de curto-circuito, o estudo descrito no capítulo 4, onde foi realizada uma simulação da aplicação de dispositivos limitadores de corrente elétrica supercondutores resistivos em sistemas de energia elétrica, visando melhorar a sua estabilidade transitória, mostrou que estes dispositivos podem trazer grande contribuição nos sistemas elétricos onde a alta relação  $X/R$  do circuito torna mais lenta a interrupção da corrente elétrica após a atuação dos disjuntores, evitando assim a necessidade de sua substituição.

Com isso a proposta de projeto e construção de limitadores de corrente elétrica supercondutores resistivos utilizando material de alta temperatura criogênica apresentada neste trabalho se mostra teórica e tecnicamente fundamentada e, dado o constante avanço tanto na tecnologia como na capacidade de produção das fitas HTS, espera-se que em breve existam dispositivos limitadores de corrente elétrica supercondutores resistivos economicamente viáveis para aplicação em sistemas de energia elétrica.

---

Como sugestão para futuros trabalhos nesta linha de pesquisa pode-se estudar, sob corrente alternada, formas mais precisas de caracterização e avaliação das perdas das fitas supercondutoras, o projeto, construção e ensaio de limitadores de corrente com as fitas supercondutoras YBCO de segunda geração ou ainda estudar novas configurações de limitadores de corrente elétrica além dos construídos em formas de bobinas como apresentado neste trabalho.

---

## Referências Bibliográficas

- [1] Homrich, R. P., “Limitador de Corrente Elétrica Supercondutor Resistivo Monofásico: Projeto, Construção e Ensaio”, Tese de Doutorado, FEEC / DSCE, Unicamp, 2001.
- [2] Baldan, C. A., Freitas, R. C., Homrich, R. P., Pinatti, D. G., Ruppert Filho, E. and Shigue, C. Y., “Design and test of HTS coils for resistive fault current limiter.” IEEE Transactions on Applied Superconductivity, EUA, vol. 14, nº. 02, p. 863-866, June 2004.
- [3] Baldan, C. A., Freitas, R. C., Homrich, R. P., Pinatti, D. G., Ruppert Filho, E. and Shigue, C. Y., “Resistive fault current limiter using HTS single-layer coils.” Physica C - Superconductivity and its applications. EUA, vol. 408, nº. 410C, p. 937-939, August 2004.
- [4] Baldan, C. A., Freitas, R. C., Homrich, R. P., Pinatti, D. G., Ruppert Filho, E. and Shigue, C. Y., “Single layer cylindrical and helicoidal coil with voids between successive turns electromagnetic field calculation to be used in superconductor current limiter simulation for design purpose.” IEEE Transactions on Applied Superconductivity, EUA, vol. 14, nº. 02, p. 796-799, June 2004.
- [5] Baldan, C. A., Freitas, R. C., Homrich, R. P., Pinatti, D. G., Ruppert Filho, E. and Shigue, C. Y., “Fast Single Layer Cylindrical and Helicoidal Coil with Voids Between Successive Turns Electromagnetic Field Calculation to be used in Superconductor Current Limiter Simulator for Design Purpose”, IEEE Trans. on Appl. Supercon., vol. 14, No. 2, pp. 823-826, June 2004.
- [6] Baldan, C. A., Freitas, R. C., Figueira, D. S. S., Ruppert Filho, E. and Shigue, C. Y., “Test results of a superconducting FCL using bifilar coil of BSCCP-2212.” IEEE Transactions on Applied Superconductivity, EUA, vol. 16, nº. 2, p. 695-698, June 2006.
- [7] Baldan, C. A., Shigue, C. Y., Ruppert Filho, E., Oliveira, U. R., “Effect of Mechanical Loading on the  $I_c$  Degradation Behavior of Bi-2223 Tapes.” IEEE Transactions on Applied Superconductivity, EUA, vol. 15, n. 2, p. 3552-3555, 2005.
- [8] Baldan, C. A., Shigue, C. Y., Ruppert Filho, E., Oliveira, U. R., Carvalho Jr, F. J. H., “Effect of combined bending strain and thermal cycling on the voltage-current characteristic curves of Bi-2223 tapes.” IEEE Transactions on Applied Superconductivity, EUA, vol. 15, n. 2, p. 2492-2494, 2005.
- [9] Rose-Innes, A. C., Rhoderick, E. H., “Introduction to superconductivity”, 2<sup>nd</sup> Edition, Pergamon Press, 1978.
- [10] Burns, G., “High-Temperature Superconductivity”, Academic Press, 1992.
- [11] Abrikosov, A.A, “Type II Superconductors and the Vortex Lattice”, In Nobel Lecture, December 2003.

- 
- [12] Stavrev, S., “Modelling of High Temperature Superconductors for AC Power Applications”, Tese de Doutorado, École Polytechnique Fédérale de Lausanne, 2002.
- [13] Bean, C. P., “Magnetization of high-field superconductors”, Review of Modern Physics, p. 31, 1964.
- [14] Savvides, N., Katsaros, A., Thorley, A., et al, “Critical Current and Magnetic Field Performance of Bi-2223/Ag Composite Superconducting Tapes”, IEEE Trans. On Appl. Supercond., Vol. 9, No. 2, pp. 2609-2612, 1999.
- [15] Muehlhauser, J. W., “Research and Development Roadmap to Achieve Electrical Wire Advancements from Superconducting Coatings”, The University of Tennessee Space Institute, November 1997.
- [16] Marsh, G. E., Wolsky, A. M., “AC Losses in High-Temperature Superconductors and the Importance of These Losses to the Future Use of HTS in the Power Sector”, Argonne National Laboratory, Illinois, May 2000.
- [17] Akimov, I. I., Gusakov, D. B., Medvedev, M. I., et al, “Multifilamentary Composite MgB<sub>2</sub> wires: Preparation and Testing”, pre-print paper presented on MT-18, Morioka, Japan, October 2003.
- [18] Noe, M., Oswald, B. R., “Technical and Economical Benefits of Superconducting Fault Current Limiters in Power Systems”, presented at ASC98, Palm Desert, USA, 1998.
- [19] Grainger, J. J., Stevenson Jr., W. D., “Power System Analysis”, McGraw-Hill, 1994.
- [20] Trench Electric, catálogo de produtos.
- [21] Nishikawara, K., Hydro, B. C., “Applications of current limiting reactors in substations”, Canadian Electrical Association, Spring Meeting, Montreal, March 1980.
- [22] ABB Calor Emag, Catálogo de produtos - Limitador I<sub>s</sub><sup>®</sup>.
- [23] G&W Electric Co., Catálogo de produtos – Limitador CLiP<sup>®</sup>.
- [24] Amon Filho, J., Hartung, K-H., “Novas técnicas de limitação de curto-circuito para conexão de produtores independentes”, Revista Eletricidade Moderna, Setembro, 2003.
- [25] Brochu, J., Lemay, J., Morin, G., et al, “The IPC Technology – A New Approach for Substation Upgrading with Passive Short Circuit Limitation”, IEEE Trans. on Power Delivery, Vol. 13, No.1, pp. 233-240, January 1998.
- [26] Siemens Documentation: “SCCL – Short-Circuit Current Limitation with FACTS in High-Voltage Systems”, Siemens AG – Power Transmission and Distribution, 2004.
- [27] Norris, W. T., Power, A., “Fault current limiters using superconductors”, Cryogenics, vol. 37, No. 10, 1997.

- 
- [28] Larbalestier, D., Blaugher, R. D., Schwall, R. E., Sokolowski, R. S., Suenaga, M., Willis, J. O., "Power Applications of Superconductivity in Japan and Germany ", WTEC Panel Report, September 1997.
- [29] Shimizu, H., Yokomizu, Y., Matsumura, T., Murayama, N., "Proposal of Flux Flow Resistance Type Fault Current Limiter Using Bi2223 High Tc Superconducting Bulk", IEEE Trans. on Appl. Superconduct., Vol. 12, No. 1, pp. 876-879, March 2002 .
- [30] Homrich, R. P., Ruppert Filho, E., Pinatti, D. G., Baldan, C. A., Shigue, C. Y., "Single-phase Resistive Superconductor Electrical Current Limiter", IEEE Trans. on Appl. Superconduct., Vol. 12, No 1, pp. 1386-1389, March 2002.
- [31] Janowski, T., Stryczewska, H. D., Kozak, S., Surdacki, P., Kondratowicz-Kucewicz, B., Wojtasiewicz, G., Kozak, J., Malinowski, H., "Bi-2223 and Bi-2212 tubes for small fault current limiters", pre-print paper presented on MT-18, Morioka, Japan, October 2003.
- [32] Shimizu, H., Yokomizu, Y., Matsumura, T., "Comparison of Fundamental Performance of Different Type of Fault Current Limiter with Two Air Core Coils", pre-print paper presented on MT-18, Morioka, Japan, October 2003.
- [33] Bock, J., Breuer, F., Walter, H., Noe, M., Kreutz, R., Kleimaier, M., Weck, K-H., Elschner, S., "Development and successful testing of MCP BSCCO-2212 components for a 10 MVA resistive superconducting fault current limiter", Superconductor Science and Technology 17 (2004), S122-S126.
- [34] Elschner, S., Breuer, F., Noe, M., Rettelbach, T., Walter, H., Bock, J., "Manufacturing and Testing of MCP 2212 Bifilar Coils for a 10 MVA Fault Current Limiter", IEEE Trans. on Appl. Superconduct., Vol 12, No 2, pp. 1980-1983, June 2003.
- [35] Lee, C., Kim, H. M., Kang, H., Kim, T. J., Ko, T. K., Lee, E. R., Lee, S. L., Yoon, K. Y., "A Variation of Impedance of a High-Tc Superconducting Fault Current Limiter with an Open Core", IEEE Trans. on Appl. Superconduct., Vol. 12, No. 1, pp. 846-849, March 2002.
- [36] Onishi, T., Kawasumi, M., Sasaki, K., Akimoto, R., "An Experimental Study on a Fast Self-Acting Magnetic Shield Type Superconducting Fault Current Limiter", IEEE Trans. on Appl. Superconduct., Vol. 12, No. 1, pp. 868-871, March 2002.
- [37] Zhang, J., Gao, Z., Song, N., Wen, H., Xiao, L., Lin, L., Zuo, Z., "Dynamic Simulation and Tests of a Three-Phase High Tc Superconducting Fault Current Limiter", IEEE Trans. on Appl. Superconduct., Vol. 12, No. 1, pp. 896-899, March 2002.
- [38] Kozak, J., Janowski, T., Kozak, S., Malinowski, H., Wojtasiewicz, G., Kondratowicz-Kucewicz, B., Surdacki, P., "The influence of Superconducting Fault Current Limiter structure on the V-I characteristic", pre-print paper presented on MT-18, Morioka, Japan, October 2003.
- [39] Hatta, H., Nitta, T., Chiba, M., Muroya, S., Shirai, Y., "Experimental Study on the Relationship between the Trigger Current of Transformer-Type Superconducting Fault

---

Current limiter and the Fault Phase”, pre-print paper presented on MT-18, Morioka, Japan, October 2003.

- [40] Lee, S., Lee, E. R., Lee, C., Choi, S., Ko, T. K., “The Short Circuit Analysis of Integrated Three Phase Superconducting Fault Current Limiter with Two Phase Superconducting Circuits”, IEEE Trans. on Appl. Superconduct., Vol. 12, No. 1, pp. 854-858, March 2002 .
- [41] Greenwood, A. et al., “Fault Current Limiters in Electrical Medium and High Voltage Systems”, Cigré WG 10 of Study Committee A3, Technical Brochure, June 2003.
- [42] Tanaka, H., Mitsuho, F., Umeda, M., “Test Operations of Fault Current Limiter by Series-Parallel Resonant LC Circuit”, proceedings of EUCAS 2003, Sorrento, Napoli, Italy, September 2003.
- [43] Hoshino, T., Salim, K. M., Muta, I., Nakamura, T., “Experiment using Variable Reactor of Rectifier Type Superconductor Fault Current Limiter with a short-circuited Trigger Coil”, pre-print paper presented on MT-18, Morioka, Japan, October 2003.
- [44] Shao, H., Yamaguchi, M., Fukui, S., Sato, T., Watanabe, Y., “A Study on DC hybrid three-phase fault current limiting interrupter”, pre-print paper presented on MT-18, Morioka, Japan, October 2003.
- [45] Lee, S., Lee, C., Kuk Ko, T., Hyun, O., “Stability Analysis of a Power System with Superconducting Fault Current Limiter Installed”, IEEE Trans. on Appl. Supercond., Vol. 11, No. 1, pp. 2098-2101, March 2001.
- [46] Ye, L., Lin, L.Z., Juengst, K.P., “Application Studies of Superconducting Fault Current Limiters in Electric Power Systems”, IEEE Trans. on Appl. Supercond., Vol. 12, No. 1, pp. 900-903, March 2002.
- [47] Hatta, H., Muroya, S., Nitta, T., et al, “Experimental Study on Limiting Operation of Superconducting Fault Current Limiter in Double Circuit Transmission Line Model System”, IEEE Trans. on Appl. Supercond., Vol. 12, No. 1, pp. 812-815, March 2002.
- [48] D’Ajuz, A., Rocha, R., Monteiro, A. M., et al, “Influência da Evolução da Componente Assimétrica de Curto-Circuito na Capacidade de Interrupção dos Disjuntores”, X Erlac – Encuentro Regional Latinoamericano de la Cigré, Comitê de estudos 3 – Equipamentos de Interrupção e Manobra, X/PI-13.5, 18-22 Maio 2003.
- [49] Stagg, G. W., El-Abiad, A. H., ”Computer Methods in Power System Analysis”, capítulo 10.6, McGraw-Hill, 1968.
- [50] Yagami, M., Murata, T., Tamura, J., “Enhancement of Power System Transient Stability by Superconducting Fault Current Limiter”, IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exhibition 2002: Asia Pacific., Vol. 1, pp. 359-364, 6-10 October 2002.
- [51] Milano, F., PSAT – Power System Analysis Toolbox, Ver. 1.3.3, freeware at <http://thunderbox.uwaterloo.ca/~fr>.

- 
- [52] Homrich, R. P., Ruppert Filho, E., Pinatti, D. G., "Helicoidal Single-Layer Cylindrical Coil Self-Inductance Evaluation: A Didactic Method", IEEE Transactions on Education, Vol. 44, No 2, pp. 202-206, May 2001.
- [53] Hayt Jr., W. H., "Engineering Electromagnetics", McGraw-Hill Inc., New York, 1981.
- [54] Cheng, D. K., "Field and Wave Electromagnetics", Addison Wesley Publishing Co., 2nd Ed., 1989.
- [55] O'Malley, J., "Análise de Circuitos", McGraw-Hill, 1983.
- [56] Johnson, D. E., Johnson, J. R., Hilburn, J. L., and Scott, P.D., "Electric Circuit Analysis", John Willey & Sons Inc., 2nd Ed.
- [57] Henrici, P., "Discrete variable methods in ordinary differential equations", New York, J. Willey, 1968.
- [58] Borse, G. J., "Numerical Methods with Matlab: A Resource for Scientists and Engineers", PWS Publishing Company.
- [59] Souc, J., Gomory, F., Janíková, E., "I-V curve of Bi-2223/Ag tapes in overload conditions determined from AC transport data", Physica C 401, pp. 75-79, 2004.
- [60] Shaked, N., Friedman, A. Sinvani, M., et al, "I-V curves of bifilar BSCCO tapes exposed to AC magnetic fields", Physica C 401, pp. 201-204, 2004.
- [61] Yim, S. W, Lim, S. H., Kim, H.R., et al, "Electrical Behavior of Bi-2223/Ag Tapes Under Applied Alternating Over-Currents", IEEE Trans. on Appl. Supercond., Vol. 15, No. 2, pp. 2482-2487, June 2005.
- [62] Tonsho, H., Fukui S., Sato T., et al, "Theoretical and Experimental Study on AC Loss in HTS Tape in AC Magnetic Field Carrying AC Transport Current", IEEE Trans. on Appl. Supercond., Vol. 13, No. 2, pp. 2368-2371, June 2003.
- [63] Erickson, R. W., Maksimovic, D., "Fundamentals of Power Electronics", 2<sup>nd</sup> Ed., Springer, Jan 2003.
- [64] Meeker, D., FEA software Femmag ver. 3.4.0, freeware at <http://femm.berlios.de>
- [65] Michael, P. C., Ryu, K., Tsukamoto, O., "Quench Currents of A.C. Superconductor in Supercritical Helium", IEEE Trans. on Appl. Supercond., EUA, Vol. 5, No. 2, pp. 373-376, June 1995.
- [66] Malozemoff, A. P., "Second Generation HTS Wire: An Assessment", American Superconductor Corp., December 2004.
- [67] Baldan, C.A., Shigue, C.Y., Lamas, J.S., Ruppert Filho, E., "Test Results of a Superconducting Fault Current Limiter Using YBCO Coated Conductor", IEEE Trans. on Appl. Supercond., EUA, Vol. 17, No. 2, p.2, pp. 1903-1906, June 2007.

- 
- [68] Baldan, C. A., Lima, C. C., Shigue, C. Y. ; Ruppert Filho, E., “Impregnação de Enrolamentos de Fitas Supercondutoras de Alta Temperatura Crítica para Limitadores de Corrente,” In: Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais, CBECIMAT 2004, Porto Alegre - RS, 2004.

---

**Anexo I**  
**Fita HTS AMSC: dados de catálogo**

# HTS High Current Density Wire

- Designed for use in applications where current density is the major design parameter, such as in high performance coils and magnets.

**Bismuth based, multi-filamentary, high temperature superconductor wire encased in a silver alloy matrix.**



### Specifications

Average thickness:	0.21-0.23 mm
Minimum width:	3.9 mm
Maximum width:	4.3 mm
Min. double bend diameter (RT):	100 mm <sup>1</sup>
Max. Rated tensile stress (RT):	65 MPa <sup>1</sup>
Max. Rated wire tension (RT):	4 kg <sup>1</sup>
Max. Rated tensile stress (77K):	65 MPa <sup>1,2</sup>
Max. Rated tensile strain (77K):	0.10% <sup>1,2</sup>

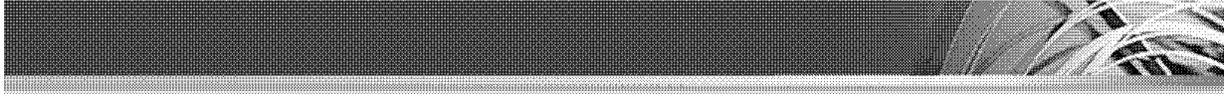
### Customer Options:

Minimum amperage (Ic)	Average engineering current density (Je) <sup>3</sup>
125 A <sup>2</sup>	13,900 A/cm <sup>2 2</sup>
135 A <sup>2</sup>	15,000 A/cm <sup>2 2</sup>
145 A <sup>2</sup>	16,100 A/cm <sup>2 2</sup>
155 A <sup>2</sup>	17,200 A/cm <sup>2 2</sup>
Continuous piece length	up to 800 m
Insulation options	Contact Sales
Splice options	None

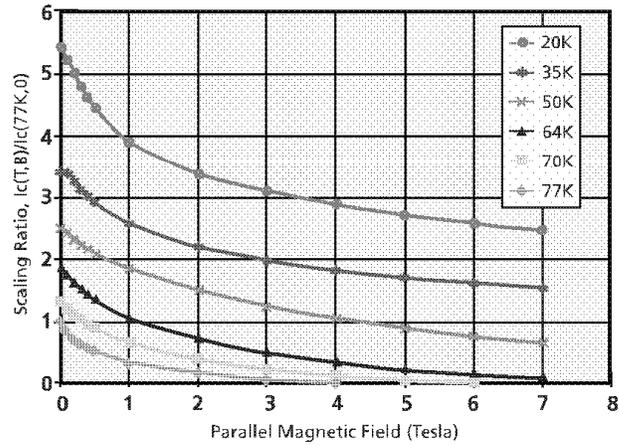
<sup>1</sup> Greater than 95% Ic retention

<sup>2</sup> 77K, self-field, 1μV/cm

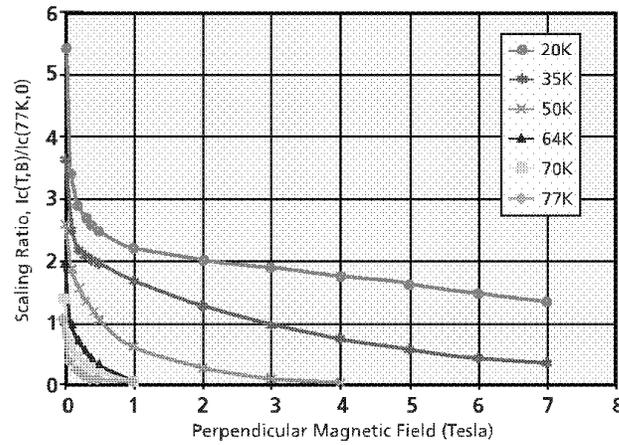
<sup>3</sup> Je is a calculated value based upon average thickness and width



### Wire performance with magnetic field parallel to tape surface



### Wire performance with magnetic field perpendicular to tape surface



**American Superconductor™**

REVOLUTIONIZING THE WAY THE WORLD USES ELECTRICITY™

American Superconductor Corporation  
 64 Jackson Road  
 Devens, MA 01434  
 USA  
 Toll-free USA/Canada: +1 800 315 3319  
 tel +1 978 842 3362  
 fax +1 978 842 3364  
 www.amsuper.com

© 2005 American Superconductor. All rights reserved.

American Superconductor and design, AMSC, POWERED BY AMSC, Revolutionizing the Way the World Uses Electricity are trademarks of American Superconductor Corporation. Printed in USA.

WFS\_HC\_0106

---

## **Anexo II**

### **Artigos publicados**

# Test Results of a Superconducting FCL Using Bifilar Coil of BSCCO-2212

Carlos A. Baldan, Carlos Y. Shigue, Domingos S. S. Figueira, Ernesto Ruppert Filho, and Rafael C. Freitas

**Abstract**—A single-phase superconducting Fault Current Limiter using a bifilar coil of BSCCO-2212 tube was tested in 220 V–60 Hz line during fault current between 1 kA to 4 kA, operating in 77 K. In this work are presented the critical current dependence as a function of an external magnetic field applied and the results can be used to predict the current limiter performance. The experimental setup is described and the test results are presented for the unit conducting a steady nominal AC current of 200 A, and also during the fault time (1 to 6 cycles). The performance of the bifilar coil to provide the limiting impedance associated with the dynamic resistance developed during the beginning of the fault was analyzed and compared with other types of superconducting current limiters.

