



IDENTIFICAÇÃO DE DISTRIBUIÇÃO DA CORRENTE INTERNA DE CABOS
CONDUTORES COM ALMA DE AÇO

Ruyguara Alcantara Meyberg

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Elétrica, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Orientador: Antonio Carlos Siqueira de Lima

Rio de Janeiro

Março de 2016

IDENTIFICAÇÃO DE DISTRIBUIÇÃO DA CORRENTE INTERNA DE CABOS
CONDUTORES COM ALMA DE AÇO

Ruyguara Alcantara Meyberg

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO LUIZ
COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE) DA
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS
NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM
ENGENHARIA ELÉTRICA.

Examinada por:

Prof. Antonio Carlos Siqueira de Lima, D.Sc.

Prof. Robson Francisco da Silva Dias, D.Sc.

Eng. João Clavio Salari Filho, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

MARÇO DE 2016

Meyberg, Ruyguara Alcantara

Identificação de Distribuição da Corrente Interna de Cabos Condutores com Alma de Aço / Ruyguara Alcantara Meyberg. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2016.

IX, 114 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Antonio Carlos Siqueira de Lima

Dissertação (mestrado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Elétrica, 2016.

Referências Bibliográficas: p. 103-105.

1. Condutores CAA. 2. Efeito Transformador. 3. Distribuição de corrente. I. Lima, Antonio Carlos Siqueira de. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Elétrica. III. Título.

Em memória de meu pai, Tito Lívio Meyberg (1954 - 2014).

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus pela sua misericórdia.

À minha família, em especial à minha esposa Helena, aos meus filhos Manuela e Benjamin e aos meus pais Tito Lívio (em memória) e Elisete.

Muito grato ao pesquisador Luís Adriano pelos conselhos, orientações e suporte dados desde a graduação, e pelo tema cedido para esta dissertação.

Ao professor Antônio Carlos Siqueira pela orientação para realização desta dissertação.

Ao pesquisador Farith Absi Salas pelas orientações e pela grande participação durante o desenvolvimento desta dissertação.

Aos pesquisadores André Tomaz, Caio Cunha e Hélio Amorim pelas incalculáveis contribuições através do sistema IMA-MEC.

À equipe do Laboratório de Propriedades Elétricas e Magnéticas do CEPEL, em especial ao pesquisador Márcio Antônio Sens.

Aos amigos da faculdade e CEPEL, em especial a João Clavio S. Filho, Carlos Kleber C. Arruda, Paulo Roberto G. de Oliveira, Carlos Ruy N. Barbosa, Fernando Dart, Arthur Reis, Felipe Teodoro, Cristiano Carvalho e Frederico Tassi pela agradável convivência.

Ao CEPEL, pelo apoio financeiro.

Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

IDENTIFICAÇÃO DE DISTRIBUIÇÃO DA CORRENTE INTERNA DE CABOS
CONDUTORES COM ALMA DE AÇO

Ruyguara Alcantara Meyberg

Março/2016

Orientador: Antonio Carlos Siqueira de Lima

Programa: Engenharia Elétrica

Os cabos condutores com alma de aço são um dos tipos mais utilizados em linhas de transmissão. Quando compostos por um número ímpar de camadas de condutores são submetido a um fenômeno eletromagnético denominado *efeito transformador* que afeta a resistência elétrica e distribuição de corrente, com implicações diretas sobre o comportamento térmico. Diferente do *efeito pelicular*, o *efeito transformador* é intensificado em maiores níveis de carregamento.

O objetivo deste trabalho é analisar o comportamento eletromagnético de cabos condutores com alma de aço diante do *efeito transformador* e sua representação através dos modelos existentes. Para tanto, foi realizado uma série de ensaios a fim de analisar diferentes aspectos do comportamento do cabo sob o fenômeno. É realizado um ensaio para o levantamento da permeabilidade magnética de um cabo de aço, um ensaio para levantamento do fator Rac/Rdc de um cabo *Duck* e o levantamento da distribuição de corrente em cada condutor deste cabo, de forma inovadora, através de sensores instalados em cada um dos condutores do cabo.