**Index Terms**—HTS coils, HTS tube, superconducting fault current limiter.

## I. INTRODUCTION

**S**UPERCONDUCTING fault current limiter (SFCL) devices have the potential to reduce the fault current levels in the electricity grid. The interest in such devices was related to the increase in the load capacity of the existing power system using lower rated components. When the fault occurs the SFCL can prevent damage to the components in the circuit within the first 50 ms being the time necessary for circuit breaker acting. The SFCL can limit the peak during first half of the cycle and recovery after seconds when the surge was extinguished.

The resistive SFCL has the preference for the power network applications because this resistive device does not introduce big changes in the “load-flow” during the limitation or during recovery of the superconducting state.

The HTS materials show high heat capacity and great care must be taken to ensure the superconductor quenches uniformly: this is the challenge for the SFCL prototype in the proof test. The design using HTS tape was limited due to the low matrix resistance ( $A_g$ ) which results in long tape length needed and achieving partial tape length transition.

The new concept design presented by Nexans Superconductor [1], [2], using a BSCCO-2212 tube shunted with

Cu10%Ni alloy to build a bifilar coil with 5.4 m of superconductor length was tested in 220 V line.

The superconducting device with its main characteristics will be presented and the experimental procedure with the results was discussed.

## II. BIFILAR COIL OF BSCCO

The device consists of BSCCO-2212 tubes with inner/outer diameters of 42/50 mm and length of 300 mm, with outer tube of Cu10%Ni as shunt connected in parallel by soldering. Using the superconductor cross section of  $0.24 \text{ cm}^2$  ( $6 \times 4 \text{ mm}^2$ ) and the resistivity of BSCCO-2212 at 92 K ( $\rho \cong 1 \times 10^{-5} \Omega\text{m}$ ) we can calculate the resistive contribution in the normal state reaching 225 m $\Omega$  (92 K) and 675 m $\Omega$  at 300 K. In parallel with the BSCCO helical coil and for electrical connection with the shunt a special soldering process was developed. The shunt material is Cu10%Ni with  $0.17 \text{ cm}^2$  ( $6 \times 2.9 \text{ mm}^2$ ) cross section resulting in 117.5 m $\Omega$  resistance and for the equivalent circuit we can consider an effective resistance range of 77 m $\Omega$  to 100 m $\Omega$ .

To build the bifilar coil these tubes are properly machined to open a gap of 1 mm between each turn to create 38 turns (19 in each direction of the current) corresponding to 540 cm length for the superconducting coil. The electrical contact was prepared in order to minimize the resistance to achieve values between 1 to 3  $\mu\Omega$ . The measured inductance for the coil using a LCR bridge is 2.0  $\mu\text{H}$  corresponding to inductive reactance contribution of 0.98 m $\Omega$  for the 60 Hz applications.

The higher electrical field developed in the superconductor length was limited to  $E_{\text{peak}} = 0.6 \text{ V/cm}$  by the shunt. When this component conducts the total current its temperature can reach 300 K so the voltage in the bifilar coil can not exceed  $V_{\text{peak}} = 311 \text{ V}$ . The bifilar coils was tested by Nexans and the certified values for current density are  $J_c = 1200 \text{ A/cm}^2$  at 77 K and  $J_c = 3600 \text{ A/cm}^2$  at 66 K [2].

For AC characterization test we use a 20 V/300 A power supply with adjustable frequency in the range of 50 up to 120 Hz. The current and voltage signals were measured using a digital oscilloscope to capture the waveforms, acquire the data and saving the rms values in real time.

## III. ELECTRICAL PERFORMANCE

Using a conventional DC power supply the bifilar coil, immersed in LN<sub>2</sub> was submitted to a test load up to 300 A. In the results shown in Fig. 1, we can observe a linear slope in the as measured curve where the contribution in the voltage signal include the resistance of the electrical contact between copper and BSCCO with  $R = 2.48 \mu\Omega$ . If this contribution is subtracted

Manuscript received September 20, 2005. This work was supported in part by Companhia Paulista de Força e Luz—CPFL under Contract 4600000767.

C. A. Baldan is with the Faculdade de Engenharia Química de Lorena—FAENQUIL—Departamento de Engenharia de Materiais—DEMAR, Lorena, SP, Brazil and also with the Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá—FEG/Unesp—Guaratinguetá—SP, Brazil (e-mail: cabaldan@demar.fauenquil.br).

C. Y. Shigue and D. S. S. Figueira are with Faculdade de Engenharia Química de Lorena—FAENQUIL—Departamento de Engenharia de Materiais—DEMAR, Lorena, SP, Brazil (e-mail: cyshigue@demar.fauenquil.br).

E. Ruppert Filho and R. C. Freitas are with Universidade Estadual de Campinas—UNICAMP, Faculdade de Engenharia Elétrica e da Computação, Campinas, SP, Brazil (e-mail: ruppert@fee.unicamp.br).

Digital Object Identifier 10.1109/TASC.2006.871264

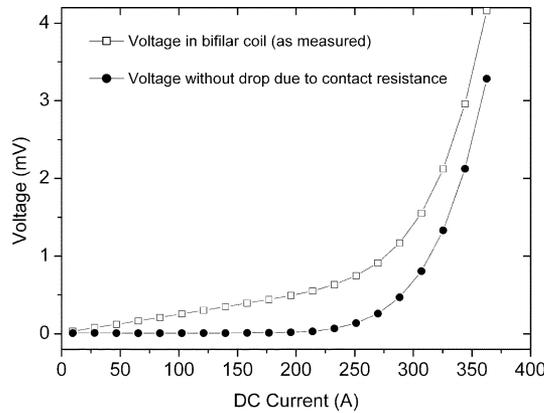


Fig. 1.  $I$ - $V$  curve for DC current test for bifilar coil at 77 K.

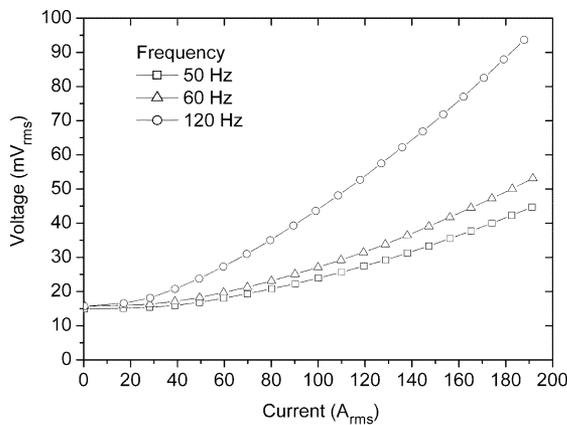


Fig. 2. AC rms voltage in the bifilar coil versus current for different frequencies.

from the voltage signal we can clearly observe the transition current at  $I_c = 200$  A, using  $E = 1 \mu\text{V}/\text{cm}$  criteria.

The index  $n = 9$  was calculated by fitting the equation  $E = E_c(I/I_c)^n$  to  $I$ - $V$  experimental data, where  $E$  is the electrical field,  $E_c$  is the electric field criterion to determine the critical current,  $I$  is the applied current, and  $I_c$  is the critical current.

The rms voltage in the bifilar coil was measured using a Keithley DMM model 196 A. During the measurements the data was acquired through a computer equipped with a GPIB interface using a Tektronix Digital Storage Oscilloscope model TDS5054 to capture the voltage and current waveforms. Fig. 2 shows the rms voltage signal in the coil as function of the applied current.

The waveforms for voltage and current  $I_{\text{rms}} = 105$  A and  $I_{\text{rms}} = 285$  A are presented in Figs. 3 and 4, where we can observe the changing in the sinusoidal voltage form when the current reach  $I_{\text{peak}} \cong 150$  A as an indication of a fraction of the conductor length in the coil goes to normal state.

As a preliminary step of field test the bifilar coil was connected in series to a one phase of 96 kVA motor-generator terminal to supply energy for resistive load (Y connection) with rated rms current of 200 A. The load was short-circuited (one phase) using a "static switch" with adjustable time to operate from 1 to 5 cycles. Fig. 5 shows the current curves with and

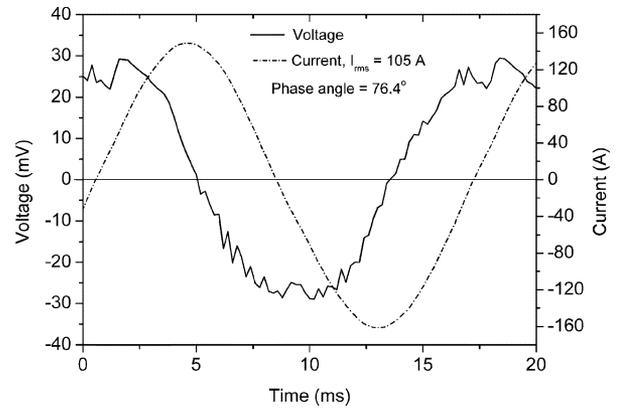


Fig. 3.  $I$ - $V$  waveform in bifilar coil for  $I_{\text{rms}} = 105$  A.

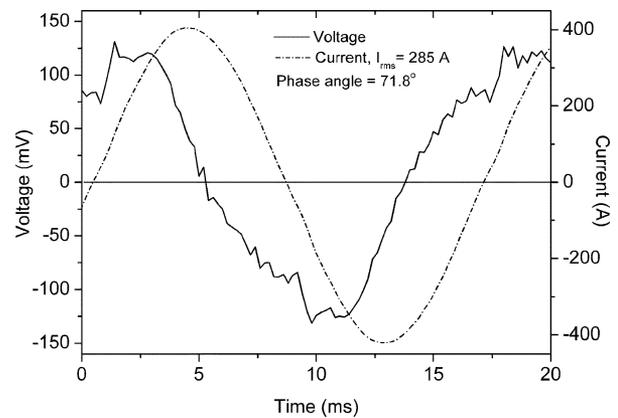


Fig. 4.  $I$ - $V$  waveform in bifilar coil for  $I_{\text{rms}} = 285$  A.

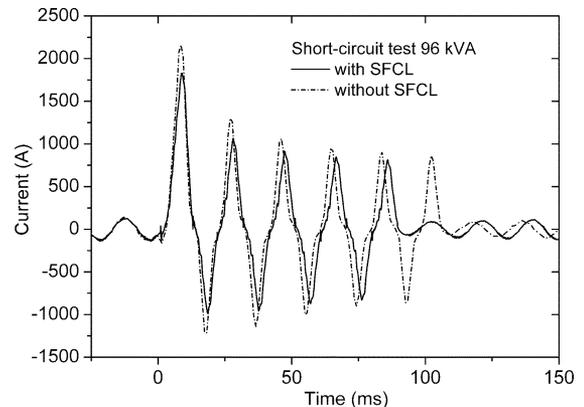


Fig. 5. Current limitation for short-circuit event of 80 ms.

without limitation of SCFL during a short circuit event of 5 cycles. The maximum current peak reached 2160 A and using the bifilar coil the peak reduced down to 1820 A.

During the current limitation the voltage developed in the bifilar coil shown in Fig. 6 reach  $V_{\text{peak}} = 9$  V for the  $I_{\text{peak}} = 1820$  A but during the second half cycle the peak current value reduces to  $I = 1200$  A and the fraction of BSCCO in normal state is reduced drastically. The motor generator does not sustain the nominal voltage during the test but these preliminary results

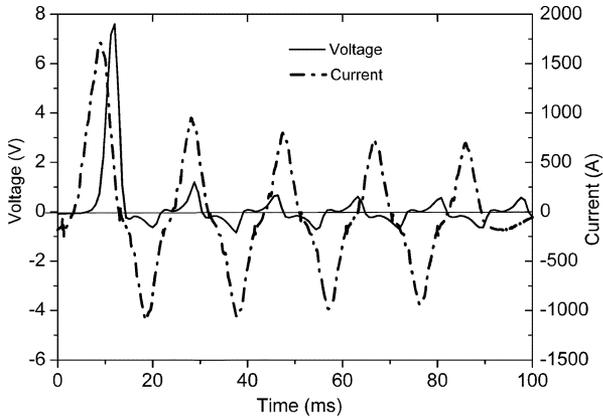


Fig. 6. The voltage signal in the bifilar coil during short-circuit event of 5 cycles.

shows that the data acquisition system and the instruments can capture the short time event in the field test.

In order to evaluate the bifilar coil limitation new test must be carried out with power source which sustains the voltage during the fault event. A power transformer of 150 kVA will be connected in the grid and the protection switch will be adjusted to act after 0.1 s the fault start.

#### IV. DISCUSSION

During the operation of bifilar coil with nominal current 200 A the magnetic field distribution in overall volume reach maximum value of  $B = 20$  mT in the innermost region in the gap. The bifilar coil was glued on the surface of fiberglass tube and after that was impregnated with epoxy including the gap area and the external shunt tube, resulting in an adiabatic device. In this condition the cooling capacity depends on the thermal conductivity properties of the epoxy in direct contact with the liquid nitrogen bath to remove the heat generated during the quench or AC losses under normal operation.

The AC losses depend of the current and increases with  $I^3$  power for bifilar coils at the nominal current of 200 A corresponding  $J = 830$  A/cm<sup>2</sup>. For  $J < J_c$  the typical value measured was 1 W/kA m [3].

For short circuit event when the current flowing during a period less than 100 ms the magnetic field can reach a peak value of  $B = 180$  mT for  $I = 1.8$  kA and  $B = 400$  mT for  $I = 4$  kA. These values of magnetic field will strongly affect the critical current density and can induce the homogeneous quench in the whole superconductor length. Experimental results using a BSCCO-2212 rods without shunt protection at 77 K showed the reduction of the critical current density when external DC field was applied  $B = 200$  mT with the  $J_c/J_{c0}$  ratio being approximately 15 times lower [4].

The strong dependence of the  $J_c$  from an external magnetic field gives another function for the shunt in parallel, now with electrical contact only on the copper terminal. The shunt wound over the BSCCO-2212 tube or bar can conduct the current as an electrical bypass when the quench start and also can generate the magnetic field due to the current increase [5]. Under these conditions the whole conductor length subjected to this magnetic

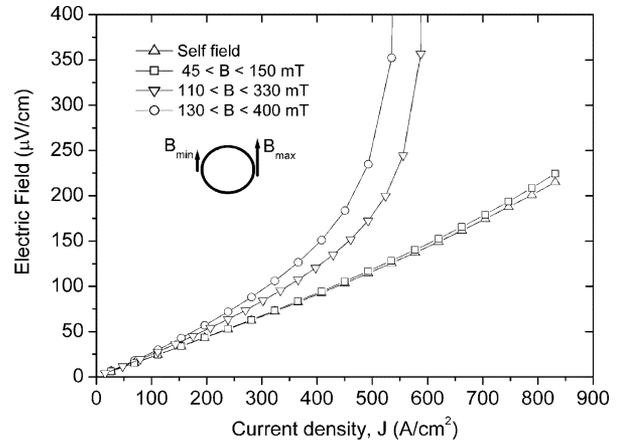


Fig. 7. The dependence of current density versus external DC field applied for BSCCO-2212 rods.

field will go to the normal state without any localized hot spot, suppressing any degradation of the components. Preliminary results of this dependence using BSCCO-2212 rod ( $\varnothing 8$  mm dia.) under external DC gradient field can be observed in Fig. 7. After these tests the rod reproduced the same initial behavior and no further degradation was observed. Similar tests performed in a non shunted BSCCO-2212 rod exhibited critical current degradation because of hot spot formation.

Alternative design to generate the external magnetic field using bypass or external power supply coupled with detector (e.g., current transformer) to induce the desirable current in the coil will be studied. In order to decrease the superconductor length high electrical field value will consider with the balance factor for the heating in the bifilar coil.

All these alternative designs being the bifilar coil or an arrangement of BSCCO-2212 tubes which constitutes a SFCL must take into account that when they operate at the rated high current under homogeneous quenching they should also withstand severe mechanical loads.

#### V. CONCLUSION

The performance of bifilar coil of BSCCO-2212 with a metallic shunt has been tested in rated current of  $I_{peak} = 1.8$  kA short-circuit event. The low limitation ratio of SFCL was measured because the power capacity available was insufficient to induce quench in a larger fraction of the superconductor volume.

The field test using a 150 kVA (13.2 kV/220 V) transformer will be done in the near future in order to reach  $I_{peak} \cong 4$  kA during short circuit event for evaluating the bifilar coil performance in the same condition of an actual grid installation. The electrical characteristics of this device under DC and AC currents were measured and their results were compared with a BSCCO-2212 rod. The static switch to control short-circuits period and the data acquisition system was tested using the same trigger signal for all instruments. A known strong dependence of  $J_c$  under an external magnetic field associated with geometric design gave additional function for the metallic shunt. The bypass conducting the current now generates the external magnetic

field to induce homogeneous quench without hot spot in the superconductor volume, conferring excellent limiting properties to the bulk material.

#### REFERENCES

- [1] J. Bock *et al.*, "Design, manufacturing and testing of robust HTS components based on MCP-BSSCCO 2212 bifilar coils for use in a 10-MVA Fault Current Limiter," in *17th Int. Conf. Electricity Distribution—CIRED*, Barcelona, Spain, May 12–15, 2003.
- [2] ———, "CURL 10: Development and field-test of a 10 kV/10 MVA resistive current limiter based on bulk MCP-BSSCCO 2212," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 15, pp. 1955–1960, 2005.
- [3] M. Noe *et al.*, "Measurements and tests of HTS bulk material in resistive fault current limiters," *Phys. C*, vol. 372–376, pp. 1626–1630, 2002.
- [4] X. Yuan *et al.*, "Proof-of-concept prototype test results of a superconducting fault current limiter for transmission-level applications," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 15, pp. 1982–1985, 2005.
- [5] J. Bock *et al.*, "Field demonstration of world wide largest superconducting fault current limiter and novel concepts," in *18th Int. Conf. Electricity Distribution—CIRED*, Turin, Italy, Jun. 6–9, 2005.



**SNPTEE  
SEMINÁRIO NACIONAL  
DE PRODUÇÃO E  
TRANSMISSÃO DE  
ENERGIA ELÉTRICA**

GSE - 34  
16 a 21 Outubro de 2005  
Curitiba - Paraná

**GRUPO VIII  
GRUPO DE ESTUDO DE SUBESTAÇÕES E EQUIPAMENTOS ELÉTRICOS - GSE**

**PROJETO E APLICAÇÃO DE LIMITADORES DE CORRENTE ELÉTRICA  
SUPERCONDUTORES RESISTIVOS**

**Rafael Cassiolato de Freitas\*  
Ernesto Ruppert Filho**

**Roberto Petry Homrich**

**Carlos Alberto Baldan  
Carlos Yugiro Shigue  
Daltro Garcia Pinatti**

**FEEC/ UNICAMP**

**DEE / UFRGS**

**DEMAR/ FAENQUIL**

**RESUMO**

Este artigo apresenta a tecnologia, projeto, construção e resultados de ensaio em c.a. que demonstram a aplicação de um limitador de corrente elétrica supercondutor resistivo no auxílio à proteção contra curto-circuitos em sistemas de energia elétrica. Dois diferentes tipos de limitadores de corrente elétrica supercondutores resistivos são apresentados: o primeiro é construído com três bobinas cilíndricas, helicoidais e concêntricas conectadas em paralelo e o segundo é construído com duas bobinas cilíndricas, helicoidais, concêntricas e conectadas em série e com polaridades magnéticas opostas. As bobinas dos dois limitadores são enroladas em tubos de fibra de vidro e usam fio supercondutor tipo C de matriz CuNi para aplicações em c.a.. A montagem final do conjunto é imersa em um criostato contendo Hélio líquido a 4K. O material supercondutor deste fio é formado por uma liga de NbTi.

**PALAVRAS-CHAVE**

Limitadores de Corrente, Supercondutores, Proteção Elétrica, Cálculo Eletromagnético.

**1.0 - INTRODUÇÃO**

A contínua expansão dos sistemas de energia elétrica tem procurado atender adequadamente ao aumento da demanda dos modernos parques industriais e ao crescimento dos grandes centros urbanos com a construção de novas unidades geradoras e ampliação das linhas de transmissão, construção de novas subestações e repotenciação das já existentes, aumento da interligação entre ramais e instalação de novas unidades de geração distribuída.

Toda essa nova configuração do sistema de energia elétrica leva a um aumento significativo dos níveis de curto-circuito ao longo do sistema podendo, em muitos casos, exceder a capacidade dos dispositivos de proteção contra correntes em situações como de sobrecorrentes e curtos-circuitos, sujeitando as instalações e demais componentes a esforços eletromecânicos excessivos.

A substituição de todas proteções e chaves contra correntes de curto-circuito não se apresenta como a solução mais viável do ponto de vista econômico na maioria dos casos. Uma solução para este problema é a instalação de limitadores de corrente que, na ocorrência de um curto-circuito no sistema elétrico, atuam rapidamente limitando a corrente elétrica a níveis suportados pelos demais componentes elétricos do sistema já instalados, evitando assim que seja necessária a sua substituição.

Dentre as diversas técnicas e dispositivos propostos para resolver o problema da limitação de corrente, aquele que apresenta as características mais próximas do dispositivo ideal é o limitador de corrente elétrica supercondutor resistivo (LCSR), capaz de limitar a corrente elétrica de forma muito rápida e segura a níveis suportados por chaves sub-dimensionadas para aquele sistema [1] sem interferir na regulação de tensão durante sua operação sob condições normais.

\*Cidade Universitária Zeferino Vaz, s/n - Caixa Postal 6101 – CEP 13083-970 – Campinas – SP - Brasil  
Tel.: (019) 3788-3744 - Fax: (019) 3289-1395 - e-mail: rafael@dsce.fee.unicamp.br

Quando ocorre um aumento na intensidade da corrente elétrica devido a um curto-circuito, o material supercondutor existente na parte interna do fio transita do estado supercondutor em que possui resistência praticamente nula para o estado normal de condução, fenômeno denominado “quençh”, em um espaço de tempo da ordem de 1 ms o que representa 1/16 de um ciclo de corrente alternada a 60Hz. Quando ocorre esta transição, a corrente elétrica passa a ser conduzida pela da matriz metálica de alta resistividade que reveste o fio supercondutor o que equivale a introduzir uma resistência elétrica em série no sistema, aumentando sua impedância e limitando a corrente elétrica a um valor pré-determinado.