Pelos resultados foi possível observar as variações da permeabilidade magnética de cabos de aço de diferentes configurações e seu impacto na representação do comportamento dos cabos condutores com alma de aço através dos modelos existentes, e a influência da temperatura interna do cabo na redistribuição de corrente, demonstrando a importância da análise do fenômeno sob o efeito da temperatura, o qual representa a real situação de operação destes cabos condutores.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

IDENTIFICATION OF THE CURRENT DISTRIBUTION
IN STEEL-CORED CONDUCTORS

Ruyguara Alcantara Meyberg

March/2016

Advisor: Antonio Carlos Siqueira de Lima

Department: Electric Engineering

Steel-cored conductors are one of the most used types of conductors in transmission lines. This type of conductor with an odd number of layers is subjected to an electromagnetic phenomenon called "*transformer effect*" that affects the electrical resistance and its current distribution, with direct implications for the thermal behavior. Unlike the *skin effect*, the *transformer effect* is intensified at higher loading levels.

This work analyzes the electromagnetic behavior of steel-cored conductors under the *transformer effect* and its representation through existing models. A series of electrical experiments are carried out in order to analyze different aspects of the conductor behavior under the *transformer effect*. Electrical experiments are carried out to determine the magnetic permeability of a steel core, the R_{ac}/R_{dc} factor of an ACSR Duck conductor and, in an innovative way, the current distribution on each of its aluminum conductor using small CTs installed on each wire.

The results show the variation of magnetic permeability of steel cores with different diameters and number of wires and their impact on the calculation of the electromagnetic behavior of steel-cored conductors using existing models. It is also shown the effect of the conductor internal temperature on the current distribution, indicating the importance of the analysis under temperature variations, which represents the real operating condition of the steel-cored conductors.

SUMÁRIO

1.	Introdução	1
1.1.	Aspectos Básicos	1
1.2.	Motivação e Objetivos	3
1.3.	Principais Contribuições do Trabalho	5
1.4.	Estrutura do Trabalho	6
2.	Aspectos do Campo Eletromagnético em Condutores CAA	7
2.1.	Efeito Pelicular	7
2.2.	Efeito Transformador	9
2.3.	Efeito do Encordoamento sobre a Resistência Elétrica em Corrente Contínua	10
2.4.	Modelo Tubular e Fatores de Correção	13
2.4.1.	Cálculo da Densidade Radial de Corrente no Cabo Condutor	16
2.4.2.	Cálculo do Fator R_{ac}/R_{dc}	17
2.5.	Modelo de Barrett para Cálculo da Resistência Elétrica de Cabos CAA	18
2.5.1.	Condições Iniciais	27
2.5.2.	Cálculo da Densidade de Corrente em Cabos CAA	28
2.5.3.	Cálculo da Resistência Elétrica Efetiva em Cabos CAA	29
2.6.	Discussão	31
3.	Ensaio Realizados	32
3.1.	Permeabilidade Magnética do Aço	32
3.2.	Resistência Elétrica no Cabo <i>Duck</i>	34
3.3.	Distribuição de Corrente no Cabo <i>Duck</i>	36
3.4.	Discussão	47
4.	Análise dos Resultados	49
4.1.	Permeabilidade Magnética do Aço	49
4.2.	Resistência Elétrica no Cabo <i>Duck</i>	59
4.3.	Distribuição de Corrente no cabo <i>Duck</i>	63
4.3.1.	Análise da Corrente Média por Camada em Amplitude e Fase	85
5.	Conclusões e Trabalhos Futuros	98
5.1.	Medições Sobre a Permeabilidade Magnética Complexa	98
5.2.	Medições Sobre a Resistência Elétrica	99
5.3.	Medições Sobre a Distribuição de Corrente	100
5.4.	Considerações Finais	101
5.5.	Trabalhos Futuros	101
	Referências Bibliográficas	103
	Anexos	106

LISTA DE SÍMBOLOS E SIGLAS

Siglas:

ACSR – *Aluminum cable steel reinforced.*

CAA – Cabo de alumínio com alma de aço.

CDLT - Carregamento Dinâmico das Linhas de Transmissão.

CEPEL – Centro de Pesquisas de Energia Elétrica.

EMPA – Erro Médio Percentual Absoluto

EPRI – *Electric Power Research Institute.*

IEEE - *Institute of Electrical and Electronics Engineers.*

Símbolos:

B_ϕ - Densidade de campo magnético circular.

J - Densidade de corrente.

D - Diâmetro.

Φ - Fluxo magnetico.

Z_{int} - Impedância interna.

H_ϕ - Intensidade de campo magnético circular.

H_z - Intensidade de campo magnético longitudinal.

μ - Permeabilidade magnética.

μ_0 - Permeabilidade magnética do vácuo.

μ_r - Permeabilidade magnética relativa.

R_o - Raio externo.

R_i - Raio interno.

R_m - Raio médio.

R_{ac} – Resistência elétrica sob corrente alternada.

R_{dc} – Resistência elétrica sob corrente contínua.

ρ - Resistividade elétrica.

ω – Frequência angular.

1. Introdução

As linhas de transmissão são componentes fundamentais em um sistema elétrico de potência, responsáveis pelo transporte de energia entre centrais geradoras e centros de consumo. No caso do Brasil, país de dimensões continentais e predominância hidrelétrica em sua matriz energética, o papel das linhas de transmissão no funcionamento e na eficiência do setor ganha destaque, uma vez que o transporte tem de ser realizado, por muitas vezes, cobrindo longas distâncias e sob grandes blocos de energia.

1.1. Aspectos Básicos

O transporte de energia ao longo das linhas de transmissão é realizado através de cabos condutores, fixados às torres ou estruturas de suporte por meio de cadeias de isoladores. Os cabos condutores são formados por fios encordoados, sobrepostos em camadas, formando uma estrutura cilíndrica, como representado na Figura 1.1. Esta configuração permite a formação de cabos de diferentes diâmetros, alterando o número de camadas e o diâmetro de seus fios, e cuja flexibilidade não seria alcançada se o mesmo fosse formado por um único condutor, maciço, de diâmetro equivalente.

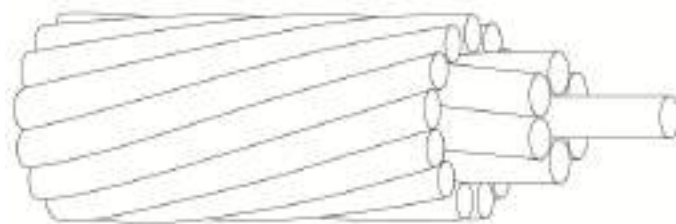


Figura 1.1. Representação de um segmento de cabo composto por duas camadas de fios condutores e um fio central.

Os fios condutores são constituídos, em sua maioria, por alumínio ou ligas de alumínio, podendo haver a combinação de mais de um tipo de material para a formação do cabo. As formações tipicamente utilizadas são os condutores de alumínio puro (designado pela sigla CA, em inglês, AAC - *all aluminum conductor*), condutores de liga de alumínio (CAL, em inglês, AAAC - *all aluminum alloy conductor*), condutores de alumínio com alma de aço (CAA, em inglês, ACSR - *aluminum conductor steel reinforced*) e os condutores de alumínio com alma de liga de alumínio (ACAR - *aluminum conductor alloy reinforced*). Novas tecnologias vêm sendo ainda utilizadas

para o desenvolvimento de novos cabos, como os cabos termo-resistentes, capazes de operar sob elevadas temperaturas.

Os cabos CAA, alvo de estudo desta dissertação, são um dos tipos mais utilizados em linhas de transmissão aéreas, formados por condutores de alumínio sobrepostos em camadas encordoadas sobre um núcleo de fios de aço também encordoados. O núcleo de aço, também designado como “alma” do cabo, fornece ao cabo resistência às tensões mecânicas com baixa condutividade, enquanto as camadas de alumínio oferecem alta condutividade para transmissão de energia.