Vários artigos relatam os desenvolvimentos neste tipo de equipamento e suas potenciais aplicações em um sistema de energia elétrica, entre eles [2] e [3] podem ser citados. Este artigo apresenta a tecnologia de LCSR utilizando material supercondutor de baixa temperatura de transição (LTS), bem como a metodologia de projeto para o correto dimensionamento do dispositivo LCSR de acordo com o sistema elétrico no qual se deseja limitar a corrente durante a ocorrência de um curto-circuito. É também apresentada a construção e ensaios de dois tipos de LCSR monofásicos utilizando o fio de NbTi tipo C da Alstom, refrigerado a 4K com Hélio líquido, cujas características de transporte de corrente elétrica c.c. e c.a. sob densidade de campo magnético são apresentadas na Figura 1.

## 2.0 - PROJETO ELEROMAGNÉTICO DO LCSR

Para cada valor de corrente elétrica existe um valor correspondente de densidade de campo magnético na superfície do fio supercondutor a 4K para o qual ocorre a transição do estado supercondutor para o estado condutor. O LCSR é projetado de forma que o “quençh” ocorra somente a um valor limite de corrente que se deseja e que seja seguro para o sistema elétrico. Este valor limite de corrente é usado para definir o valor da resistência elétrica que o LCSR deverá apresentar no estado normal de condução, e será aqui denominada resistência elétrica do LCSR.

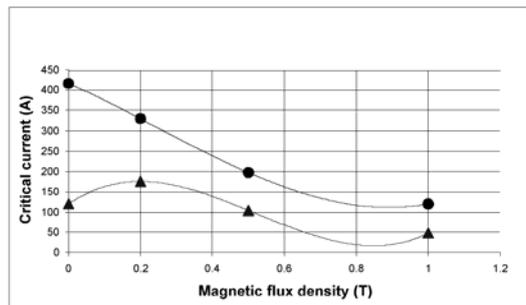


FIGURA 1 - Característica c.c. (●) e c.a. (60 Hz) (▲) do fio tipo C da Alstom.

O comprimento de fio supercondutor a ser utilizado é calculado a partir da resistência elétrica do LCSR necessária para limitar a corrente a um dado valor de projeto. O fio é enrolado sobre tubos de fibra de vidro formando bobinas que podem ser conectadas em série e/ou paralelo.

O número de bobinas que compõem o LCSR depende da sua corrente nominal de operação, isto é, a corrente que normalmente circula no dispositivo quando este se encontra no estado supercondutor. Esta corrente, se necessário, deve ser dividida entre diferentes bobinas ligadas em paralelo, a fim de impedir a ocorrência do quençh no LCSR quando submetido a uma densidade de fluxo produzida pela corrente normal de operação que passa por cada uma delas. O número de bobinas e o número de espiras por bobina bem como o diâmetro das bobinas e sua altura também devem ser projetadas de forma que as indutâncias próprias e mútuas entre elas sejam minimizadas. Ao se projetar o LCSR é necessário ter em mente que o criostato deve ser adequado para resfriar toda parte ativa do LCSR. Obtidos todos estes parâmetros mencionados (número de bobinas, número de espiras por bobina, diâmetro e altura das bobinas e a resistência elétrica a ser introduzida no circuito), é necessário então calcular a densidade de fluxo magnético  $B$  na superfície do fio situado na altura média em cada uma das bobinas. Na Figura 2 é mostrado em detalhe, para a bobina 1, os pontos onde ocorre o máximo valor de densidade de fluxo magnético para o qual o fio supercondutor entra em quençh ao se atingir a corrente que se deseja limitar. O mesmo princípio vale para as demais bobinas.

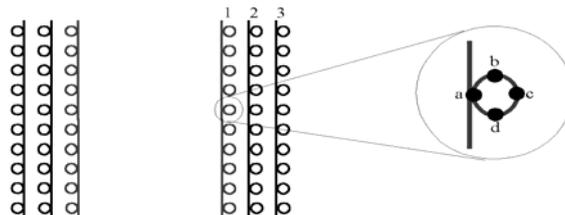


FIGURA 2 - Pontos da espira média da bobina 1 onde o vetor  $B$  é calculado.

O valor de  $B$  é calculado em quatro pontos em torno do fio supercondutor e o maior valor é escolhido como o valor de  $B$  em sua superfície. É também necessário calcular a indutância própria de cada bobina e as indutâncias mútuas entre elas de forma que a indutância equivalente do LCSR seja minimizada.

Será abordado na seção 6 deste artigo, um método matemático desenvolvido, baseado na Lei de Biot-Savart, para o cálculo da densidade de fluxo magnético na superfície do fio supercondutor, para determinar se a um dado estado de excitação em uma das bobinas do LCSR (corrente elétrica na bobina), esta irá permanecer no estado supercondutor ou irá transitar para o estado normal de condução.

Será mostrado também a partir da Lei de Biot-Savart, como calcular as indutâncias próprias das bobinas e as indutâncias mútuas entre elas.

As perdas em c.a. do LCSR bem como o consumo de hélio do sistema são calculados através das equações apresentadas em [4].

### 3.0 - PROJETO E CONSTRUÇÃO DO LCSR

Após vários cálculos iterativos no dimensionamento das bobinas, o LCSR é projetado. Neste ponto são conhecidos: o número de bobinas ( $N_c$ ), o número de espiras por bobinas ( $N_1, N_2, N_3, \dots$ ), os diâmetros das bobinas ( $D_1, D_2, D_3, \dots$ ), as alturas das bobinas ( $h_1, h_2, h_3, \dots$ ), os passos entre as espiras de cada bobina ( $d_1, d_2, d_3, \dots$ ), os valores minimizados das indutâncias próprias e mútuas das bobinas do LCSR e também o valor da densidade de fluxo magnético na superfície do fio que irá provocar a ocorrência do quench na exata corrente para a qual o LCSR foi projetado para atuar. O LCSR é formado por  $N_c$  bobinas cilíndricas enroladas em tubos de tecido de fibra de vidro impregnados com resina epóxi (NEMA G-10). Dois diferentes tipos de LCSR monofásicos foram projetados, construídos e ensaiados neste trabalho: O primeiro, denominado tipo W, cuja parte ativa é composta por 3 bobinas cilíndricas concêntricas, com uma camada de fio cada, enrolado em 3 tubos de G-10 e conectadas eletricamente em paralelo (Figura 3a); o segundo, denominado tipo O, é composto por duas bobinas cilíndricas, helicoidais, concêntricas deslocadas axialmente, com uma camada de fio cada, enroladas sobre um único tubo de G-10 e conectadas eletricamente em série com polaridades magnéticas opostas (Figura 3b) e cujos dados de projeto são apresentados nas Tabelas I e II. É preciso ter um cuidado especial com relação aos níveis de tensão presentes no LCSR para evitar descargas elétricas entre as bobinas ou entre as bobinas e o criostato. As forças mecânicas exercidas pelas bobinas contra o suporte dos flanges do criostato devem ser calculadas para um correto dimensionamento das mesmas. As Figuras 4(a) e 4(b) mostram o aspecto final dos LCSR construídos.

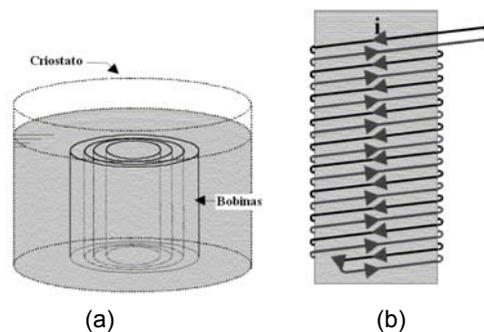


FIGURA 3 - Diagrama esquemáticos dos limitadores construídos: (a) Tipo W e (b) Tipo O.

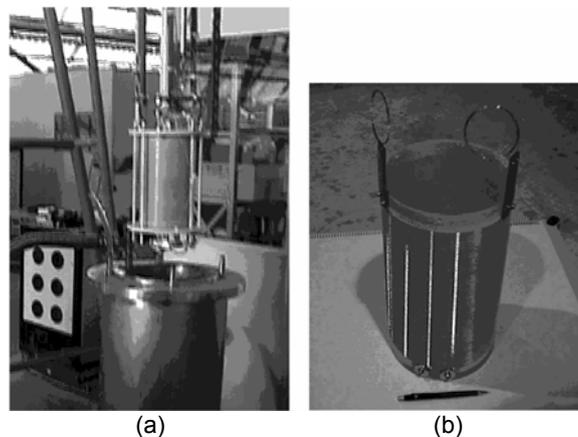


FIGURA 4 - LCSR construídos: (a) Tipo W e (b) e Tipo O.

#### 4.0 - SIMULAÇÃO MATEMÁTICA DINÂMICA DA OPERAÇÃO DO LCSR

Para aperfeiçoar o projeto eletromagnético do limitador é necessário realizar uma simulação dinâmica do funcionamento do LCSR. A Figura 5 apresenta o diagrama esquemático de um LCSR de 3 bobinas ligadas em paralelo. Este sistema elétrico pode ser estendido para um limitador de  $N_c$  bobinas e a equação (1) pode ser escrita para cada bobina:

$$\mathbf{v} = \mathbf{r}\mathbf{i} + \mathbf{L} \frac{d}{dt} \mathbf{i} \quad (1)$$

Na equação (1),  $\mathbf{v}$  é a tensão entre os terminais do LCSR,  $\mathbf{r}$  é a matriz diagonal das resistências elétricas das bobinas,  $\mathbf{L}$  é a matriz de indutâncias próprias e mútuas das bobinas e  $p_1, p_2, \dots, p_n$  são as polaridades magnéticas (-1) ou (+1) de cada bobina, como visto em (2). O cálculo iterativo que utiliza a curva característica em c.a. do fio (Figura 1) para verificar a ocorrência do quench em qualquer uma das bobinas a cada passo de integração da equação diferencial (1), pode ser descrito pelo seguinte algoritmo:

1. Entrada de dados: vetor de tensão  $\mathbf{v}$ , matriz de resistência das bobinas  $\mathbf{r}$ , matriz de indutância das bobinas  $\mathbf{L}$ , corrente inicial  $i_0$ , tempo inicial  $t_0$ , tempo final  $t_f$  e instante de ocorrência do curto-circuito;
2. Início da rotina de resolução numérica da equação diferencial (1) pelo método de Runge-Kutta de 4ª ordem;
3. Cálculo de  $i(t)$  no instante  $i(t+\Delta t)$ ;
4. Cálculo da densidade de fluxo magnético  $B$  no LCSR nos pontos mostrados na Figura 2 usando  $i(t)$  obtida no passo 3;
5. Verificação na curva da Figura 1 se  $|i(t)| > i_c(B)$  onde  $i_c(B)$  é a corrente crítica para o valor de  $B$  calculado no passo 4;
6. Se não ocorrer a condição do passo 5, a resistência das bobinas permanece igual a zero e retorna-se para o passo 3 verificando também se foi atingido o instante programado para o curto-circuito ou se o tempo final de simulação foi alcançado, se ocorrer a condição do passo 5 a resistência do fio das bobinas é inserida no circuito e retorna-se para o passo 3 ("quench"). Após a ocorrência do curto-circuito, a topologia elétrica do circuito utilizado na simulação é alterada e o processo continua do passo 3.

$$\mathbf{V} = \begin{bmatrix} v_1 \\ v_2 \\ v_3 \\ \vdots \\ v_n \end{bmatrix}_{(n \times 1)} \quad \mathbf{i} = \begin{bmatrix} i_1 \\ i_2 \\ i_3 \\ \vdots \\ i_n \end{bmatrix}_{(n \times 1)} \quad \mathbf{r} = \begin{bmatrix} r_1 & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & r_2 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 0 & r_3 & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & \dots & r_n \end{bmatrix}_{(n \times n)} \quad \mathbf{L} = \begin{bmatrix} L_1 & L_{12}p_1p_2 & L_{13}p_1p_3 & \dots & L_{1n}p_1p_n \\ L_{12}p_1p_2 & L_2 & L_{23}p_2p_3 & \dots & L_{2n}p_2p_n \\ L_{13}p_1p_3 & L_{23}p_2p_3 & L_3 & \dots & L_{3n}p_3p_n \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ L_{1n}p_1p_n & L_{2n}p_2p_n & L_{3n}p_3p_n & \dots & L_n \end{bmatrix}_{(n \times n)} \quad (2)$$

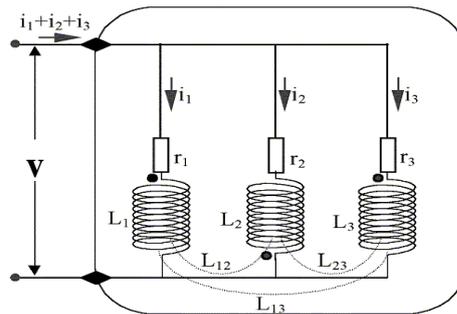


FIGURA 5 - Circuito elétrico equivalente de um limitador de 3 bobinas em paralelo.

#### 5.0 - ENSAIOS EM CORRENTE ALTERNADA

Na etapa em que foram realizados os ensaios em c.a. com o LCSR, foi utilizado um grupo gerador de 88kVA, 380V, 60Hz nominais alimentando uma carga resistiva trifásica. Foi então feito um curto-circuito entre fases sem o LCSR tal que o pico de corrente assimétrico em uma das fases atingiu 1.200 A como visto na Figura 6. Realizando o mesmo ensaio agora com o LCSR tipo W, conectado em série com uma das fases, a corrente foi limitada quando esta atingiu 400 A, como visto na Figura 7 e com o LCSR tipo O a corrente foi limitada quando esta atingiu 170 A, como visto na Figura 8. Estes resultados experimentais estão em completo acordo com os valores de corrente de transição previstos em simulação e mostrados nas Tabelas 1 e 2, respectivamente, onde se pode

ver que a corrente, no caso do LCSR do tipo W, foi limitada a 434 A e a corrente, no caso do LCSR do tipo O, foi limitada a 176 A. O erro em ambos casos é menor do que 10%.

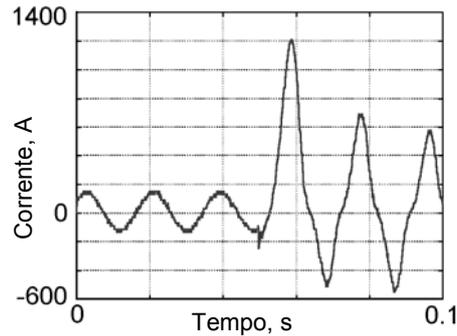


FIGURA 6 - Corrente de curto-circuito a ser limitada no ensaio em c.a.

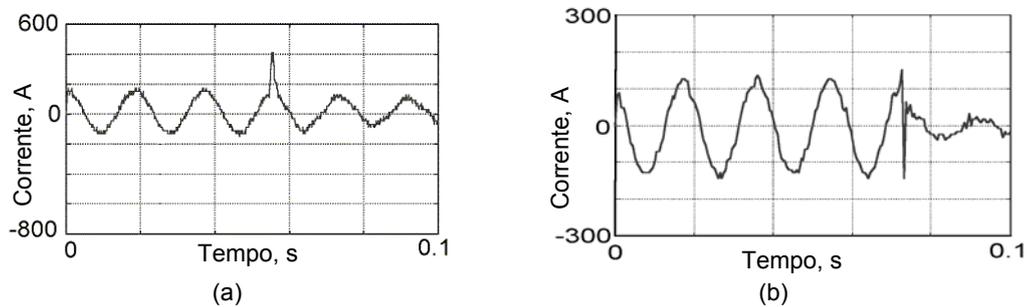


FIGURA 7 – (a) Corrente de curto-circuito limitada pelo LCSR Tipo W.  
(b) Corrente de curto-circuito limitada pelo LCSR Tipo O.

Tabela 1. Dados do LCSR Tipo W

	BOBINA	a	b	c
Número de espiras	86	74	66	
Raio interno (mm)	67	77,5	87,5	
Altura da Bobina (mm)	258	111	264	
Comprimento do fio (mm)	36,3	36,1	36,3	
Passo da hélice (mm/espira)	3	1,5	4	
Indutância própria (mH)	0,42	0,73	0,40	
Indutância mútua(mH) ab/bc/ca	0,38	0,29	0,37	
Indutância equivalente (μH)	63,0			
Resistência a 4K (Ω)	28,3	28,2	28,4	
Resistência equivalente (Ω)	9,43			
Sequência de transição	3	2	1	
Polaridade das bobinas	+1	-1	+1	
Corrente de transição (A)		434		
Perdas a 60Hz/ 270A		2,8		
Volume de Helio evaporado(l/h)		4,0		

Tabela 2. Dados do LCSR Tipo O

	BOBINA	a	b
Número de espiras	86	86	
Raio interno (mm)	87,5	87,5	
Altura da Bobina (mm)	260	260	
Comprimento do fio (mm)	47,42	47,42	
Passo da hélice (mm/espira)	3,0	3,0	
Indutância própria (mH)	0,68	0,68	
Indutância mútua(mH)- ab		0,66	
Indutância equivalente (μH)		37,97	
Resistência a 4K (Ω)	36,98	36,98	
Resistência equivalente (Ω)		73,97	
Polaridade das bobinas	+1	-1	
Corrente de transição (A)	176	176	
Perdas a 60Hz/ 272A		2,5	
Volume de Helio evaporado(l/h)		3,6	

## 6.0 - MÉTODO PARA O CÁLCULO DO VETOR B

O método utilizado para o cálculo do vetor B na superfície do fio supercondutor, apresentado em [5], baseia-se na lei de Biot-Savart, ilustrada na Figura 8 e representada na forma sua forma vetorial em (3).

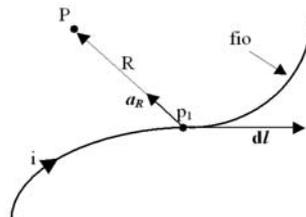


FIGURA 8 - Ilustração da Lei de Biot-Savart para o cálculo do vetor densidade de fluxo magnético em um ponto P.

$$d\mathbf{B}_p = \frac{\mu_0 I d\mathbf{l} \times \mathbf{a}_R}{4\pi |\mathbf{R}|^2} \quad (3)$$

Neste método de cálculo, a bobina possui forma geométrica helicoidal e suas espiras descrevem uma trajetória em forma de hélice. Considera-se que: (a) existe espaçamento entre espiras, (b) a altura da bobina não é necessariamente maior do que seu raio, (c) a densidade de fluxo magnético não é uniforme ao longo do eixo axial da bobina nem ao longo de sua seção transversal.

A Figura 9 mostra o formato de uma bobina helicoidal percorrida por uma corrente elétrica  $i$ . O vetor densidade de fluxo magnético  $\mathbf{B}$  pode ser calculado em um ponto  $P$  qualquer do espaço e fora do condutor, desde que a forma geométrica que o condutor descreve possa ser descrita de forma matemática. As coordenadas do ponto  $P_1$  (sobre o fio) são definidas no sistema cartesiano de coordenadas de acordo com a geometria do problema.

Este método, que considera toda a geometria helicoidal da bobina, é bastante preciso porém quando implementado numericamente em software, demanda um esforço computacional bastante alto e conseqüentemente é muito lento.

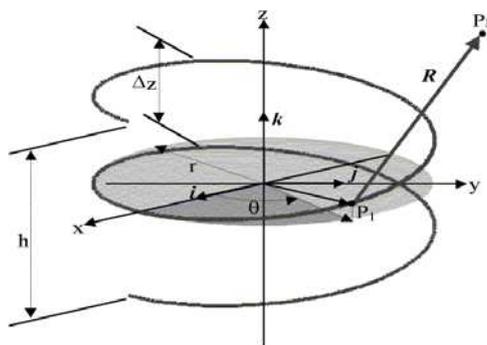


FIGURA 9 - Bobina com formato helicoidal.

Considerando a existência de espaço entre as espiras e que estas são praticamente paralelas entre si, um método alternativo para simplificar a geometria do problema pode ser proposto aproximando a bobina helicoidal por outra composta de espiras planas, fechadas, circulares e espaçadas uniformemente umas das outras transportando cada uma delas a mesma corrente  $i$  [6].

No modelamento matemático, toma-se cada espira posicionada na altura média entre duas espiras sucessivas da bobina helicoidal e, aplicando-se a lei de Biot-Savart a uma espira circular plana, o vetor  $\mathbf{B}$  pode ser calculado a qualquer distância  $R$  a partir da espira percorrida pela corrente elétrica  $i$  e através do cálculo da integral da equação (3) ao longo da curva descrita pela espira plana, como pode ser visto na Figura 10.

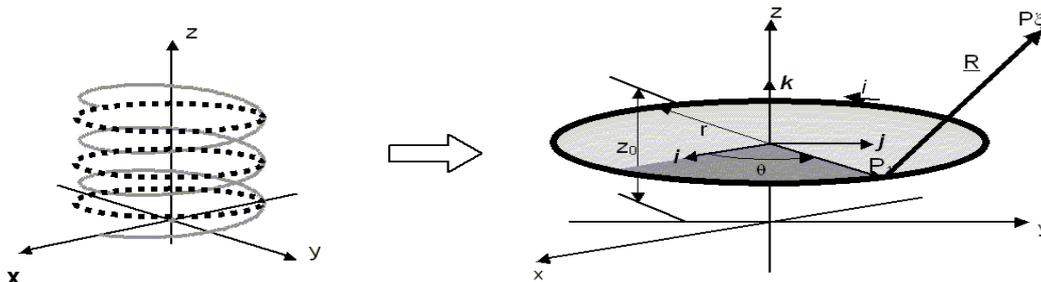


FIGURA 10 - Espiras planas na posição média entre as espiras helicoidais e Lei de Biot-Savart aplicada a uma espira plana circular.