Em cabos CAA compostos por três camadas de alumínio, como é o caso dos condutores comerciais *Tern*, *Rail*, *Bluejay* etc., há um fenômeno eletromagnético decorrente da magnetização do núcleo de aço, com implicações sobre a resistência elétrica do cabo e na redistribuição de corrente entre as camadas de alumínio, que se sobrepõe ao *efeito pelicular*. A este fenômeno eletromagnético é dado o nome de “efeito transformador”, descrito por BARRETT *et al.* (1986), MORGAN *et al.* (1994, 1996, 1997), MORGAN e FINDLAY (1991) e MORGAN (2003, 2013).

Em um estudo sobre o comportamento térmico de cabo condutores, realizado sobre um cabo CAA do tipo *Tern* (45/7)¹ (composto por três camadas de alumínio, cujo perfil é representado na Figura 1.2), foi verificada uma distribuição irregular de temperatura entre as camadas do cabo quando submetido a correntes elevadas, 1600 e 2000 A. Os maiores valores de temperatura foram registrados na camada intermediária do cabo (termopar T2, ilustrado na Figura 1.2) seguida da camada externa (termopar T3) e da camada interna (termopar T1), chegando a uma diferença de 7,5 graus entre a camada interna e a intermediária (ABSI SALAS, 2012 e ABSI SALAS *et al.*, 2009, 2013).

O comportamento térmico indica uma distribuição irregular de corrente entre camadas do cabo como previsto pelo *efeito transformador* e retratado inicialmente por BARRETT *et al.* (1986), onde são apresentados resultados de medições experimentais da densidade de corrente superficial realizada em um condutor de cada camada de um cabo CAA do tipo *Grackle* (54/19), reproduzindo a distribuição de corrente indicada pelo estudo térmico.

¹ A designação “(45/7)” indica o número de condutores de alumínio (45) seguido do número de fios de aço (7) no cabo CAA.

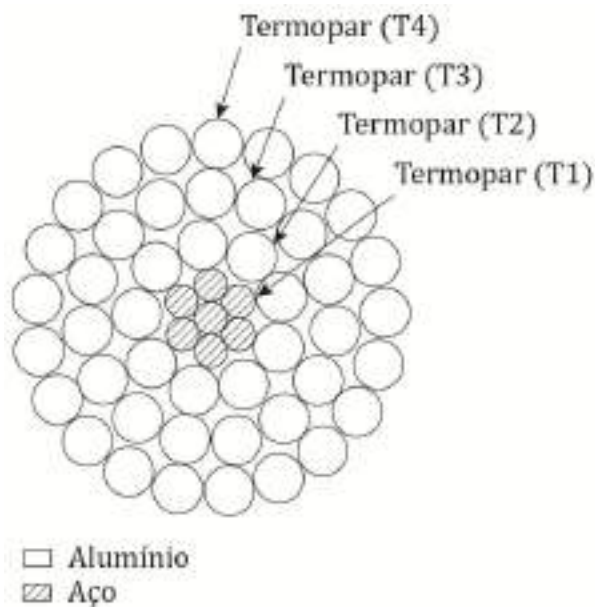


Figura 1.2. Esquema da seção transversal do cabo *Tern* e alocação dos termopares usados no estudo térmico.

Em BARRETT *et al.* (1986) é apresentado um novo modelo para o cálculo da resistência elétrica de cabos CAA, o qual representa os efeitos causados pelo encordoamento espiralado dos cabos através das indutâncias próprias e mútuas entre camadas produzidas pelos fluxos magnéticos longitudinais e circulares internos ao cabo. Os cálculos realizados apresentam boa precisão diante das medidas realizadas sobre o cabo *Grackle* (54/19), todas aquisitadas em poucos ciclos de 60 Hz, evitando o aquecimento dos condutores.

O desenvolvimento do modelo proposto por BARRETT *et al.* (1986) foi motivado pela discrepância entre as resistências medidas e calculadas em cabos CAA verificada por uma força tarefa da IEEE (*Institute of Electrical and Electronics Engineers*) relatada por DOUGLASS e KIRKPATRICK (1985). Os valores medidos excediam os calculados pelos métodos tradicionais, os quais utilizam fatores de correção a partir do modelo *tubular*, em erros de até três por cento para o caso de cabos CAA com três camadas de alumínio.

1.2. Motivação e Objetivos

As linhas de transmissão estão sujeitas a um limite de carregamento, associado à temperatura máxima de operação dos condutores estabelecida no projeto da linha, que visa assegurar a integridade dos condutores e a distância mínima de isolamento entre condutor e o solo.

Uma alternativa que vem sendo apresentada pelo Operador Nacional do Sistema Elétrico (ONS) às empresas do setor é o uso do Carregamento Dinâmico das Linhas de Transmissão (CDLT ou DLR – *Dynamic Line Rating*). O CDLT consiste na gestão da capacidade de operação das linhas de transmissão em tempo real, através do monitoramento das condições de operação da linha, como a distância de segurança condutor-solo, cuja viabilidade vem sendo prevista nos editais de leilão das linhas de transmissão.

Através do CDLT espera-se otimizar a capacidade operativa disponível do sistema de transmissão, de forma econômica e segura, como também a exploração da máxima da capacidade de transporte das linhas em situações conjunturais.

A operação sob um carregamento elevado, mesmo que sob monitoração da distância condutor-solo, contudo, requer um sólido conhecimento do comportamento térmico do cabo, a fim de garantir a integridade dos condutores e a operação segura da linha de transmissão.

A ação do *efeito transformador* sobre a resistência elétrica e a redistribuição de corrente entre camadas do cabo, diferente do *efeito pelicular*, varia com a corrente total conduzida, intensificada sob um maior nível de carregamento.

Enquanto a resistência elétrica do cabo para a temperatura limite de operação é utilizada na formulação para o cálculo da corrente máxima de operação, a redistribuição de corrente ocasionada pelo efeito exerce ação significativa no comportamento térmico do cabo sob níveis mais elevado de corrente, como observado no estudo térmico apresentado por ABSI SALAS (2012) e ABSI SALAS *et. al.* (2009, 2013).

O fenômeno assume assim um papel de grande relevância para o dimensionamento da capacidade de transporte das linhas de transmissão compostas por cabos CAA, tanto sob a regulação vigente quanto pela possível utilização do carregamento dinâmico e a exploração de níveis mais elevados de corrente.

O presente trabalho tem como objetivo a análise do comportamento eletromagnético de cabos CAA e sua representação através dos modelos existentes.

Para tanto, foi realizada uma série de ensaios de forma a analisar diferentes aspectos do comportamento do cabo sob o fenômeno. Foram realizados ensaios para o levantamento da permeabilidade magnética de um cabo de aço, levantamento do fator R_{ac}/R_{dc} e o levantamento da distribuição de corrente entre camadas de um cabo CAA

do tipo *Duck* (54/7), realizado de forma direta, utilizando sensores de corrente fio-a-fio, acompanhando o comportamento do cabo durante seu ciclo térmico.

1.3. Principais Contribuições do Trabalho

O cálculo da resistência elétrica de cabos CAA através do modelo proposto por BARRETT *et al.* (1986) requer um maior detalhamento das características do cabo condutor do que os necessários para o cálculo através do modelo *tubular*, como o passo de encordoamento de cada camada, resistividade elétrica dos fios de aço e a permeabilidade magnética da alma de aço em sua forma complexa, cujo comportamento varia entre amostras de cabo. No presente trabalho é feito o levantamento da permeabilidade magnética de um cabo de aço de configurações diferentes (número e diâmetro de fios de aço) aos já analisados experimentalmente em literatura. Desta forma torna-se possível analisar as variações no comportamento magnético de cabos de aço de diferentes configurações.

Deste ensaio é possível ainda analisar as variações no cálculo da resistência elétrica e da distribuição de corrente através do modelo de BARRETT *et al.* (1986) utilizando a permeabilidade magnética extraída dos diferentes cabos de aço. Esta análise é relevante para o cálculo da resistência elétrica de cabos CAA através do modelo de BARRETT *et al.* (1986) utilizando a permeabilidade de cabos de aço de configurações semelhantes.