Utilizando o sistema cartesiano de coordenadas, o vetor  $\mathbf{B}$  pode ser determinado, em qualquer ponto do espaço, pelas suas componentes  $B_x$ ,  $B_y$  e  $B_z$  como desenvolvido nas equações de (4) a (9).

$$d\vec{l} = r d\theta \vec{a}_\theta \quad (4)$$

$$\vec{a}_\theta = -\sin \theta \vec{i} + \cos \theta \vec{j}$$

$$d\vec{l} = (-r \sin \theta \vec{i} + r \cos \theta \vec{j}) d\theta \quad (5)$$

$$\vec{R} = (x_{\xi} - r \cos \theta) \mathbf{i} + (y_{\xi} - r \sin \theta) \mathbf{j} + (z_{\xi} - z_0) \mathbf{k} \quad (6)$$

$$\frac{\vec{a}_R}{|\vec{R}|^2} = \frac{(x_{\xi} - r \cos \theta) \mathbf{i} + (y_{\xi} - r \sin \theta) \mathbf{j} + (z_{\xi} - z_0) \mathbf{k}}{\left[ x_{\xi}^2 + y_{\xi}^2 + r^2 - 2r(x_{\xi} \cos \theta + y_{\xi} \sin \theta) + (z_{\xi} - z_0)^2 \right]^{3/2}} \quad (7)$$

$$B(x, y, z) = B_x \mathbf{i} + B_y \mathbf{j} + B_z \mathbf{k} \quad (8)$$

$$B_x = \frac{\mu_0 i}{4\pi} \int_0^{2\pi} \frac{r \cos \theta (z_{\xi} - z_0)}{\left[ x_{\xi}^2 + y_{\xi}^2 + r^2 - 2r(x_{\xi} \cos \theta + y_{\xi} \sin \theta) + (z_{\xi} - z_0)^2 \right]^{3/2}} d\theta$$

$$B_y = \frac{\mu_0 i}{4\pi} \int_0^{2\pi} \frac{r \sin \theta (z_{\xi} - z_0)}{\left[ x_{\xi}^2 + y_{\xi}^2 + r^2 - 2r(x_{\xi} \cos \theta + y_{\xi} \sin \theta) + (z_{\xi} - z_0)^2 \right]^{3/2}} d\theta \quad (9)$$

$$B_z = \frac{\mu_0 i}{4\pi} \int_0^{2\pi} \frac{r^2 - r(x_{\xi} \cos \theta + y_{\xi} \sin \theta)}{\left[ x_{\xi}^2 + y_{\xi}^2 + r^2 - 2r(x_{\xi} \cos \theta + y_{\xi} \sin \theta) + (z_{\xi} - z_0)^2 \right]^{3/2}} d\theta$$

O valor de B acima é utilizado para se determinar as indutâncias próprias entre as bobinas do LCSR e as mútuas entre elas. Como as bobinas possuem núcleo não ferromagnético, o sistema pode ser considerado magneticamente linear e as indutâncias podem ser calculadas através da equação (10). Nesta equação,  $\lambda$  representa o fluxo magnético concatenado entre uma espira percorrida pela corrente  $i$  e outra espira qualquer da mesma bobina (para o cálculo de indutância própria) ou de outra bobina (para o cálculo de indutância mútua).

$$L = \frac{\lambda}{i} \quad (10)$$

O fluxo magnético concatenado por cada espira pode ser calculado pela equação (11). Nesta equação o vetor B é calculado considerando a corrente elétrica apropriada como descrito no parágrafo anterior e o vetor  $dA$  representa o elemento vetorial de área da superfície da espira em que se calcula o fluxo magnético.

$$\phi = \int_A B_z dA \quad (11)$$

A integral de superfície (11) pode ser calculada numericamente dividindo-se a área da superfície de cada espira circular plana em  $m$  anéis concêntricos como mostra a Figura 11. O fluxo magnético que concatena cada anel é aproximado pela equação (12) e a área de cada anel  $A_r$  é dada pela equação (13). A precisão deste cálculo pode ser incrementada até o grau desejado com o aumento do número  $m$  de anéis.

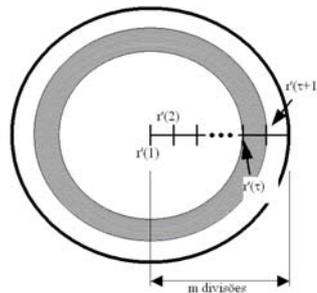


FIGURA11 - Discretização do raio da espira.

$$\overline{\phi(\tau)} = \frac{B_z(\tau) + B_z(\tau + 1)}{2} \cdot A_\tau \quad (12)$$

$$A_\tau = \pi[r'^2(\tau + 1) - r'^2(\tau)] \quad (13)$$

O fluxo magnético total concatenando a espira k da bobina é dado pela equação (14) e o fluxo concatenado com a bobina com N espiras é dado (15).

$$\varphi_k = \sum_{\tau=1}^m \overline{\phi(\tau)} \quad (14)$$

$$\lambda = \sum_{k=1}^N \phi_k \quad (15)$$

Este método simplificado de cálculo do vetor B permite maior velocidade no processamento quando implementado em software garantindo ainda boa precisão nos resultados.

## 7.0 - CONCLUSÃO

Neste artigo foi apresentada uma metodologia para o projeto e construção de um LCSR monofásico. Os resultados dos ensaios realizados mostram que o procedimento de projeto apresentado se mostra bastante adequado e incentiva os autores a projetar e construir um LCSR utilizando agora materiais supercondutores cerâmicos de alta temperatura, que utilizam nitrogênio líquido (77 K) como fluido criogênico, que é mais barato e de fácil utilização.

Os limitadores supercondutores resistivos são mais indicados para aplicação em sistemas de energia elétrica por não introduzirem elementos indutivos ou capacitivos no sistema, diminuindo a complexidade da operação e do despacho e evitando a necessidade de compensadores.

O cálculo das indutâncias, parte importante do dimensionamento do LCSR, poderia também ter sido feito utilizando as fórmulas de Neumann ou a de Maxwell ou ainda a de Graneau [7] que são fórmulas de energia. Porém, como durante o projeto do LCSR já seria necessário o cálculo do vetor B em diversos pontos das bobinas, o método de cálculo apresentado neste artigo foi preferido por reduzir o esforço computacional necessário no projeto.

Os autores agradecem à FAPESP e à CPFL pelo apoio financeiro às pesquisas até aqui realizadas nessa área.

## 8.0 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] Wu, Y. and Yin, Y., "Fault-Current Limiter Applications in Medium and High- Voltage Power Distribution Systems,," IEEE Trans. On Industry Applications, vol. 34, pp. 236-242, Jan/Feb. 1998.
- [2] Noe, M., Oswald, B. R., "Technical and Economical Benefits of Superconducting Fault Current Limiters in Power Systems", American Superconductor Conference - ASC98, Palm Desert, USA, 1998.
- [3] Teklletsadik, K. and Saravolac, M. P., "Development of a 7.5 MVA Superconducting Fault Current Limiter," IEEE Trans. On Applied Superconductivity, vol. 9, no. 2, Jun. 1999..
- [4] Wilson, M. N., "Superconductor Magnets", Clarendon Press Oxford, 1983.
- [5] Homrich, R. P. Ruppert Filho, E. and Pinatti, D. G., "Helicoidal Single-Layer Cylindrical Coil Self-Inductance Evaluation: A Didactic Method," IEEE Trans. On Education vol. 44, no. 2, May 2001.
- [6] Baldan, C. A., Freitas, R. C., Homrich, R. P., Pinatti, D. G., Ruppert Filho, E. and Shigue, C. Y., "Fast Single Layer Cylindrical and Helicoidal Coil with Voids Between Successive Turns Electromagnetic Field Calculation to be used in Superconductor Current Limiter Simulator for Design Purpose", IEEE Trans. On Applied Superconductivity, vol. 14, no. 2, Jun 2004.
- [7] M. Bueno, A. K. T. Martins, "Equivalence between the formulas for inductance calculation" , Can. J. Phys. vol 75, pp. 357-362, 1997.

## LIMITADOR DE CORRENTE ELÉTRICA SUPERCONDUTOR RESISTIVO MONOFÁSICO

RAFAEL C. FREITAS<sup>†</sup>, ERNESTO RUPPERT FILHO<sup>†</sup>, ROBERTO P. HOMRICH<sup>‡</sup>, CARLOS A. BALDAN<sup>\*</sup>,  
CARLOS Y. SHIGUE<sup>\*</sup>, DALTRO G. PINATTI<sup>\*</sup>

<sup>†</sup>*Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação  
Departamento de Sistemas e Controle de Energia, Laboratório de Dinâmica de Máquinas Elétricas  
Caixa Postal 6101 – CEP 13083-970 - Campinas, SP, Brasil*

<sup>‡</sup>*Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Escola de Engenharia  
Departamento de Engenharia Elétrica, Laboratório de Máquinas Elétricas, Acionamentos e Energia,  
Av. Osvaldo Aranha, 103 - CEP 90035-190 - Porto Alegre, RS, Brasil*

<sup>\*</sup>*Faculdade de Engenharia Química de Lorena, Departamento de Engenharia de Materiais,  
Laboratório de Supercondutividade  
Caixa Postal 116 - CEP 12600-000 - Lorena, SP, Brasil*

E-mails: rafael@dsce.fee.unicamp.br, ruppert@fee.unicamp.br  
homrich@eletro.ufrgs.br, cabaldan@demar.fauenquil.br,  
cyshigue@demar.fauenquil.br, pinatti@demar.fauenquil.br

**Abstract**— This paper presents the analysis, design, construction and ac test results of low voltage single-phase resistive superconductor electrical current limiters. Two different types of resistive superconductor current limiter are presented: the first one is built with three concentric, cylindrical and helicoidal coils connected in parallel and the second one is built with two superposed cylindrical helicoidal coils connected in series and in opposite magnetic polarities. Both are built using the GEC Alstom CuNi matrix superconductor type C wire for ac applications, wound on fiberglass tubes and the final assembly is mechanically arranged and immersed in a cryostat filled with liquid helium at 4K. The superconductor material in this wire is the NbTi alloy.

**Keywords**— Current limiter, superconductor, electrical protection, electromagnetic calculation.

**Resumo**— Este artigo apresenta a análise, projeto, construção e resultados de ensaio em c.a. de um limitador de corrente elétrica supercondutor resistivo monofásico de baixa tensão. Dois diferentes tipos de limitadores de corrente elétrica supercondutores resistivos são apresentados: o primeiro é construído com três bobinas cilíndricas, helicoidais e concêntricas conectadas em paralelo e o segundo é construído com duas bobinas cilíndricas, helicoidais, concêntricas e deslocadas axialmente conectadas em série e com polaridades magnéticas opostas. Ambas são enroladas em tubos de fibra de vidro com fio supercondutor tipo C de matriz CuNi para aplicações em c.a. da GEC Alstom. A montagem final do conjunto é imersa em um criostato contendo hélio líquido a 4K. O material supercondutor deste fio é formado por uma liga de NbTi.

**Palavras-chave**— Limitador de corrente, supercondutor, proteção elétrica, cálculo eletromagnético.

### 1 Introdução

Com a contínua expansão dos sistemas de distribuição elétrica nos modernos parques industriais, os níveis de curto-circuito em alguns pontos podem exceder a capacidade de proteção das chaves e dos disjuntores instalados. O custo de instalação de novas chaves e disjuntores pode ser muito alto o que torna economicamente atrativa a instalação de um limitador de corrente elétrica supercondutor resistivo (LCSR), capaz de limitar a corrente de curto-circuito de forma muito rápida e segura e a níveis capazes de serem interrompidos pelos disjuntores e por chaves sub-dimensionadas para aquele sistema. Quando ocorre um aumento na intensidade da corrente elétrica devido a um curto-circuito ou a condições de sobrecarga, o material supercondutor transita do estado supercondutor para o estado normal de condução, fenômeno denominado “quench”, em um curto espaço de tempo, menos de

1ms o que representa menos de 1/16 de um ciclo de corrente alternada a 60Hz. Através desta transição, uma resistência em série é introduzida no sistema, aumentando sua impedância e limitando a corrente elétrica a um valor pré-determinado.

Vários artigos relatam os desenvolvimentos neste tipo de equipamento, entre eles (Michael,1995) e (Tekletsadik,1999) podem ser citados. Neste artigo são apresentados detalhes adicionais do projeto de um LCSR monofásico. É também apresentada a construção e ensaios de dois tipos de LCSR monofásicos utilizando o fio de NbTi tipo C da Alstom, refrigerado a 4 K com hélio líquido, cujas características c.c. e c.a. são apresentadas na Figura 1.

### 2 Projeto Eletromagnético do LCSR

Para cada valor de corrente elétrica existe um valor correspondente de densidade de campo magnético na

superfície do fio supercondutor a 4 K para o qual ocorre a transição do estado supercondutor para o estado condutor. O LCSR é projetado de forma que o quench ocorra somente a um valor limite de corrente que se deseja e que seja seguro para o sistema elétrico. Este valor limite de corrente é usado para definir o valor da resistência elétrica que o LCSR deverá apresentar no estado normal de condução, e será aqui denominada resistência elétrica do LCSR.

O número de bobinas que compõem o LCSR depende da sua corrente nominal de operação, isto é,

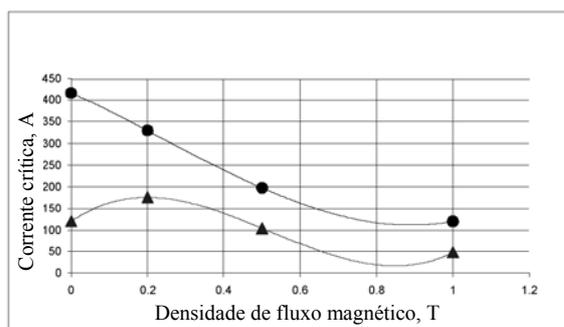


Figura 1. Característica c.c. (●) e c.a. (60 Hz) (▲) do fio tipo C da Alstom

a corrente que normalmente circula no dispositivo quando este se encontra no estado supercondutor. Esta corrente, se necessário, deve ser dividida entre diferentes bobinas a fim de impedir a ocorrência do quench no LCSR quando submetido a uma densidade de fluxo produzida pela corrente normal de operação que passa por cada bobina do limitador. O número de bobinas e o número de espiras por bobina bem como o diâmetro das bobinas e sua altura também devem ser projetadas de forma que as indutâncias próprias e mútuas entre elas sejam minimizadas.

O comprimento de fio supercondutor a ser utilizado é calculado usando a resistência elétrica do LCSR, a seção do fio supercondutor e sua resistividade elétrica sendo possível conectar as bobinas em série e/ou paralelo. Ao se projetar o LCSR é necessário ter em mente que o criostato deve ser adequado para resfriar toda parte ativa do LCSR. Obtidos todos estes parâmetros mencionados (número de bobinas, número de espiras por bobina, diâmetro e altura das bobinas e a resistência elétrica a ser introduzida no circuito), é necessário então calcular a densidade de fluxo magnético  $B$  na superfície do fio situado na altura média em cada uma das bobinas. Na Figura 2 é mostrado em detalhe, para a bobina 1, os pontos onde ocorre o máximo valor de densidade de fluxo magnético para o qual o fio supercondutor entra em quench ao se atingir a corrente que se desejada limitar. O mesmo princípio vale para as demais bobinas.

O valor de  $B$  é calculado em quatro pontos em torno da superfície do fio supercondutor e o maior valor é escolhido como o valor de  $B$  em sua superfície inteira. É também necessário calcular a indutância própria de cada bobina e as indutâncias mútuas entre elas de forma que sejam minimizadas.

Será abordado na seção 6 deste artigo, um método matemático desenvolvido, baseado na Lei de Biot-Savart, para o cálculo da densidade de fluxo magnético na superfície do fio supercondutor, para determinar se para um dado estado de excitação de uma das bobinas do LCSR (corrente elétrica na bobina), esta irá permanecer no estado supercondutor ou irá transitar para o estado normal de condução.

Será mostrado também a partir da Lei de Biot-Savart, como calcular as indutâncias próprias das bobinas e as indutâncias mútuas entre elas.

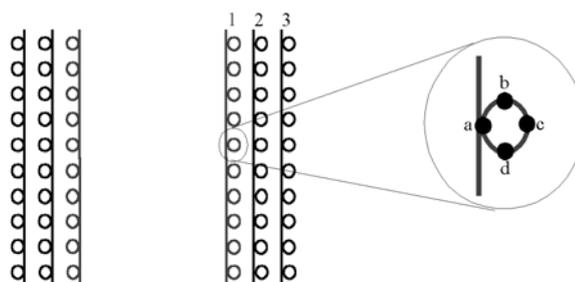


Figura 2. Pontos da espira média da bobina 1 onde  $B$  é calculado

As perdas em c.a. do LCSR bem como o consumo de hélio do sistema são calculados através das equações apresentadas em (Wilson, 1983).

### 3 Projeto e Construção do LCSR

Após vários cálculos iterativos no dimensionamento das bobinas, o LCSR está projetado. Neste ponto são conhecidos: o número de bobinas ( $N_c$ ), o número de espiras por bobinas ( $N_1, N_2, N_3, \dots$ ), o diâmetro das bobinas ( $D_1, D_2, D_3, \dots$ ), a altura das bobinas ( $h_1, h_2, h_3, \dots$ ), o passo entre as espiras de cada bobina ( $d_1, d_2, d_3, \dots$ ), os valores minimizados das indutâncias próprias e mútuas das bobinas do LCSR e também o valor da densidade de fluxo magnético na superfície do fio que irá provocar a ocorrência do quench na exata corrente para a qual o LCSR foi projetado para atuar. O LCSR é formado por  $N_c$  bobinas cilíndricas enroladas em tubos de tecido de fibra de vidro impregnados com resina epóxi (NEMA G-10). Dois diferentes tipos de LCSR monofásicos foram projetados, construídos e ensaiados neste trabalho: O primeiro, denominado tipo W, cuja parte ativa é composta por 3 bobinas cilíndricas concêntricas, com uma camada de fio cada, enrolado em tubos de G-10 e conectadas eletricamente em paralelo; o segundo limitador, denominado tipo O, é composto por duas bobinas cilíndricas, helicoidais, concêntricas deslocadas axialmente, com uma camada de fio cada, enroladas em um único tubo de G-10 e conectadas eletricamente em série com polaridades magnéticas opostas, como mostrado nas Figuras 3 e 4 e cujos dados de projeto são apresentados nas tabelas 1 e 2. É preciso ter um cuidado especial com relação aos níveis de tensão presentes no LCSR para evitar descargas elétricas entre as bobinas ou entre as bobinas e o criostato. As forças mecânicas exercidas

pelas bobinas contra o suporte dos flanges do criostato devem ser calculadas para um correto dimensionamento das mesmas.

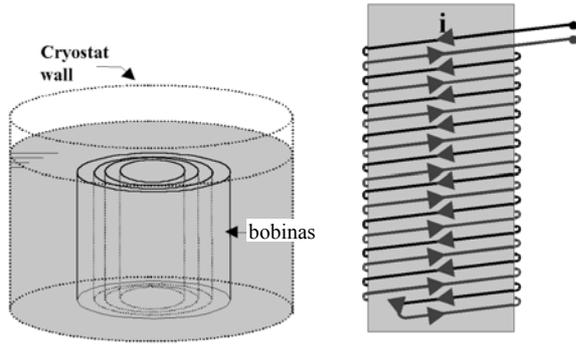


Figura 3. Diagrama esquemáticos dos limitadores Tipo W (esquerda) e Tipo O (direita) construídos.

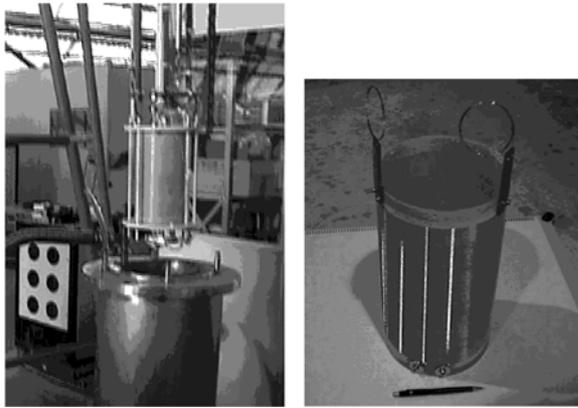


Figura 4. LCSR construídos: Tipo W (esquerda) e Tipo O (direita) Detalhes do criostato, junções elétricas e conexões.

#### 4 Simulação Matemática Dinâmica do LCSR

Para aperfeiçoar o projeto eletromagnético do limitador, uma simulação dinâmica do funcionamento do LCSR deve ser feita. A figura 5 apresenta o diagrama esquemático de um LCSR de 3 bobinas. Este sistema elétrico pode ser estendido para um limitador de  $N_c$  bobinas e (1) pode ser escrita para cada bobina:

$$e = ri + L \frac{d}{dt} i \quad (1)$$

Em (1)  $e$  é a tensão entre os terminais do LCSR,  $r$  é a matriz diagonal das resistências elétricas das bobinas,  $L$  é a matriz de indutâncias próprias e mútuas das bobinas e  $p_1, p_2, \dots, p_n$  são as polaridades magnéticas (-1) e (+1) de cada bobina, como visto em (2) e (3). O cálculo iterativo que utiliza a curva característica em c.a. do fio (figura 1) para verificar a ocorrência do quench em qualquer uma das bobinas a cada passo de tempo, pode ser descrito pelo seguinte

algoritmo: 1. Entrada de dados: vetor de tensão ( $e$ ), matriz de resistência das bobinas ( $r$ ), matriz de indutância das bobinas ( $L$ ), corrente inicial ( $i_0$ ), tempo inicial ( $t_0$ ), tempo final ( $t_f$ ) e instante de ocorrência do curto-circuito; 2. Início da rotina de resolução numérica da equação diferencial (1) pelo método de Runge-Kutta de 4ª ordem; 3. Cálculo de  $i(t)$  no instante  $i(t+\Delta t)$ ; 4. Cálculo da densidade de fluxo magnético ( $B$ ) no LCSR nos pontos mostrados na figura 2 usando  $i(t)$  obtida no passo 3; 5. Verificação na curva da figura 1 se  $|i(t)| > i_c(B)$  onde  $i_c(B)$  é a corrente crítica para o valor de  $B$  calculado no passo 4; 6. Se não ocorrer a condição do passo 5, a resistência das bobinas permanece igual a zero e retorna-se para o passo 3 verificando também se foi atingido o instante programado para o curto-circuito ou se o tempo final de simulação foi alcançado. Se ocorrer a condição do passo 5 a resistência do fio das bobinas é inserida no circuito e retorna-se para o passo 3 (quench). Após a ocorrência do curto-circuito, a topologia elétrica do circuito utilizado na simulação é alterada e o processo continua do passo 3.

$$e = \begin{bmatrix} e_1 \\ e_2 \\ e_3 \\ \vdots \\ e_n \end{bmatrix}_{(n \times 1)} \quad i = \begin{bmatrix} i_1 \\ i_2 \\ i_3 \\ \vdots \\ i_n \end{bmatrix}_{(n \times 1)} \quad r = \begin{bmatrix} r_1 & 0 & 0 & \cdots & 0 \\ 0 & r_2 & 0 & \cdots & 0 \\ 0 & 0 & r_3 & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & \cdots & r_n \end{bmatrix}_{(n \times n)} \quad (2)$$

$$L = \begin{bmatrix} L_1 & L_{12}p_1p_2 & L_{13}p_1p_3 & \cdots & L_{1n}p_1p_n \\ L_{12}p_1p_2 & L_2 & L_{23}p_2p_3 & \cdots & L_{2n}p_2p_n \\ L_{13}p_1p_3 & L_{23}p_2p_3 & L_3 & \cdots & L_{3n}p_3p_n \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ L_{1n}p_1p_n & L_{2n}p_2p_n & L_{3n}p_3p_n & \cdots & L_n \end{bmatrix}_{(n \times n)} \quad (3)$$

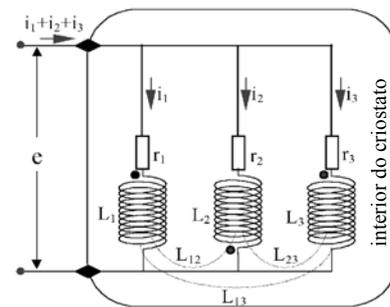


Figura 5. Circuito equivalente de um limitador de 3 bobinas.

Esta simulação auxilia o projetista a calcular as dimensões apropriadas para o LCSR, o número de bobinas e o número de espiras por bobina. Ela também auxilia a calcular valores adequados de densidade de fluxo magnético que induz o limitador ao quench quando a corrente atingir um limite desejado.

## 5 Ensaios em Corrente Alternada

Para a realização dos ensaios em c.a. foi utilizado um grupo motor-gerador de 88kVA, 380V, 60Hz nominais alimentando uma carga resistiva trifásica. Foi então feito um curto-circuito entre fases tal que o pico de corrente em uma das fases do gerador atingiu 1200 A como visto na figura 6. O LCSR tipo W limitou a corrente quando esta atingiu 400 A, como visto na figura 7 e o LCSR tipo O limitou a corrente quando esta atingiu 170 A, como visto na figura 8. Estes resultados experimentais estão em completo acordo com os valores de corrente de transição previstos em simulação e mostrados nas tabelas 1 e 2, respectivamente.

Tabela 1. Dados de projeto do LCSR Tipo W

	BOBINA		
	a	b	c
Número de espiras	86	74	66
Raio interno (mm)	67	77,5	87,5
Altura da Bobina (mm)	258	111	264
Comprimento do fio (mm)	36,3	36,1	36,3
Passo da hélice (mm/espira)	3	1,5	4
Indutância própria (mH)	0,42	0,73	0,40
Indutância mútua(mH) ab/bc/ca	0,38	0,29	0,37
Indutância equivalente (μH)	63,0		
Resistência a 4K (Ω)	28,3	28,2	28,4
Resistência equivalente (Ω)	9,43		
Sequência de transição	3	2	1
Polaridade das bobinas	+1	-1	+1
Corrente de transição (A)		434	
Perdas a 60Hz/ 270A		2,8	
Volume de Helio evaporado(l/h)		4,0	

Tabela 2. Dados de projeto do LCSR Tipo O

	BOBINA	
	a	b
Número de espiras	86	86
Raio interno (mm)	87,5	87,5
Altura da Bobina (mm)	260	260
Comprimento do fio (mm)	47,42	47,42
Passo da hélice (mm/espira)	3,0	3,0
Indutância própria (mH)	0,68	0,68
Indutância mútua(mH)- ab		0,66
Indutância equivalente (μH)		37,97
Resistência a 4K (Ω)	36,98	36,98
Resistência equivalente (Ω)		73,97
Polaridade das bobinas	+1	-1
Corrente de transição (A)	176	176
Perdas a 60Hz/ 272A		2,5
Volume de Helio evaporado(l/h)		3,6

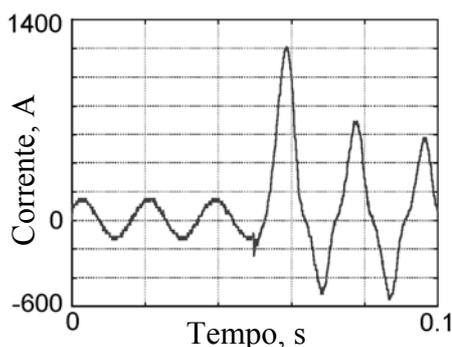


Figura 6. Corrente de curto-circuito a ser limitado no ensaio em c.a.

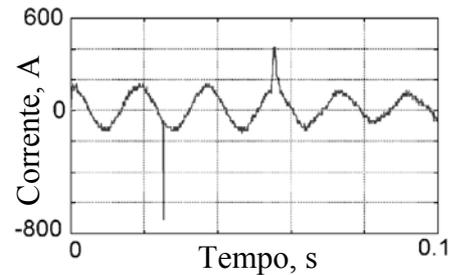


Figura 7. Corrente de curto-circuito limitada pelo LCSR Tipo W

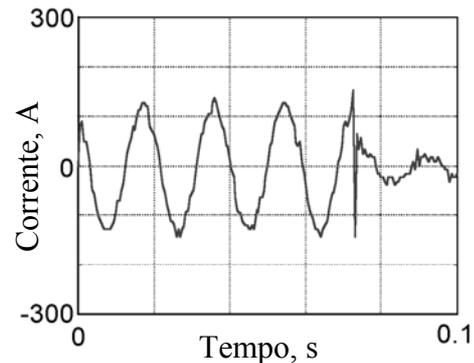


Figura 8. Corrente de curto-circuito limitada pelo LCSR Tipo O

## 6 Método para o cálculo do vetor B

O método utilizado para o cálculo do vetor B na superfície do fio supercondutor, apresentado em (Homrich, 2001), baseia-se na lei de Biot-Savart, ilustrada na figura 9 e representada na forma sua forma vetorial em (4).

$$dB_p = \frac{\mu_0 I dl \times a_R}{4\pi |R|^2} \quad (4)$$

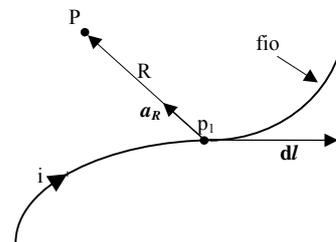


Figura 9. Ilustração da Lei de Biot-Savart para o cálculo do vetor densidade de fluxo magnético em um ponto P.

No limitador de corrente elétrica, a bobina possui forma geométrica helicoidal e suas espiras descrevem uma trajetória em forma de hélice e são separadas umas das outras. Considera-se no cálculo que: (a) existe espaçamento entre espiras, (b) a altura da bobina não é necessariamente maior do que seu raio, (c) a densidade de fluxo magnético não é uniforme ao longo do eixo axial da bobina nem ao longo de sua seção transversal.

A figura 10 mostra o formato de uma bobina helicoidal percorrida por uma corrente elétrica  $i$ . O vetor densidade de fluxo magnético  $B$  pode ser calculado em um ponto  $P$  qualquer do espaço, desde que a forma geométrica que o condutor descreve possa ser descrita de forma matemática. As coordenadas do ponto  $P_1$  (sobre o fio) são definidas no sistema cartesiano de coordenadas de acordo com a geometria do problema.

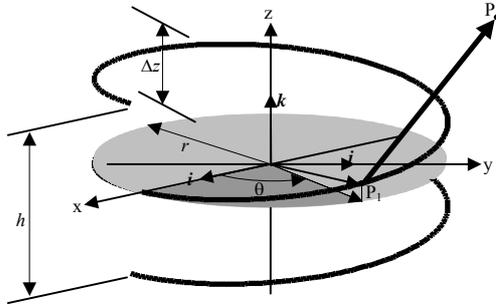


Figura 10. Bobina com formato helicoidal.

Este método, que considera toda a geometria helicoidal da bobina é bastante preciso porém quando implementado numericamente em software, demanda um esforço computacional bastante alto e conseqüentemente é muito lento.

Considerando a existência de espaço entre as espiras e que estas são praticamente paralelas entre si, um método alternativo para simplificar a geometria do problema pode ser proposto aproximando a bobina helicoidal por outra composta de espiras planas, fechadas, circulares e espaçadas uniformemente umas das outras transportando cada uma delas a mesma corrente  $i$  (Baldan, 2003). No modelamento matemático, toma-se cada espira posicionada na altura média entre duas espiras sucessivas da bobina helicoidal como visto na figura 11.

Aplicando-se a lei de Biot-Savart a uma espira circular plana, o vetor  $B$  pode ser calculado a qualquer distância  $R$  a partir da espira percorrida pela corrente elétrica  $i$  e através do cálculo da integral da equação (4) ao longo da curva descrita pela espira plana, como pode ser visto na figura 12.

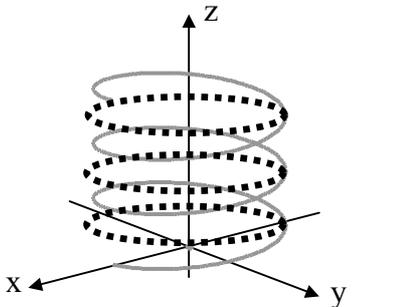


Figura 11. Espiras planas na posição média entre as espiras helicoidais

Utilizando o sistema cartesiano de coordenadas, o vetor  $B$  pode ser determinado, em qualquer ponto

do espaço, pelas suas componentes  $B_x$ ,  $B_y$  e  $B_z$  como mostrado nas equações (5) a (10).

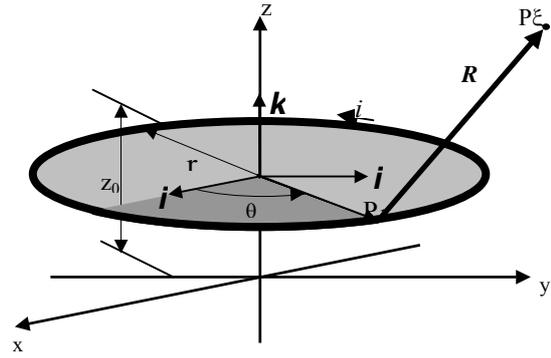


Figura 12. Lei de Biot-Savart aplicada a uma espira plana circular.

$$d\vec{l} = r d\theta \vec{a}_\theta \quad (5)$$

$$\vec{a}_\theta = -\sin\theta \vec{i} + \cos\theta \vec{j} \quad (6)$$

$$d\vec{l} = (-r \sin\theta \vec{i} + r \cos\theta \vec{j}) d\theta \quad (7)$$

$$\vec{R} = (x_\xi - r \cos\theta) \vec{i} + (y_\xi - r \sin\theta) \vec{j} + (z_\xi - z_0) \vec{k} \quad (8)$$

$$\frac{\vec{a}_R}{|\vec{R}|^2} = \frac{(x_\xi - r \cos\theta) \vec{i} + (y_\xi - r \sin\theta) \vec{j} + (z_\xi - z_0) \vec{k}}{\left[ x_\xi^2 + y_\xi^2 + r^2 - 2r(x_\xi \cos\theta + y_\xi \sin\theta) + (z_\xi - z_0)^2 \right]^{3/2}} \quad (9)$$

$$B(x, y, z) = B_x \vec{i} + B_y \vec{j} + B_z \vec{k} \quad (10)$$

$$B_x = \frac{\mu_0 i}{4\pi} \int_0^{2\pi} \frac{r \cos\theta (z - z_0)}{\left[ x_\xi^2 + y_\xi^2 + r^2 - 2r(x_\xi \cos\theta + y_\xi \sin\theta) + (z_\xi - z_0)^2 \right]^{3/2}} d\theta$$

$$B_y = \frac{\mu_0 i}{4\pi} \int_0^{2\pi} \frac{r \sin\theta (z - z_0)}{\left[ x_\xi^2 + y_\xi^2 + r^2 - 2r(x_\xi \cos\theta + y_\xi \sin\theta) + (z_\xi - z_0)^2 \right]^{3/2}} d\theta$$

$$B_z = \frac{\mu_0 i}{4\pi} \int_0^{2\pi} \frac{r^2 - r(x_\xi \cos\theta + y_\xi \sin\theta)}{\left[ x_\xi^2 + y_\xi^2 + r^2 - 2r(x_\xi \cos\theta + y_\xi \sin\theta) + (z_\xi - z_0)^2 \right]^{3/2}} d\theta \quad (10)$$

Como valor da densidade de fluxo  $B$  calculada em qualquer ponto da bobina é possível determinar os fluxos ligados com cada espira de cada bobina e calcular as indutâncias próprias das bobinas do LCSR e as mútuas entre elas. Como as bobinas possuem núcleo não ferromagnético, o sistema pode ser considerado magneticamente linear e as indutâncias podem ser calculadas através da equação (11). Nesta equação,  $\lambda$  representa o fluxo magnético concatenado entre uma espira percorrida pela corrente  $i$  e outra espira qualquer da mesma bobina (para o cálculo de indutância própria) ou de outra bobina (para o cálculo de indutância mútua).

$$L = \lambda/i \quad (11)$$

O fluxo magnético concatenado com cada espira pode ser calculado pela equação (12). Nesta equação o vetor B é calculado considerando a corrente elétrica apropriada como descrito no parágrafo anterior e o vetor  $dA$  representa o elemento vetorial de área da superfície da espira em que se calcula o fluxo magnético.

$$\phi = \int_A B_z dA \quad (12)$$

A integral de superfície (12) pode ser calculada numericamente dividindo-se a área da superfície de cada espira circular plana em  $m$  anéis concêntricos como mostra a figura 13. O fluxo magnético que concatena cada anel é aproximado por (13) e a área de cada anel  $A_\tau$  é dada pela equação (14). A precisão deste cálculo pode ser incrementada até o grau desejado com o aumento do número  $m$  de anéis.

$$\phi(\tau) = \frac{B_z(\tau) + B_z(\tau+1)}{2} \cdot A_\tau \quad (13)$$

$$A_\tau = \pi[r^2(\tau+1) - r^2(\tau)] \quad (14)$$

O fluxo magnético total concatenando a espira  $k$  da bobina é dado pela equação (15) e o fluxo concatenado com a bobina com  $N$  espiras é dado em (16).

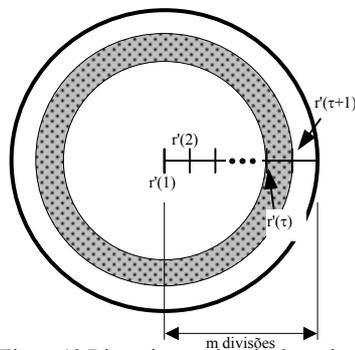


Figura 13. Discretização do raio da espira.

$$\phi_k = \sum_{\tau=1}^m \phi(\tau) \quad (15)$$

$$\lambda = \sum_{k=1}^N \phi_k \quad (16)$$

Este método simplificado de cálculo do vetor B permite maior velocidade no processamento quando implementado em software garantindo ainda boa precisão nos resultados.

## 7 Comentários e Conclusões

Neste artigo foi apresentada uma metodologia para o projeto e construção de um LCSR de baixa tensão e baixa temperatura criogênica. O artigo adiciona uma

contribuição na técnica de projeto e construção de limitadores de corrente elétrica supercondutores resistivos detalhando o dimensionamento eletromagnético e a simulação dinâmica do dispositivo, comprovados através dos resultados obtidos em ensaio. Estes resultados evidenciam que o procedimento de projeto apresentado se mostra bastante adequado e incentiva os autores a projetar e construir um LCSR utilizando agora materiais supercondutores cerâmicos de alta temperatura criogênica, que utilizam nitrogênio líquido como fluido criostático, que é mais barato e de fácil utilização.

No que diz respeito ao cálculo de indutâncias, em (Bueno,1997) é demonstrada a possibilidade de realizá-lo através diversas fórmulas e a equivalência existente entre todas. Porém, o método apresentado neste artigo, a lei de Biot-Savart, foi preferido em virtude do projeto do limitador exigir o cálculo do vetor B sobre o fio supercondutor e portanto esse mesmo resultado pôde ser aproveitado para o cálculo da indutância.

## Agradecimentos

Os autores agradecem à FAPESP - Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo e à Unicamp - Universidade Estadual de Campinas pelo suporte financeiro.

## Referências Bibliográficas

- Baldan, C. A., Freitas, R. C., Homrich, R. P., Pinatti, D. G., Ruppert Filho, E. and Shigue, C. Y., "Single Layer Cylindrical and Helicoidal Coil with Voids Between Successive Turns Electromagnetic Field Calculation to be used in Superconductor Current Limiter Simulator for Design Purpose", 18<sup>th</sup> International Conference on Magnet Technology, Japan, October 2003, to appear in the IEEE Trans. on Appl. Supercon., vol. 14, No. 2, 2004.
- Bueno, M. and Assis, A.K.T., "Equivalence between the formulas for inductance calculation", Can. J. Physics, Vol. 75, pp. 357-362, 1997.
- Homrich, R. P. Ruppert Filho, E. and Pinatti, D. G., "Helicoidal Single-Layer Cylindrical Coil Self-Inductance Evaluation: A Didactic Method," IEEE Trans. On Education vol. 44, no. 2, May 2001.
- Michael, P. C., Ryu, K. and Tsukamoto, O., "Quench Currents of a C. Superconductor in Supercritical Helium," IEEE Transactions on Applied Superconductivity, vol. 5, no. 2, Jun. 1995.
- Teklletsadik, K. and Saravolac, M. P., "Development of a 7.5 MVA Superconducting Fault Current Limiter," IEEE Trans. On Applied Superconductivity, vol. 9, no. 2, Jun. 1999.
- Wilson, M. N., *Superconductor Magnets*, Claredon Press Oxford, 1983.

# Single Layer Cylindrical and Helicoidal Coil With Voids Between Successive Turns Electromagnetic Field Calculation to be Used in Superconductor Current Limiter Simulator for Design Purpose

C. A. Baldan, R. C. Freitas, R. P. Homrich, D. G. Pinatti, E. Ruppert Filho, and C. Y. Shigue

**Abstract**—A very accurate mathematical method, named **Helicoidal Method**, to calculate the flux density vector  $\mathbf{B}$  produced by the current circulating in the resistive single-phase superconductor electrical current limiter (RSCL) coils, at any point of the its whole space, using the Biot-Savart's Law is presented in this paper. It is very important to remember that these coils are single layer concentric cylindrical coils with voids (free space) between its neighbor turns which turns present helicoidal form. The calculation of the vector  $\mathbf{B}$ , at any point of the space of the coils, is used in the dynamic simulation of the RSCL for design and operation purposes, but it is also used to calculate the self-inductance of each electrical current limiter coil and the mutual inductance between each pair of coils, which are necessary to determine the equivalent impedance of the RSCL. To verify the proposed method accuracy the self-inductance of three different coils, made with copper wire, are calculated, measured and the results are compared.

**Index Terms**—Current limiter, electromagnetics, finite elements, superconductor.

## I. INTRODUCTION

**D**UE TO ITS electrical and cooling characteristics resistive superconductor electrical current limiters (RSCL) are constituted by single-layer cylindrical coils wound on concentric fiberglass tubes immersed in the cryogenic fluid like liquid helium or nitrogen. The coils are generally parallel connected, present voids between turns and its turns present helicoidal form as it can be seen in [1] and in the Fig. 2.

When the electrical current circulating in the RSCL coils increases, the magnitude of the magnetic flux density vector  $\mathbf{B}$  at the superconductor wire surface also increases and a process of transition of the material from the superconductor state to the conductor state (quench) can start. The quench must occur as close as to a previous designed electrical current value. So to

design the RSCL it is necessary to use a mathematical dynamic simulator to verify its transient behavior for electrical current variations and design proper coils to assure that the quench will start only at the designed electrical current value as shown in [1].

In the steady-state operation the RSCL must present a very low impedance to the electrical power system which means that the RSCL combined coils must have a very low equivalent impedance when operating in the superconductor state.

So, as the electrical resistance is zero the equivalent inductance must also be very small and this requires an appropriate electrical design including coil self-inductances and mutual inductances between coils accurate calculation method.

As to perform the dynamic simulation of the RSCL transient behavior and also to calculate the inductances of its coils it is absolutely necessary to perform an accurate calculation of the magnetic flux density vector  $\mathbf{B}$  at each point of the whole space of the RSCL coils including the surface of the wire. This paper presents a very accurate numerical mathematical method to calculate the vector  $\mathbf{B}$  at any point of the RSCL space using the Biot-Savart's Law considering that the RSCL coils present voids between neighbor turns and that the turns have helicoidal form making the calculation to be very ingenious to give good results. This method will be called Helicoidal Method from now on.

It could be thought to use a finite element software to do this job, but to do that it would be necessary to have the possibility to solve the set of differential equations together with the finite element equations, which would be troublesome and not usual in finite element commercial software package. Another problem with the use of the finite element method could be the presence of voids between the turns of the RSCL coils.

This paper also presents how to calculate RSCL coil self-inductances and mutual inductances between coils. The accuracy of the proposed Helicoidal Method are verified comparing calculated self-inductances values with measured values of three different special coils made with copper wire.

Two types of single-phase RSCL using LTC NbTi superconductor material were designed and constructed using the Helicoidal Method. Both were tested with very good results as shown in [1]. At this time a HTC single-phase RSCL are being designed. Many books and papers [2]–[8] were consulted to find any result that could be used to solve this problem of vector  $\mathbf{B}$  calculation but in no one it could be found any solution [9]. This

Manuscript received October 21, 2003. This work was funded by FAPESP/Brazil under contract number 1998/6642-2.

C. A. Baldan, D. G. Pinatti, and C. Y. Shigue are with the Chemical Engineering Faculty, Lorena (FAENQUIL), Brazil (e-mail: cabaldan@demar.faequil.br).

R. C. Freitas and E. Ruppert Filho are with the Systems and Energy Control Department, Computer and Electrical Engineering School, Campinas University (DSCE/FEEC/UNICAMP), Campinas 13081970, Brazil (e-mail: ruppert@fee.unicamp.br).