Outro ensaio realizado no presente trabalho se dedica ao levantamento do fator R_{ac}/R_{dc} de um cabo CAA do tipo *Duck* sob diferentes níveis de corrente. Deste ensaio é possível comparar a precisão do cálculo da resistência elétrica do cabo através do modelo *tubular* e o proposto por BARRETT *et al.* (1986), sem dispor da permeabilidade magnética da alma do próprio cabo. Contribui-se também com a descrição dos procedimentos experimentais adotados para a realização do ensaio bem como para o levantamento dos parâmetros do cabo (passo de encordoamento de cada camada) e demais características necessárias para a utilização do modelo proposto por BARRETT *et al.* (1986).

Por fim, é destinado um ensaio para a medição da distribuição de corrente entre condutores e entre cada camada do cabo CAA do tipo *Duck*. O ensaio é realizado de forma inovadora, através de separadores instalados no cabo, possibilitando a medição da corrente tento-a-tento e entre camadas. Desta forma torna-se possível analisar as

diferenças entre as correntes conduzidas em cada fio, de forma direta. No ensaio realizado por BARRETT *et al.* (1986), utilizado para a validação de seu modelo, a medição é feita através da densidade de corrente na superfície de um fio de cada camada de um cabo CAA, desconsiderando as possíveis variações decorrentes das diferenças nas características físicas dos fios. O ensaio realizado por BARRETT *et al.* (1986) é realizado também durante poucos ciclos, evitando o aquecimento do cabo. No ensaio realizado na presente dissertação, a medição da corrente em cada tento é realizada ao longo do ciclo térmico do cabo, acompanhando, por meio de termopares instalados ao longo da superfície do cabo, o aquecimento do condutor. Desta forma é possível analisar a influência da temperatura na distribuição de corrente do cabo.

1.4. Estrutura do Trabalho

No capítulo 2 são apresentados os fenômenos eletromagnéticos presentes nos cabos CAA bem como os modelos eletromagnéticos utilizados para o cálculo da distribuição de corrente e resistência elétrica nestes cabos: o modelo *tubular* e o modelo proposto por BARRETT *et al.* (1986).

No Capítulo 3 são descritos os procedimentos realizados para as medições experimentais, os quais compreendem a medição da permeabilidade magnética complexa de uma amostra de cabo de aço, levantamento do fator R_{ac}/R_{dc} e da distribuição de corrente nos fios do cabo CAA do tipo *Duck* (54/7). A motivação bem como os objetivos de cada ensaio são apresentados.

No capítulo 4 são apresentados os resultados obtidos em cada ensaio realizado e análises pertinentes.

Por fim, são feitas algumas conclusões no capítulo 5, com sugestões de trabalhos futuros.

2. Aspectos do Campo Eletromagnético em Condutores CAA

A resistência elétrica de um condutor expressa unicamente em função da resistividade do material e das dimensões do fio condutor é decorrente de uma distribuição uniforme de corrente através do condutor, observada em circuitos sob corrente contínua. Em corrente alternada, a presença de campo magnético interno ao condutor induz tensões internas que alteram a distribuição radial de corrente, a qual recai diretamente sobre a resistência elétrica do condutor, como decorrente de um subaproveitamento da seção do condutor para a condução de corrente. O cálculo da resistência elétrica, neste caso, requer a representação do comportamento eletromagnético interno ao condutor.

No caso dos cabos encordoado com alma de aço, como os cabos CAA, além dos fenômenos eletromagnéticos presentes nos condutores homogêneos, a magnetização do seu núcleo traz uma maior complexidade para a reprodução do comportamento eletromagnético do cabo.

No presente capítulo serão apresentados dois principais fenômenos eletromagnéticos responsáveis pela redistribuição de corrente em cabos condutores, o efeito pelicular e efeito transformador e, em seguida, os modelos utilizados para representa-los em condutores CAA.

Outros fenômenos presentes neste tipo de cabo, como a Histerese e o Efeito de Proximidade (*Proximity Effect*) não serão abordados no presente trabalho.