R. P. Homrich is with the Electrical Engineering Department, Federal University of Rio Grande do Sul (DELET/UFRGS), Rio Grande do Sul State, Brazil (e-mail: homrich@eletro.ufrgs.br).

Digital Object Identifier 10.1109/TASC.2004.830274

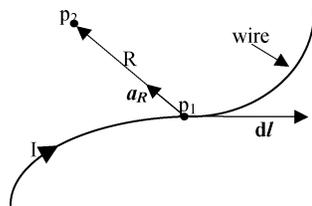


Fig. 1. *Biot-Savart's Law* illustration for the magnetic flux density vector calculation at the point  $p_2$ .

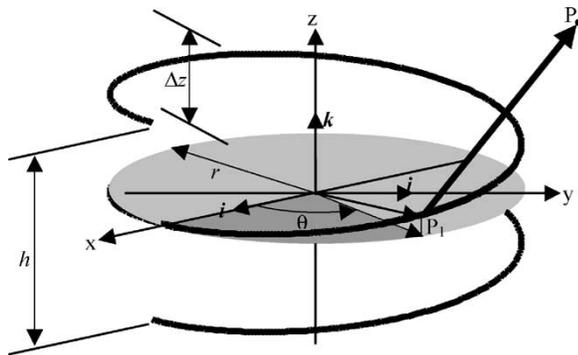


Fig. 2. Helicoidal form winding.

paper presents an improvement of the calculation presented in [9].

## II. THE LAW OF BIOT-SAVART

At this point it is interesting to review this law in the vector form. Let a wire carrying an electric current  $I$ , as illustrated in the Fig. 1.

The calculation of the magnetic flux density vector at the generic point  $p_2$  can be done by the application of *Biot-Savart's law*, represented in the vector form in (1). The direction of the vector  $d\mathbf{B}_p$  is out of the paper.

$$d\mathbf{B}_p = \frac{\mu_0 I d\mathbf{l} \times \mathbf{a}_R}{4\pi |R|^2}. \quad (1)$$

## III. THE HELICOIDAL METHOD

In this calculation method, the coil is helicoidal and the turns describes a helix. In this case it will be taken into account: (a) the existing voids between neighbor turns, (b) the coil height is not necessary larger than coil radius, (c) the magnetic flux density is not uniform neither along the coil axis nor along the coil cross-section area.

Fig. 2 shows a helicoidal winding carrying an electrical current  $i$ . The magnetic flux density vector  $B$  can be determined since the geometrical form of the conductor could be well described mathematically. The point  $P_1$  (on the wire) coordinates are defined in the cartesian coordinates according to the wire geometry.

The point  $P$  is located out of the winding and is described generically by the coordinates  $x$ ,  $y$  and  $z$  in the cartesian coordinate system. During the subsequent exposition this point will be adequate defined according to the evolution of the winding geometry on which it has the interest to find the vector  $B$ .

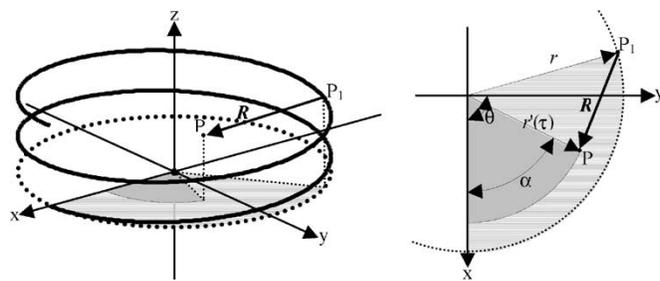


Fig. 3. Angle  $\alpha$  definition.

The coil described by the winding mentioned above has  $N$  turns, internal radius  $r$  and effective height  $h$  (concerning the wire position). The turn pitch  $\Delta z$  is calculated by (2).

$$\Delta z = \frac{h}{N}. \quad (2)$$

Angle  $\theta$  varies from  $-\pi N$  to  $+\pi N$  with its origin in the  $x$  axis of the coordinate system and represents the angular shift of the point  $P_1$  that moves along the complete winding. Both  $P$  and  $P_1$  are defined, respectively in polar and in the cartesian coordinates as shown in (3) and (4).

$$P_1 \left( r \cos \theta, r \sin \theta, \frac{\theta h}{2\pi N} \right), \quad (3)$$

$$P(x, y, z). \quad (4)$$

For the self-inductance coil calculation the point  $P$ , placed in a position determined by the radius  $r'(\tau)$ , will cover all the internal region of the coil  $0 \leq r'(\tau) < r$ .

The point  $P$  coordinates, this way, is defined by (5) and shown in the Fig. 3.

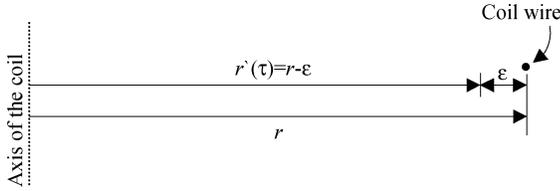
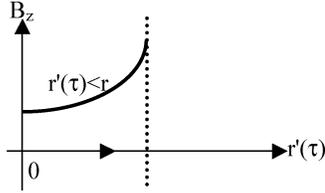
$$P \left( r'(\tau) \cos \alpha, r'(\tau) \sin \alpha, \frac{\alpha h}{2\pi N} \right). \quad (5)$$

Using the *Biot-Savart's law* for the considered geometry and integrating (1) to get the contribution of all the differential current elements it can have the vector  $B$  components at the generic point  $P$  in cylindrical coordinates as shown in (6), (7) and (8).

$$B_r = \frac{\mu_0 i}{4\pi} \int_{\theta=-\pi N}^{\theta=+\pi N} \frac{r \left( z - \frac{\theta h}{2\pi N} \right) (2 \cos \theta - 1) + \frac{h}{2\pi N} (x \sin \theta - y \cos \theta)}{\left[ x^2 + y^2 + r^2 - 2r(x \cos \theta + y \sin \theta) + \left( z - \frac{\theta h}{2\pi N} \right)^2 \right]^{\frac{3}{2}}} d\theta, \quad (6)$$

$$B_\theta = \frac{\mu_0 i}{4\pi} \int_{\theta=-\pi N}^{\theta=+\pi N} \frac{\frac{h}{2\pi N} [(x \cos \theta - y \sin \theta) - (2 \cos \theta - 1)r]}{\left[ x^2 + y^2 + r^2 - 2r(x \cos \theta + y \sin \theta) + \left( z - \frac{\theta h}{2\pi N} \right)^2 \right]^{\frac{3}{2}}} d\theta, \quad (7)$$

$$B_z = \frac{\mu_0 i r}{4\pi} \int_{\theta=-\pi N}^{\theta=+\pi N} \frac{r - (y \sin \theta + x \cos \theta)}{\left[ x^2 + y^2 + r^2 - 2r(x \cos \theta + y \sin \theta) + \left( z - \frac{\theta h}{2\pi N} \right)^2 \right]^{\frac{3}{2}}} d\theta. \quad (8)$$

Fig. 4. Representation of  $r'(\tau) \rightarrow r$  from the left side.Fig. 5.  $B_z$  when  $r'(\tau) \rightarrow r$  from the left side.

Positioning the point P as shown in (5) it can write (9), (10), and (11). These equations give the components of the vector  $B$ , in cylindrical coordinates, at any point P of the space given in coordinates as shown in (5).

$$B_r = \frac{\mu_0 i}{4\pi} \times \int_{\theta=-\pi N}^{+\pi N} \frac{\frac{r}{2\pi} \left( \frac{\alpha h}{N} - \frac{\theta h}{N} \right) (2\cos\theta - 1) + \frac{h}{N} r'(\tau) \sin(\theta - \alpha)}{\left[ r'(\tau)^2 + r^2 - 2rr'(\tau)\cos(\alpha - \theta) + \frac{h^2}{4\pi^2 N^2} (\alpha - \theta)^2 \right]^{\frac{3}{2}}} d\theta, \quad (9)$$

$$B_\theta = \frac{\mu_0 i}{4\pi} \times \int_{\theta=-\pi N}^{+\pi N} \frac{\frac{h}{2\pi N} [r'(\tau)\cos(\alpha - \theta) - (2\cos\theta - 1)r]}{\left[ r'(\tau)^2 + r^2 - 2rr'(\tau)\cos(\alpha - \theta) + \frac{h^2}{4\pi^2 N^2} (\alpha - \theta)^2 \right]^{\frac{3}{2}}} d\theta, \quad (10)$$

$$B_z = \frac{\mu_0 i r}{4\pi} \times \int_{\theta=-\pi N}^{+\pi N} \frac{r - r'(\tau)\cos(\alpha - \theta)}{\left[ r'(\tau)^2 + r^2 - 2rr'(\tau)\cos(\alpha - \theta) + \frac{h^2}{4\pi^2 N^2} (\alpha - \theta)^2 \right]^{\frac{3}{2}}} d\theta. \quad (11)$$

The  $z$  component of the vector  $B$  ( $B_z$ ), that is used for coil linkage magnetic flux calculation is a noncontinuous function for  $r'(\tau) = r$ . During the mathematical numerical integration for the purpose of the coil linkage flux calculation, the angle  $\theta$  is continuously incremented while the angle  $\alpha$  is kept constant. Consequently, depending on the discretization used for the increment of  $\theta$  it can occur situations where  $\theta = \alpha$ . In this case the denominator of (9), (10) and (11) is reduced to  $r'(\tau)^2 + r^2 - 2rr'(\tau)$ .

If  $r'(\tau)$  tends to  $r$ ,  $B_z$ , in (12), tends to extremely high values.

$$B_z = \frac{\mu_0 i r N}{2} \frac{r - r'(\tau)}{\left[ r'(\tau)^2 + r^2 - 2rr'(\tau) \right]^{\frac{3}{2}}}. \quad (12)$$

If  $r'(\tau)$  goes to the limit of  $r$ , writing  $r'(\tau) = r - \epsilon$ , doing  $\epsilon$  tend to zero, it has the situation shown in the Figs. 4 and 5.

$$\lim_{\epsilon \rightarrow 0} B_z = \frac{\mu_0 i r N}{2} \lim_{\epsilon \rightarrow 0} \frac{r - (r - \epsilon)}{\left[ (r - \epsilon)^2 + r^2 - 2r(r - \epsilon) \right]^{\frac{3}{2}}}, \quad (13)$$

$$\lim_{\epsilon \rightarrow 0} B_z = \infty. \quad (14)$$

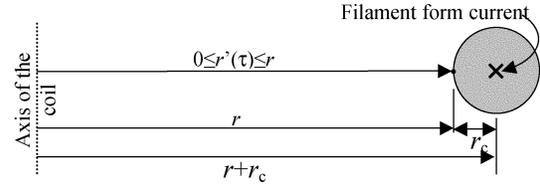
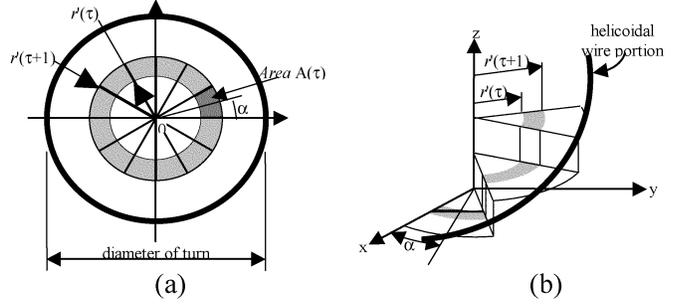
Fig. 6. Representation of the value  $r'(\tau) \rightarrow r$ .

Fig. 7. Discretization of the radius of the coil in rings (a) and sectors (b).

One way to avoid the excessive  $r'(\tau)$  approximation to the value  $r$  is to consider that the electrical current has a filament form and flows in the center of the conductor. So in between the filament form current and the surface of the conductor there will be a distance corresponding to the radius of the conductor,  $r_c$ , as shown in the Fig. 6.

#### IV. CALCULATION OF THE COIL SELF-INDUCTANCE

To perform this calculation it is necessary to use the magnitude of  $B_z$  at any point of the coil space, as calculated before, to calculate the flux linkage with each one of the turns. In the case of plane turns this calculation is not difficult because  $B_z$  is perpendicular to the turn area but in the case of helicoidal turns this situation does not occur. Although  $B_z$  be in the same direction of the turn axis, the direction of the area vector changes with the inclination of the turn. In this case what is done to calculate the flux linking each helicoidal turn is to divide each turn in rings and sectors as shown in the Figs. (7a) and (7b), respectively.

Each sector area is done by (15), where  $s$  is the number of sectors of each ring.

$$Area(\tau) = \frac{\pi}{s} \left\{ [r'(\tau + 1)]^2 - [r'(\tau)]^2 \right\}. \quad (15)$$

The magnetic flux crossing each sector is shown in (16).

$$\phi_z(\alpha, \tau) = Area(\tau) \frac{B_z(\alpha, \tau) + B_z(\alpha, \tau + 1)}{2}. \quad (16)$$

In (16)  $\alpha$  is the angle of the average point of the sector (rad). The magnetic flux crossing the turn  $k$  of the coil is given by (17).

$$\phi_k = \sum_{\tau=1}^d \sum_{v=1}^{2s} \phi(\alpha, \tau) \quad (17)$$

$\alpha = v(\pi/s)$ ; with  $v$  odd and  $\alpha$  in rad.

The coil linkage flux is given by (18).

$$\lambda = \sum_{k=1}^N \phi_k. \quad (18)$$

TABLE I  
COILS  $C_1$ ,  $C_2$  AND  $C_3$  DATA

	Coil Identification		
	$C_1$	$C_2$	$C_3$
number of turn	5	10	20
coil length ( $h$ ), mm	37.5	75	150
Internal coil radius ( $r$ ), mm	150	150	150
wire radius, mm	0.25	0.25	0.25
wire length, m	4.71	9.42	18.84
voids between turns, mm	7	7	7
calculated inductance, mH	0.0168	0.0488	0.1354
measured inductance, mH	0.0165	0.0480	0.1337
error, %	1.81	1.66	1.27

Substituting (17) in (18), it has the coil linkage flux as can be seen in (19).

$$\lambda = \sum_{k=1}^N \sum_{\tau=1}^d \sum_{v=1}^{2s} \phi_z(\alpha, \tau). \quad (19)$$

The coil self-inductance is calculated by (20).

$$L = \lambda i^{-1}. \quad (20)$$

In the same way as described before it is possible also to calculate all the mutual inductances between turns. It is necessary to say at this point that the inductances could be also calculated using the Neumann's formula as well as Weber's formula, Maxwell's formula or Graneau's formula [10], that are energy formulas, but as the  $B$  vector must be calculated at each point of the coils, for limiter design purpose, this way the presented method was preferred because it saves computational time.

## V. EXPERIMENTAL RESULTS

To validate the presented mathematical method, a computer program was implemented in Turbo Pascal language for the numeric calculation of the integrals. To check the calculated values, the self-inductances of three special made coils  $C_1$ ,  $C_2$  and  $C_3$  were measured. The data of each coil, the calculated and measured self-inductances of each one of them are presented in the Table I. To measure the self-inductances it was used a using a *GenRad 1659 RLC Didibridge*. As it can be seen in the Table I the errors calculated using (21) are less than 2% and can be considered very small.

On the other hand this method is computationally very time consumption requiring about 1 hour and 20 minutes to calculate

the self-inductance of the coil  $C_2$  and about 5 hours to calculate the self-inductance of the coil  $C_3$ .

$$\text{error} = \left[ \frac{\text{calculated inductance} - \text{measured inductance}}{\text{measured inductance}} \right] \cdot 100\% \quad (21)$$

This proposed method was used to design two different types (type W and type O) LTC RSCL reported in [1] with absolute success.

## VI. CONCLUSIONS

A very accurate numerical mathematical method was developed to calculate the magnetic flux density vector at any point of a RSCL coils and also all the coils self-inductances and mutual inductances between coils taking into account the complete geometry of the coils. The accuracy of the method was verified comparing the measured self-inductance of three coils especially made with copper wire with the calculated self-inductances using the method. The result was really very accurate but the computational time consumed was very high suggesting that other methods must be searched so as to decrease the computational time.

However the method is recommended to be used in the design phase of the RSCL if it can have adequate computational resource.

## REFERENCES

- [1] R. P. Homrich, E. Ruppert Filho, D. G. Pinatti, C. A. Baldan, and C. Y. Shigue, "Single-phase resistive superconductor electrical current limiter," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 12, no. 1, pp. 1386–1389, March 2001.
- [2] J. D. Kraus, *Electromagnetics*. New York: McGraw-Hill Inc., 1984.
- [3] S. B. Hammond, *Electrical Engineering*. New York: McGraw-Hill Inc., 1961.
- [4] W. H. Hayt Jr., *Engineering Electromagnetics*. New York: McGraw-Hill, Inc., 1981.
- [5] J. R. Reitz, F. J. Milford, and R. W. Christy, *Foundations of Electromagnetic Theory*. New York: Addison Wesley Publishing, Inc., 1980.
- [6] S. Ramo, J. R. Whinnery, and T. Van Duth, *Fields and Waves in Communication Electronics*. New York: Wiley Int., 1965.
- [7] D. D. Cheng, *Field and Waves Electromagnetics*. New York: Addison Wesley Publishing, Inc., 1989.
- [8] T. L. Simpson, "Effect of a conducting shield on the inductance of an air-core solenoid," *IEEE Trans. Magnetics*, vol. 35, no. 1, pp. 508–515, January 1999.
- [9] R. P. Homrich, E. Ruppert Filho, and D. G. Pinatti, "Helicoidal single-layer cylindrical oil self-inductance evaluation: a didactic method," *IEEE Trans. Education*, vol. 44, p. 202 (enclosed CD-ROM), May 2001.
- [10] M. Bueno and A. K. T. Martins, "Equivalence between the formulas for inductance calculation," *Can. J. Phys.*, vol. 75, pp. 357–362, 1997.

# Fast Single Layer Cylindrical and Helicoidal Coil With Voids Between Turns Electromagnetic Field Calculation to Be Used in Superconducting Current Limiter Simulator for Design Purpose

C. A. Baldan, R. C. Freitas, R. P. Homrich, D. G. Pinatti, E. Ruppert Filho, and C. Y. Shigue

**Abstract**—This paper presents a mathematical method to quickly calculate the flux density vector  $\mathbf{B}$  produced by the current circulating in a resistive single-phase superconducting electrical current limiter (RSCL), at any point of its whole space, using the Biot-Savart's Law. As the calculation using the exact form of the turns of each coil (single layer cylindrical coil with helicoidal form presenting voids (free space) between neighbor turns) is computationally very cumbersome to be used in a RSCL dynamic simulator, it is proposed in this paper to substitute the real coil, only for the subject of the calculation, by an imaginary coil formed by plane closed circular turns with the same number of turns, the same height and radius as the real coil. Each turn of the imaginary coil is placed exactly in the medium position between successive turns of the actual coil and will carry the same current. The coil self-inductance is also calculated to verify the accuracy of the proposed method.

**Index Terms**—Current limiter, electromagnetics, finite elements, superconductor.

## I. INTRODUCTION

**E**LECTRICAL power system loads are expanding continuously and the short circuit levels at its different points are increasing so that the capacity of the electrical protection devices are exceeded. To solve this problem it is necessary to implement fast short-circuit electrical protection features which do not interfere in the regular operation of the system and that are self-restored after the short-circuit occurrence to guarantee the electrical power system stability.

The resistive superconducting electrical current limiter (RSCL) is an effective solution to solve this problem [1], [2] because it presents all that mentioned desired characteristics to perform as a very fast switch introducing an electrical resistance in series with the circuit in less than 1 ms limiting the short-circuit current to a required value.

Manuscript received October 21, 2003. This work was supported by CPFL-Paulista under Grant 4600000767.

C. A. Baldan, D. G. Pinatti, and C. Y. Shigue are with the Chemical Engineering Faculty of Lorena (FAENQUIL), Brazil (e-mail: cabaldan@demar.faequil.br).

R. C. Freitas and E. R. Filho are with the Systems and Energy Control Department, Computer and Electrical Engineering School, Campinas University (DSCE/FEEC/UNICAMP), Campinas 13081970, Brazil (e-mail: ruppert@fee.unicamp.br).

R. P. Homrich is with the Electrical Engineering Department, Federal University of Rio Grande do Sul (DEE/UFRGS), Rio Grande do Sul State, Brazil (e-mail: homrich@eletro.ufrgs.br).

Digital Object Identifier 10.1109/TASC.2004.830287

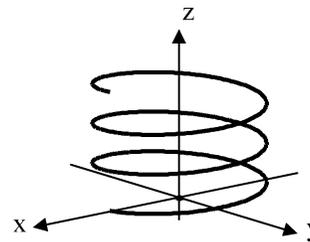


Fig. 1. Helicoidal coil with voids between turns.

When the electrical current quickly increases due to an overload or short-circuit occurrence exceeding a critical current ( $I_c$ ) at a given temperature of the cryogenic coolant fluid, the superconducting material transits from the superconducting state to the conducting state (quench) due to the increase of the magnitude of the magnetic flux density vector ( $\mathbf{B}$ ) on the material surface above the critical magnetic field  $B_c$ .

The RSCL are constituted by single-layer concentric cylindrical coils with nonmagnetic core like fiber glass [3]. Due to the electrical and coolant characteristics those coils present helicoidal form and voids between neighbor turns as shown in Fig. 1.

As described in [3], the magnetic field generated by the current circulating on each turn of the RSCL coils contributes to the increase of the magnitude of the vector  $\mathbf{B}$  on the superconducting material surface.

The largest value uses to occur near the medium position of each coil, making this point a source of the quench propagation.

The calculation of the vector  $\mathbf{B}$  on the surface of the superconducting material in that mentioned region is of fundamental importance in the design phase of the RSCL coils because this value is used in the mathematical simulation of the dynamic behavior of the RSCL so as to adapt to the design values to permit the correct actuation of the limiter just when submitted to high currents and so that the quench doesn't occur at rated electrical current.

The dynamic simulator used in the design of the RSCL, as detailed described in [3], is based on the critical current of the superconducting material in function of the magnetic induction in its surface ( $I_c \times \mathbf{B}$ ) at a given cryogenic fluid temperature as well as in the self and mutual inductances of the several coils constituting the RSCL.

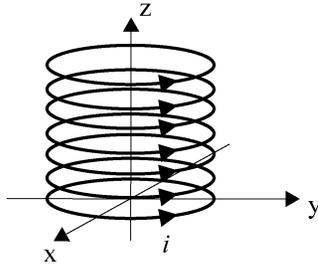


Fig. 2. The plane closed circular turns coil.

A RSCL, constituted of concentric coils, can be mathematically represented by a set of differential equations describing the electrical circuits representing each coil. Each one of those electrical circuits comprises the coil electrical resistance (in the normal conducting state), the self inductance of the coil and all the mutual inductances between coils.

The RSCL must be designed so that the inductances before mentioned result in a minimum value of the equivalent inductance of the RSCL so that it presents a very low impedance to the electrical power system when in the superconducting state.

At each step of the numerical solution of the set of differential equations [3], it is necessary to calculate the current circulating in the coils and the magnetic flux density vector at each point of the superconducting material. The material characteristic curve ( $I_c \times B$ ) is verified to check if the material is in a quench condition, that is, if for the  $B$  calculated value the electrical current value is above the ( $I_c \times B$ ) curve.

With the correct design of the coil parameters of the RSCL it has the guarantee that the quench will occur only at the overcurrent desired value and that it will not occur during the regular operation of the electrical power system.

The most important calculation involved in the RSCL design is the calculation of the vector  $B$  at each point of the coils. It makes possible to evaluate the inductances and then to simulate the dynamic behavior of the RSCL.

In [4] it was presented a mathematical method using the Biot-Savart's law to evaluate the magnetic flux density at each point of the RSCL coils considering the exact form of the turns that is helicoidal with voids between turns. This type of vector  $B$  calculation, named Helicoidal Method, is very accurate but it is also very high time consumption method.

In this paper it is presented an alternative method to the above mentioned method where the helicoidal coil with voids between turns are substituted by coils constituted by plane closed circular turns uniformly spaced along the nonmagnetic core carrying the same current as shown in Fig. 2.

The Biot-Savart's law is also used and it is the best solution to calculate the vector  $B$  considering that the RSCL simulator used in the design step requires the calculation of the vector  $B$  at any place of the RSCL at each step of the differential equation numerical solution. It could be thought to use a finite element software to do this job but to do that it would be necessary to have the possibility to solve the set of differential equations together with the finite element equations which would be troublesome and not usual in finite element commercial software package.

All the calculations shown were numerically implemented in this paper through a specific software developed for this project

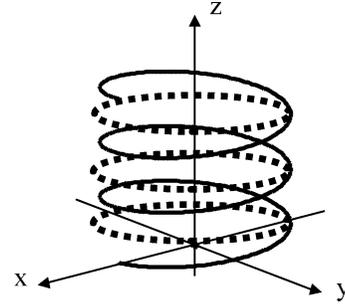


Fig. 3. Plane turns at the average position.

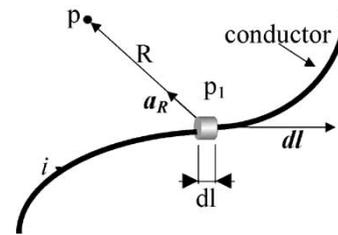


Fig. 4. Illustration of the Biot-Savart's law.

and a low temperature RSCL using CuNi matrix superconductor with 3 concentric coils parallel connected was designed, built and tested successfully as reported in [3]. At this time a new RSCL using high temperature superconductor ceramic material are being designed to be built and tested.

## II. THE COIL WITH PLANE CLOSED CIRCULAR TURNS

The turns of the coil shown in the Fig. 1 are substituted by plane closed circular turns, as shown in Fig. 2, placed at the average position between two successive turns of the coil in Fig. 1 as shown in Fig. 3.

The calculation of the vector  $B$  at any point of the RSCL coils can be done taking a differential current element of the coil as shown in Fig. 4 and applying the Biot-Savart's law in its differential form, as shown in (1), to calculate the differential of the vector  $B$ :

$$d\vec{B} = \frac{\mu_0 i}{4\pi} \frac{d\vec{l} \times \vec{a}_r}{|\vec{R}|^2}. \quad (1)$$

## III. MAGNETIC FLUX DENSITY VECTOR CALCULATION

According to the Biot-Savart's law the vector  $B$  at any point of the RSCL space, produced by the electrical current circulating in the coil can be determined as shown in Fig. 4. Applying the Biot-Savart's law to the plane closed circular turn, the vector  $B$  can be calculated at any distance  $R$  from the turn carrying the electrical current  $i$  as shown in Fig. 5, through the calculation of the integral of (1) along the curve described by the turn.

Using the cartesian coordinate system the vector  $B$  can be well determined, at any point of the space, by the components  $B_x$ ,  $B_y$  and  $B_z$  as shown in (2) to (6).

$$d\vec{l} = r d\theta \vec{a}_\theta \quad (2)$$

$$\vec{a}_\theta = -\sin\theta \vec{i} + \cos\theta \vec{j}$$

$$d\vec{l} = (-r \sin\theta \vec{i} + r \cos\theta \vec{j}) d\theta \quad (3)$$

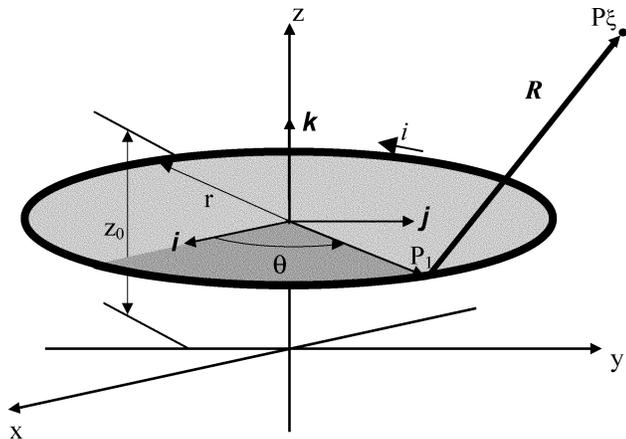


Fig. 5. Biot-Savart's law applied to a plane closed circular turn.

$$\vec{R} = (x_\xi - r \cos \theta)\mathbf{i} + (y_\xi - r \sin \theta)\mathbf{j} + (z_\xi - z_0)\mathbf{k} \quad (4)$$

(See equations (5) to (6) at bottom of page)

#### IV. CALCULATION OF THE SELF AND MUTUAL INDUCTANCES OF THE RSCL

The vector  $\mathbf{B}$  calculation method shown above is also necessary to calculate the self inductance of each coil and also the mutual inductances between coils of the RSCL. As the coils present non magnetic cores the system can be considered magnetically linear and those inductances may be calculated using (7). In this equation  $\lambda$  is the linkage magnetic flux linking any coil and  $i$  is the current circulating in this coil (for self-inductance calculation) or is the current in any other coil (for mutual-inductance calculation).

$$L = \frac{\lambda}{i} \quad (7)$$

The magnetic flux linking each turn can be determined by the (8). In this equation the vector  $\mathbf{B}$  is calculated considering the proper electrical current as mentioned in the paragraph before

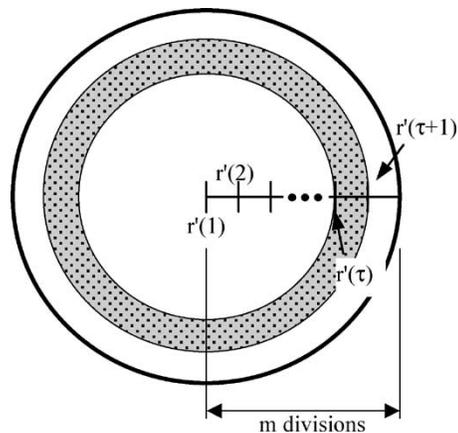


Fig. 6. Discretization of the radius of the coil.

and the vector  $d\mathbf{A}$  is the area vector element of the considered turn surface.

$$\phi = \int_A B_z dA \quad (8)$$

The surface integral (8) can be numerically calculated dividing the surface area of each plane closed circular turn in  $m$  concentric rings as shown in Fig. 6. The magnetic flux linking each ring is approximated by (9) where the area of the ring  $A_\tau$  is given by the (10). This approximation is as good as the number  $m$  of rings increases.

$$\overline{\phi(\tau)} = \frac{B_z(\tau) + B_z(\tau + 1)}{2} \cdot A_\tau \quad (9)$$

$$A_\tau = \pi [r'^2(\tau + 1) - r'^2(\tau)] \quad (10)$$

The total magnetic flux linking the turn  $k$  of the coil is given by (11) and the linkage flux of the coil having  $N$  turns is given by (12).

$$\phi_k = \sum_{\tau=1}^m \overline{\phi(\tau)} \quad (11)$$

$$\frac{\vec{a}_R}{|\vec{R}|^2} = \frac{(x_\xi - r \cos \theta)\mathbf{i} + (y_\xi - r \sin \theta)\mathbf{j} + (z_\xi - z_0)\mathbf{k}}{\left[ x_\xi^2 + y_\xi^2 + r^2 - 2r(x_\xi \cos \theta + y_\xi \sin \theta) + (z_\xi - z_0)^2 \right]^{\frac{3}{2}}} \quad (5)$$

$$B(x, y, z) = B_x \mathbf{i} + B_y \mathbf{j} + B_z \mathbf{k}$$

$$B_x = \frac{\mu_0 i}{4\pi} \int_0^{2\pi} \frac{r \cos \theta (z_\xi - z_0)}{\left[ x_\xi^2 + y_\xi^2 + r^2 - 2r(x_\xi \cos \theta + y_\xi \sin \theta) + (z_\xi - z_0)^2 \right]^{\frac{3}{2}}} d\theta$$

$$B_y = \frac{\mu_0 i}{4\pi} \int_0^{2\pi} \frac{r \sin \theta (z_\xi - z_0)}{\left[ x_\xi^2 + y_\xi^2 + r^2 - 2r(x_\xi \cos \theta + y_\xi \sin \theta) + (z_\xi - z_0)^2 \right]^{\frac{3}{2}}} d\theta$$

$$B_z = \frac{\mu_0 i}{4\pi} \int_0^{2\pi} \frac{r^2 - r(x_\xi \cos \theta + y_\xi \sin \theta)}{\left[ x_\xi^2 + y_\xi^2 + r^2 - 2r(x_\xi \cos \theta + y_\xi \sin \theta) + (z_\xi - z_0)^2 \right]^{\frac{3}{2}}} d\theta \quad (6)$$

TABLE I  
RSCL COILS DATA

	Coil a	Coil b	Coil c
Number of turns (N)	86	74	66
Internal radius (mm)	67.0	77.5	87.5
Coil length (mm)	258.0	111.0	264.0
Void between turns (mm)	2.494	0.9993	3.492
Helicoidal method			
Self inductance (mH)	0.4254	0.7295	0.3996
CPU time (h)	11:29	10:24	11:34
This work			
Self inductance (mH)	0.4189	0.7183	0.3926
CPU time (h)	1:51	1:22	1:05
Self inductance relative error (%)	1.53	1.54	1.75
CPU time ratio	6.21	7.61	10.68

TABLE II  
COPPER WIRE COILS DATA

	Coil a	Coil b	Coil c
Number of turns (N)	5	10	20
Internal radius (mm)	150.0	150.0	150.0
Coil length (mm)	37.5	75.0	150.0
Void between turns (mm)	7.0	7.0	7.0
Measured inductance (mH)	0.0165	0.0480	0.1337
Helicoidal method			
Self inductance (mH)	0.0169	0.0488	0.1354
CPU time (min)	25	81	340
Relative error vs measured (%)	2.61	1.53	1.26
This work			
Self inductance (mH)	0.0159	0.0468	0.1312
CPU time (min)	0.38	1.48	6.0
Relative error vs measured (%)	3.50	2.59	1.91
CPU time ratio	65.79	54.73	56.67

$$\lambda = \sum_{k=1}^N \phi_k. \quad (12)$$

## V. RESULTS

The self-inductances of a set of 6 different coils were used to validate the proposed method of the magnetic flux density vector calculation. It was used the 3 coils of the built RSCL mentioned in the item I of this paper which data are given in Table I and also a set of 3 different coils made of copper wire which data are given in the Table II. In the first case (Table I) the self-inductances of the coils were calculated by the proposed method

and by the before mentioned Helicoidal Method [4] and the results are compared concerning the self inductance relative errors and also CPU time consumed for each calculation. In the second case (Table II) the self-inductance of each coil were measured using a *GenRad 1659 RLC Digibridge* and calculated using the Helicoidal Method. The results were compared concerning also the relative errors and CPU time consumed for each calculation.

To compare the CPU time consumed in this method with the CPU time consumed in the helicoidal method, both computer programs were run in the same computer and the run time was measured from the start to stop the run.

As it can be seen in Tables I and II the self-inductance values calculated using this proposed method presents a very small errors when compared with the calculated by the helicoidal method and with the measured values.

The CPU time was significantly reduced by more than 5 times thus confirming that this method is reliable and computationally efficient for the purpose of RSCL design.

## VI. CONCLUSION

A fast mathematical method to calculate the magnetic flux density vector in a RSCL using a substitution of an helicoidal coil by a hypothetical plane closed circular turns parallel mounted coil was presented. The accuracy is very close to that found in [4] and the CPU time consumption to perform the calculation is very low. This way this method of calculation can be used in the design of resistive superconducting electrical current limiters without loss of the complete accuracy of the limiter operation condition.

## REFERENCES

- [1] Y. Wu and Y. Yin, "Fault-current limiter applications in medium and high-voltage power distribution systems," *IEEE Trans. Industry Applications*, vol. 34, pp. 236–242, Jan/Feb. 1998.
- [2] P. C. Michael, K. Ryu, and O. Tsukamoto, "Quench currents of a C. superconductor in supercritical helium," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 5, no. 2, pp. 373–376, Jun. 1995.
- [3] R. P. Homrich, E. R. Filho, D. G. Pinatti, C. A. Baldan, and C. Y. Shigue, "Single-phase resistive superconductor electrical current limiter," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 12, no. 1, pp. 1386–1389, March 2001.
- [4] C. A. Baldan, R. C. Freitas, R. P. Homrich, D. G. Pinatti, E. R. Filho, and C. Y. Shigue, "Single Layer Cylindrical and Helicoidal Coil With Voids Between Successive Turns Electromagnetic Field Calculation to be Used in Superconductor Current Limiter Simulator for Design Purpose," this conference.

# Design and Test of HTS Coils for Resistive Fault Current Limiter

C. A. Baldan, C. Y. Shigue, D. G. Pinatti, E. Ruppert-Filho, R. C. Freitas, and R. P. Homrich

**Abstract**—This paper presents the design, manufacturing and test results of HTS coils for single-phase resistive current limiters using two different Bi-2223/Ag tapes. Two coils were separately wound on cylindrical G-10 tubes with helical path. One of the coil was wound in a bifilar conductor arrangement aiming at reducing the self-inductance. The maximum flux density is 40 mT on the HTS tape for both coils and the calculated inductance is 5.76  $\mu\text{H}$  for the noninductively wound coil and 28.3  $\mu\text{H}$  for the conventional one. The two coils were individually tested under DC and AC currents. The DC power loss was calculated from the measured voltage-current values product and the AC power loss was determined by the liquid nitrogen mass boil-off measurement. The acquired voltage AC waveforms were analyzed through the separation of distinct contributions due to magnetic flux and to a resistive component in-phase with the current. It was observed an inflection point common to the DC and AC power losses curves close to  $I_c$  attributed to the AC transition current.

**Index Terms**—Fault current limiter, HTS applications, HTS coils, resistive current limiter.

## I. INTRODUCTION

**S**UPERCONDUCTING fault current limiters (SFCL) are one of the most promising device as an effective solution to reduce the increasing fault current level in power transmission networks where the prospective fault current level is becoming higher than the capacity of the circuit breakers. The SFCL using low temperature superconductors (LTS) had been studied in two conceptual designs: the resistive and the inductive ones [1]. However, due to high cooling costs for operation at 4.2 K they have not achieved economic feasibility.

The SFCL employing high temperature superconductors (HTS) have been under intensive research in different design concepts including resistive, inductive or hybrid and with different materials including Bi-2223 wires and tapes, and YBCO films and bulk. In this paper we present the results of HTS test coils made of Bi-2223 tapes wounded on several concentric single layer coils connected in series and in noninductive winding.

Manuscript received October 21, 2003. This work was supported in part by the Companhia Paulista de Força e Luz—CPFL under Grant 4600000767.

C. A. Baldan, C. Y. Shigue, and D. G. Pinatti are with the Faculdade de Engenharia Química de Lorena (FAENQUIL), Departamento de Engenharia de Materiais (DEMAR), Lorena, SP, Brazil (e-mail: cabaldan@demar.fauenquil.br).

E. R. Filho and R. C. Freitas are with the Faculdade de Engenharia Elétrica e da Computação-FEEC, Universidade Estadual de Campinas, UNICAMP, Campinas, SP, Brazil (e-mail: ruppert@fee.unicamp.br).

R. P. Homrich is with the Departamento de Engenharia Elétrica (DEE), Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS), Porto Alegre, RS, Brazil (e-mail: homrich@iee.ufrgs.br).

Digital Object Identifier 10.1109/TASC.2004.830303

## II. BASIC DESIGN

In the design of a resistive SFCL with low impedance for a strongly interconnected power grid we should consider the parameters of conventional limiters such as the final resistance during fault producing maximum voltage drop below than 5% of the guaranteed value. The limiting factor can be defined by the ratio between the fault current  $I_{pf}$  and the rated current  $I_n$  as  $I_{pf}/I_n > 2.55$ . For a 20 MVA/13.8 kV capacity, the short circuit rated current per phase is  $I_{SC} = 800$  A and the impedance to limit the power rising up to 150% during short circuit by the FCL must be higher than  $Z_r = 9.6 \Omega$ .

The limiting of the fault current must occur before it reaches the peak value by a fast quench (few milliseconds) of the superconducting winding. During the fault the current can exceed by up to 100 times the rated current and the circuit breakers of the conventional power system may have not designed for these levels of mechanical and thermal stresses. Using the conventional air-core reactors connected in series, the system impedance increases and the circuit breakers can interrupt the current between 20 and 300 ms.

In a previous work [2], using LTS wire (NbTi/CuNi matrix) with 95 m length we achieved electrical resistance in the coil of 9.43  $\Omega$  at 4.2 K, the quench current achieved 434 A and the rated current  $I_{SC} = 800$  A could be conducted easily with the coils connected in parallel.

The FCL coils employing Bi-2223 tapes with Ag/AgMg matrix show very low resistance at 77 K in the normal state and long length of conductor will be necessary ( $\sim 250$  m) for a single-layer coil to achieve resistance of 1.5  $\Omega$  at 100 K and it will display lower rated current compared with the desirable value, i.e., 800 A for a 20 MVA unit.

For three concentric coils connected in parallel we could increase the transport current higher than 150% the rated current under safe condition during few seconds ( $\sim 3$  s) at the expense of a long tape length ( $\sim 2000$  m). The total AC losses are the limiting factors for the design of resistive SFCL and the development of tapes with higher resistivity matrix associated with lower filament twist-pitch is expected to reduce the losses down to 0.4 mW/A.m level for operation at 60 Hz [3].

## III. EXPERIMENTAL SETUP

Table I shows the parameters of conductors and coils used to evaluate the designed values and performance of HTS conductor when AC current is applied.

The coils were constructed using G-10 tube on which one or two channels were machined in a helical path and the tape was

TABLE I  
CHARACTERISTICS OF THE Bi-2223/Ag TAPES AND THE TEST COILS

	Tape I	Tape II
Width (mm)	4.0	4.1
Thickness (mm)	0.22	0.21 (0.31)
Critical current (A)	65	115
Filling factor	30%	38% (25%)
	Coil I	Coil II
Coil diameter (mm)	160	140
Coil height (mm)	245.3	283.4
Total turns	19 + 19	22
Conductor length (m)	19.2	9.7
Helical path (mm)	6.35	12.7
Inductance (H)	5.76	28.3
Critical current (A)	62	110

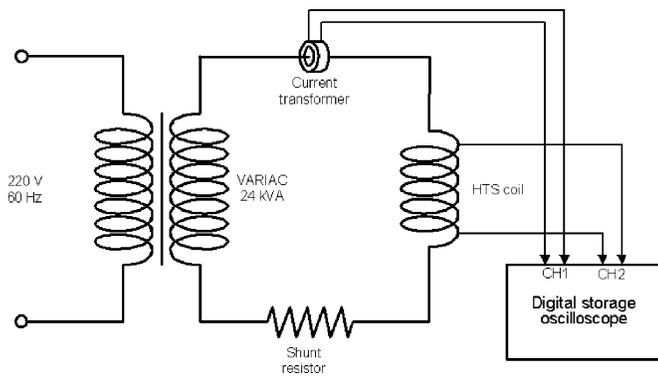


Fig. 1. Schematic diagram of the circuit for AC current experiment with the oscilloscope ungrounded.

wound with low tensile stress applied. The coil I was wound with tape I in a bifilar conductors arrangement (noninductively). The coil II was wound with tape II in a single conductor arrangement.

The current leads connection and the joint within the coil are machined in a copper part insert placed on the G-10 tube before the helical path preparation in order to avoid any tape deformation besides that introduced by the curvature radius. For the soldering process the copper part was heated and maintained at 100°C and a low melting point alloy solder with citric acid as a flux is used.

The magnetic field distribution was calculated using 3-D software package Amperes [4] and the maximum self-field at the surface of the tape for critical current value is around 40 mT for both coils. The self inductance of each coil was calculated using the same software taking into account the helical path of the conductor.

Fig. 1 shows the schematic diagram of the circuit for the measurements of the transport current loss in the coils. The voltage and current were measured at the voltage tap and by a current transformer, respectively. For the coils characterization under AC currents the voltage and current values are acquired using an ungrounded Tektronix TDS5054 digital storage oscilloscope with isolation amplifier. The AC current was applied using a 24 kVA/220 V variable autotransformer (variac) with a shunt resistor to adjust the current value.

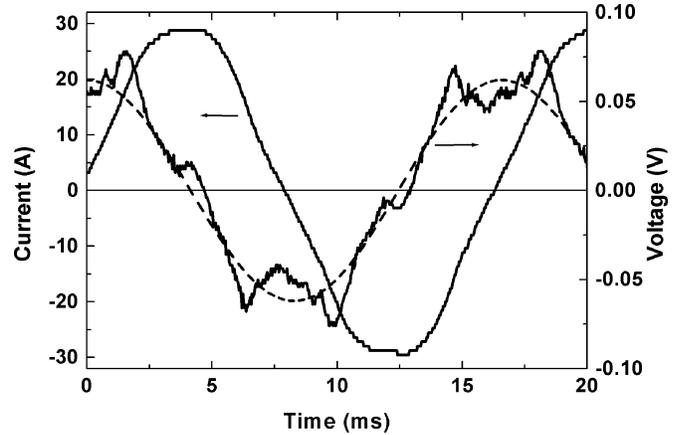


Fig. 2. Voltage and current signals for  $I_{rms} = 20$  A. The dashed curve is a fitted waveform considering pure inductance contribution with  $\cos \varphi = 0.25$ .

For the test under DC current, a programmable current supply EMI30 V/333 A was used along with a Keithley DMM2001 as a data acquisition unit for current and voltage measurements.

The total AC power losses, including contribution from magnetization, self-field and transport current were evaluated by  $LN_2$  mass boil-off rates for periods over 1 h for each current value by measuring the mass loss of liquid nitrogen from the cryostat. The contribution of metallic parts and current leads (for each current value) was properly subtracted [5].

The DC power losses were calculated from the I-V measurements by multiplying the electric field (voltage/length) by the current values.

## IV. RESULTS AND DISCUSSION

### A. Coil I

The coil I has critical current under self-field  $I_c = 62$  A or 95% of the measured value for short sample. The voltage taps are placed 100 mm far apart from the current leads and in the neighbor conductors in order to reduce the induced voltages.

The Figs. 2–4 show the voltage and current signals for  $rms$  current levels of 20 A, 40 A, and 80 A. The voltage waveforms were compared with a fitted sinusoidal curve due to the contribution of the calculated pure inductance of 5.76  $\mu$ H. From the curves a phase angle between the voltage and the current waveforms can be seen. The phase angle was calculated from the inductive voltage waveforms (dashed curves) and the measured current curves.

For comparison purposes, we will use the critical current  $I_c$  measured under DC condition. For current level  $I_{rms} < I_c$ , the waveforms present many peaks without significant change in phase angle. In Fig. 3 is shown a peak related to the resistive contribution to the AC losses.

As the current level increases above  $I_c$ , we can observe that the pointed peak grows in phase with the current signal, thus corresponding to a resistive contribution to the voltage after superconductor/normal transition has occurred. This resistive contribution becomes higher than the other AC losses contributions.

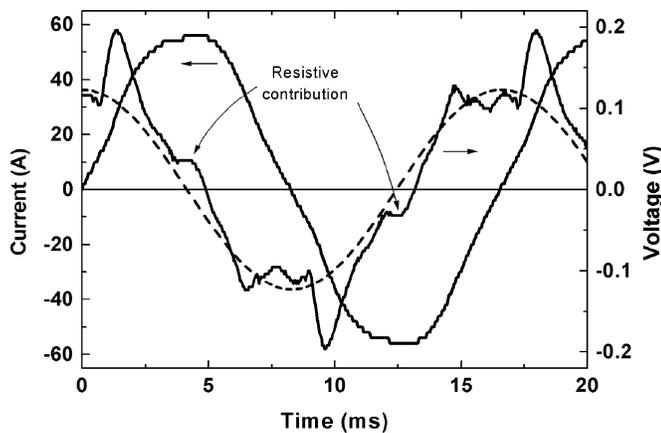


Fig. 3. Voltage and current signals for  $I_{rms} = 40$  A. The dashed curve is a fitted waveform considering pure inductance contribution with  $\cos \varphi = 0.31$ .

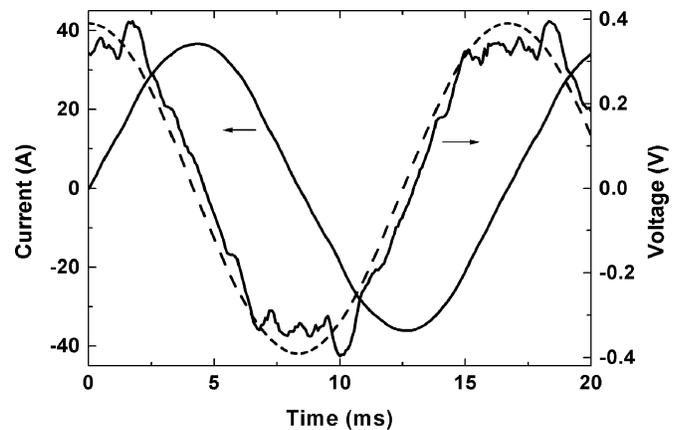


Fig. 5. Voltage and current signals for  $I_{rms} = 25$  A. The dashed curve is a fitted waveform considering pure inductance contribution with  $\cos \varphi = 0.19$ .

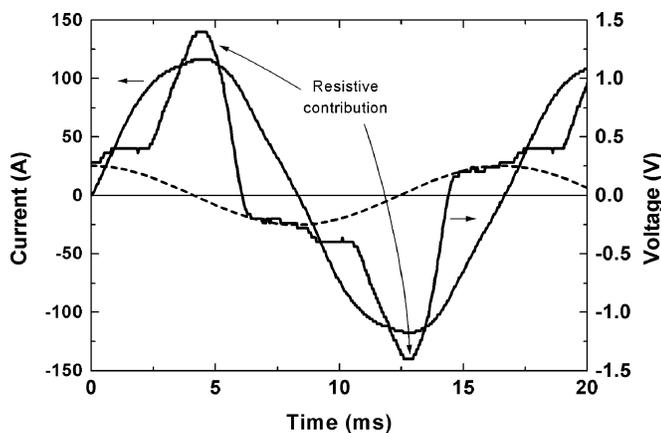


Fig. 4. Voltage and current signals for  $I_{rms} = 80$  A. The dashed curve is a fitted waveform considering pure inductance contribution with  $\cos \varphi = 0$ .

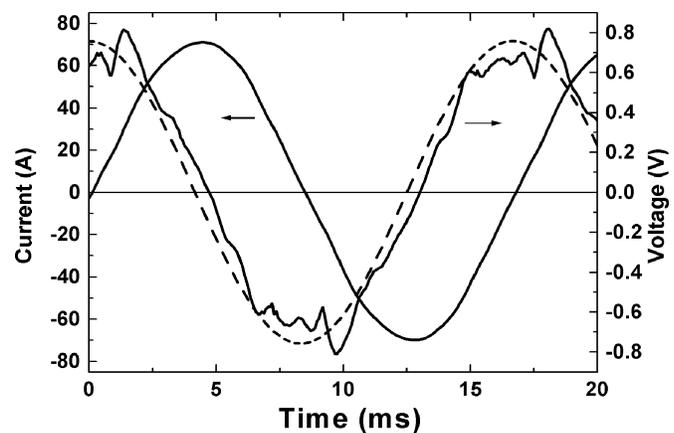


Fig. 6. Voltage and current signals for  $I_{rms} = 50$  A. The dashed curve is a fitted waveform considering pure inductance contribution with  $\cos \varphi = 0.16$ .

### B. Coil II

In the coil II, inductively wound with tape II, the inductance is  $L = 28.3 \mu\text{H}$ . The measured and the calculated voltage waveforms along with the current waveforms are shown in Figs. 5–7. Unlike the coil I, the voltage due to the magnetic flux contribution is predominant among the other contributions and the voltage waveforms display less peaks than the coil I voltage waveforms. The magnetic flux contribution is superposed with other induced voltages within the superconductor (hysteretic, coupling, and dynamic losses) making difficult the transition current analysis from AC measurements.

For the current values close to critical current of the coil the resistive contribution will grow in phase with the current, as shown in Fig. 7. Above that current level, the power loss will increase mainly because the contribution of normal state fraction until complete transition occurs and the resistance of the coil will be governed by the matrix resistivity as well as the normal state superconducting phase as function of temperature.

The total AC loss can be obtained with contribution of transport current loss, magnetization loss and self-field loss of combined AC magnetic field and AC transport current to the loss of the device. The transport current loss in the coil can be obtained by the product of these waveforms integrated during the period. The magnetization loss is not a function of the transport current

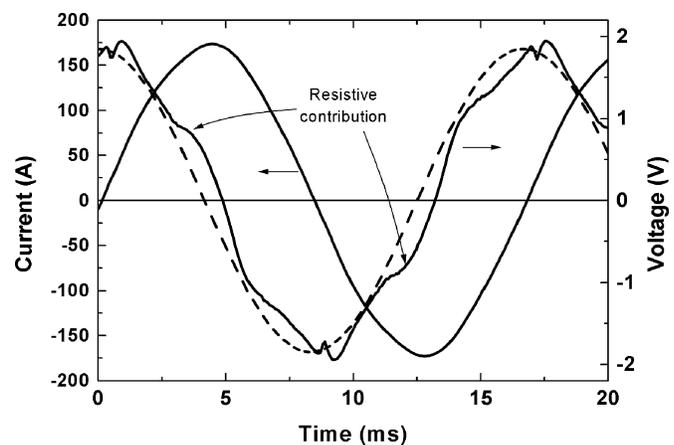


Fig. 7. Voltage and current signals for  $I_{rms} = 120$  A. The dashed curve is a fitted waveform considering pure inductance contribution with  $\cos \varphi = 0.20$ .

but proportional to the applied magnetic field and its orientation [6], [7].

The total AC loss was measured for the coil I (noninductive) in which the contribution of the magnetic flux is very low. In the coil II, the contribution of the magnetic field generated by another turns combined with transport current is more significant than the coil I.

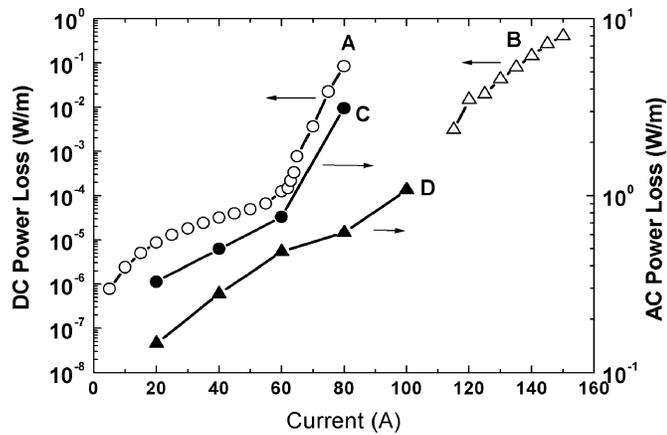


Fig. 8. DC power losses calculated from DC I-V curves for (A) coil I and (B) coil II. AC power loss measured from nitrogen boil-off mass for the (C) coil I (noninductive) and (D) coil II.

Fig. 8 shows the DC and AC power losses curves for the coils I and II. The coil I shows a smooth transition due to the bifilar arrangement in which the inter-turn applied magnetic field contribution is almost cancelled. Although the scales are significantly different we can observe that the inflection point in the AC loss curve for the coil I coincides with the inflection point in the DC power loss curve. This trend could be expected for the coil II, albeit the inflection point at that curve was not attained because of the current limit (100 A) that can be applied steadily by the variac.

## V. CONCLUSION

In this work we presented the design issues and experimental methods and results of two HTS coils aiming its use in resistive SFCL construction.

The design of the HTS coils for SFCL shows good agreement with test results and the measured transition current is very close to the predicted value. The 3-D software was used to calculate the magnetic field distribution from an actual geometric model which takes into account the helical path. In comparison with the magnetic field distribution, the self and the total inductance

the 2-D model previously studied we could succeed to calculate and the transition region of the conductor with more accuracy.

The analysis of the AC voltage signals from the coils included the impedance contribution from inductance and the contribution from the part of total resistance ( $6.06 \text{ m}\Omega/\text{m}$ ) of the HTS conductor length in the normal state. We show that a resistive contribution to the voltage waveform in phase with the current waveform becomes the dominant contribution as the current level is increased above the critical current.

The system used for total AC loss measurements in the coils with correlation between the liquid nitrogen mass boil-off measurements and the calculated DC power losses was suitable. An inflection point is observed for the noninductive coil power loss curves both under AC and DC conditions, probably caused by the transition current from superconducting to normal state.

Further work is underway in order to evaluate the same contribution of transition current to the power loss curves for the inductive coil II and to analyze each loss contribution (hysteretic, coupling and dynamic) to the AC voltage and current waveforms.

## REFERENCES

- [1] W. Paul, M. Chen, M. Lakner, J. Rhyner, D. Braun, and W. Lanz, "Fault current limiter based on high temperature superconductors—different concepts, test results, simulations, and applications," *Physica C*, vol. 354, pp. 27–33, May 2001.
- [2] R. P. Homrich, E. R. Filho, D. G. Pinatti, C. A. Baldan, and C. Y. Shigue, "Single-phase resistive superconductor electrical current limiter," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 12, no. 1, pp. 1386–1389, March 2002.
- [3] M. Leghissa *et al.*, "Development and characterization of Bi-2223 conductors for HTS transformer applications," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 11, no. 1, pp. 2943–2946, March 2001.
- [4] Software Amperes, Integrated Engineering Software, Winnipeg, MB, 2000.
- [5] F. Darmann, S. Dou, and C. Cook, "Determination of the AC losses of Bi-2223 HTS coils at 77 K at power frequencies using a mass boil-off calorimetric technique," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 13, no. 2, pp. 1–6, March 2003.
- [6] J. J. Rabbers, B. ten Haken, O. A. Shevchenko, and H. H. J. ten Kate, "An engineering formula to describe the AC loss of BSCCO/Ag tape," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 11, no. 1, pp. 2623–2626, March 2001.
- [7] F. Gömöry, L. Frolek, J. Souc, A. Laudis, P. Kovac, and I. Husek, "Partitioning of transport AC loss in a superconducting tape into magnetic and resistive components," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 11, no. 1, pp. 2967–2970, March 2001.

# Resistive fault current limiter using HTS single-layer coils <sup>☆</sup>

Carlos A. Baldan <sup>a,\*</sup>, Carlos Y. Shigue <sup>a</sup>, Daltro G. Pinatti <sup>a</sup>,  
Ernesto Ruppert-Filho <sup>b</sup>, Rafael C. Freitas <sup>b</sup>, Roberto P. Homrich <sup>c</sup>

<sup>a</sup> Departamento de Engenharia de Materiais, FAENQUIL, 12600-970, Lorena, SP, Brazil

<sup>b</sup> Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação, Universidade Estadual de Campinas, 13083-470, Campinas, SP, Brazil

<sup>c</sup> Departamento de Engenharia Elétrica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 90035-190, Porto Alegre, RS, Brazil

## Abstract

This paper presents the work that is being done as a part of the project to develop a resistive current limiter using HTS Bi-2223/Ag tapes with the same construction scheme previously reported using LTS NbTi/CuNi wire with normal operating current of 170 A in liquid helium bath. The Bi-2223/Ag tape was helically wound on several cylindrical G-10 tubes forming concentric coils connected in series, parallel or anti-parallel configurations in order to reduce the equivalent inductance of the complete winding. The design targets are the impedance of the electromagnetic system rising to 1.5  $\Omega$  during a fault occurrence in absence of inductance both in the normal state and in the superconducting state, rated voltage and current of 15 kV and 400 A, respectively, with maximum flux density of 0.1 T. The test results in low voltage (AC/DC) as well as magnetic field measurements at 77 K and 4.2 K are presented and the limiting performance of the system are also discussed.

© 2004 Elsevier B.V. All rights reserved.

## 1. Introduction

The fault current limiter (FCL) is an effective solution to reduce the increasing fault current level in power transmission networks where the rated current is becoming higher than the capacity of the circuit breaker. The superconducting fault current limiter (SFCL) using low-temperature superconductor (LTS) have been developed in two concepts named the resistive and inductive concept [1]. However, due to high cooling costs for operation at 4.2 K they have not achieved economic feasibility in present stage of development of LTS with low value of AC losses.

The SFCL using high-temperature superconductor (HTS) has been under intensive research three different

materials; Bi-2223 wires and tapes, YBCO films, and Bi 2212 bulk. In this paper we have focused on devices based on Bi 2223 tapes wound on several concentric coils connected in series, parallel or anti-parallel configurations in order to reduce the equivalent inductance of the complete winding.

## 2. Basic design

The design of a SFCL requires the specific parameters to fit the demands of each particular power system. The limiting of the fault current must occur before it reaches the peak value by fast quench of the superconducting winding. During the fault, the current can exceed by up to 100 times the rated current and the circuit breakers of the power system may have not designed for these level of mechanical and thermal stresses. Using the conventional air-core reactors connected in series, the system impedance increases and the circuit breakers can interrupt the current between 20 and 300 ms.

The application of SFCL designed to improve the high power quality of strongly interconnected grid with low impedance can consider the parameters of

<sup>☆</sup> This work was partially supported by CPFL-Paulista (grant no. 4600000767).

\* Corresponding author. Tel.: +55-12-3159-9912; fax: +55-12-3153-3006.

E-mail address: [cabaldan@demar.faenquil.br](mailto:cabaldan@demar.faenquil.br) (C.A. Baldan).

conventional limiter such as the final resistance during fault producing maximum voltage drop below than 5% of the guaranteed value. The limiting factor can be defined by the ratio between the fault current  $I_{pf}$  and the rated current  $I_n$  ( $I_{pf}/I_n > 2.55$ ). In a concept design for 20 MVA/13.8 kV, the short circuit rated current per phase is  $I_{SC} = 800$  A and the impedance to limit the power up to 50% during short circuit by the FCL must be higher than  $X_r = 9.6 \Omega$ .

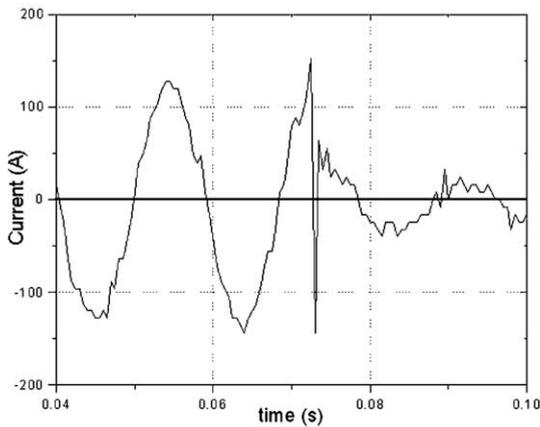
For LTS wire like NbTi type C produced by Alston with CuNi matrix for one layer coil using two superposed cylindrical helicoidal coils connected in series and in opposite magnetic polarities, the resistance of 95 m length achieved  $9.43 \Omega$  at 4.2 K after quench. The calculation using magnetic field distribution in the coil and the load line for the conductor in AC current showed

good agreement (96%) with the quench current of 176 A [2]. For three concentric coils connected in parallel with alternate polarity to reduce the inductance, the quench current achieved 434 A.

The HTS Bi-2223 tape with Ag/AgMg matrix presents very low resistance at 77 K after quench and a long length of conductor is necessary ( $\sim 250$  m) for total resistance of  $1.5 \Omega$ . The conductor dimensions are  $4 \times 0.22 \text{ mm}^2$  and critical current (DC)  $I_c = 60$  A for a 200 m batch. The first coil design using G10 tube with 160 mm (outer diameter) and short length of the HTS tape ( $\sim 20$  m) was carried out for one layer coil. In the G10 tube two channels were machined in helical path (12.7 mm) where the tape was wound with low tension applied. The magnetic field distribution was calculated using 3D software package Amperes [3] and the maximum field at the surface of the tape for critical current value is lower than 40 mT.



(a)

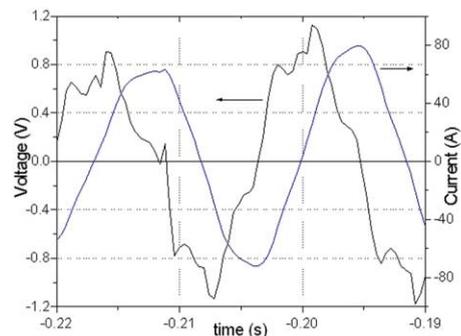


(b)

Fig. 1. (a) LTS coil and (b) short circuit current limited.



(a)



(b)

Fig. 2. (a) HTS coil and (b)  $I$ - $V$  curve for AC measurements.

The further design for three concentric coils connected in parallel to increase the transport current can exceed 150% in safe condition during few seconds (3 s), so that a long tape length (~2000 m) will be necessary. The AC total losses are the limiting point for the design of resistive SFCL and with the development of high resistivity matrix tape associated with lower twist pitch may reduce the value down to 0.4 mW/A.m for operation in 60 Hz [4].

### 3. Results and discussion

The LTS coils using NbTi superconductor was built and tested at 4.2 K connected in three phase line 380 V during phase-to-phase short circuit forced in a 90 kW generator with peak current of 1200 A. For the one coil in series connection the current was limited to 170 A and for three coils in parallel the current was limited to 470 A. Fig. 1a and b show the coils wounded with LTS using G10 tube and the test results limiting the current during short circuit test.

Fig. 2a shows the HTS coil with 20 turns wounded on G10 tube during DC current measurements with critical current  $I_c = 60$  A for self-magnetic field. Fig. 2b shows the results of AC measurements for current applied from 70 to 100 A.

The AC voltage signal in the coil includes the impedance contribution from inductance (32.8  $\mu$ H) and

the contribution from the part of total resistance (60.6 m $\Omega$ ) of the HTS length (10 m) in normal state. This contribution signal is mixed with other induced voltages arising from different losses within of the superconductor (hysteretic, coupling, and dynamic losses) increasing the difficult to analyze directly from AC current–voltage measurements.

### 4. Conclusion

The LTS SFCL design had shown good agreement with test results and the transition current was very close to the predicted value. The 3D software was successfully used to calculate the magnetic field distribution and the transition region of the conductor. For HTS coils using the same design tools the concluding results requires further measurements using the total losses as parameter of efficiency and the analysis of applicability.

### References

- [1] W. Paul et al., *Physica C* 353 (2001) 27.
- [2] R.P. Homrich et al., *IEEE Trans. Appl. Supercond.* 12 (2001) 1386.
- [3] Software Amperes—Integrated Engineering Software, 2000.
- [4] M. Leghissa et al., *IEEE Trans. Appl. Supercond.* 11 (2001) 2943.