2.1. Efeito Pelicular

A passagem de corrente elétrica através de um condutor cilíndrico longo e distante de quaisquer condutores que conduzam corrente produz um campo magnético circular B_ϕ , concêntrico ao eixo do condutor, presente tanto externamente quanto internamente a ele. As linhas de campo magnético formam um sistema de laços circulares fechados concêntricos, como representado na Figura 2.1, em um plano perpendicular à seção transversal do condutor.

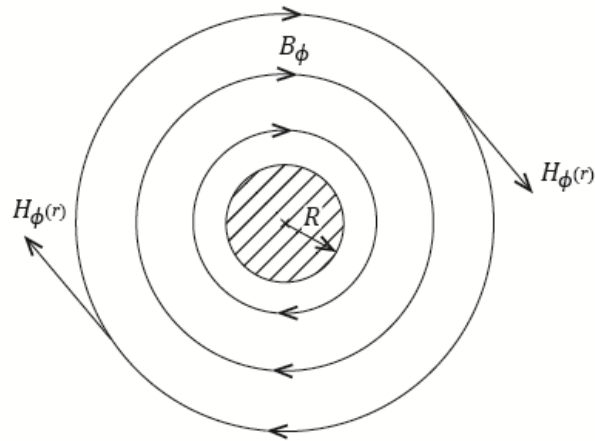


Figura 2.1 . Perfil transversal de um condutor com linhas de campo magnético externo.

Enquanto o fluxo magnético externo ao condutor o envolve completamente e contribui à reatância indutiva predominante do circuito, o fluxo magnético interno envolve gradativamente parcelas da corrente conduzida e produz sobre cada parcela uma reatância que se reduz à medida que a parcela da corrente envolvida aumenta, devido à redução do fluxo magnético envolvente, provocando uma variação da densidade de corrente na seção transversal do condutor.

Esta relação é usualmente explicada considerando o condutor cilíndrico como composto por filamentos longitudinais, paralelos entre si e ao eixo do condutor. O filamento localizado no centro do condutor é enlaçado por todo fluxo magnético, tanto interno quanto externo. Conforme caminhamos radialmente, em direção à superfície do condutor, o fluxo que enlaça os filamentos se reduz, de forma que o filamento localizado na superfície do condutor é enlaçado apenas pelo fluxo externo.

Como a queda de tensão deve ser a mesma para cada filamento e esta é composta pela queda ôhmica e pela tensão induzida pelo fluxo magnético alternado, a corrente nos filamentos se altera radialmente. A densidade de corrente no filamento localizado na superfície do condutor é máxima, pois não sofre reatância devido ao fluxo interno, e reduz à medida que se aproxima do eixo do condutor, pois recebe um gradativo aumento da reatância devido ao fluxo interno. A este fenômeno eletromagnético é dado o nome de *efeito pelicular*, ou *skin effect*.

A redistribuição de corrente descrita afeta a resistência elétrica efetiva do condutor, ao representar um subaproveitamento da seção transversal do condutor para a condução de corrente. Sob o efeito, a resistência elétrica torna-se superior ao seu valor sob corrente contínua, enquanto a reatância interna é reduzida.

O efeito depende da frequência de excitação, permeabilidade magnética e resistividade do material. O equacionamento da densidade de corrente e da resistência elétrica seguindo o efeito é apresentado no item 2.4, para o caso do condutor tubular.

2.2. Efeito Transformador

Da corrente conduzida através de um cabo encordado apenas uma pequena fração da corrente transita entre os fios, enquanto a maior parcela percorre o caminho helicoidal dos fios condutores. Segundo LEWIS e TUTTLE (1958) a parcela da corrente que segue o caminho helicoidal é superior a 85% na maioria dos casos. Para GOLDSCHMIT (1952), MORGAN (1965), MALAYAN (1971), FINDLAY e RIAZ (1972), e FINDLAY (1973) esta parcela é próxima a 100%.

A passagem de corrente através do caminho helicoidal produz um campo magnético longitudinal, interno ao cabo e paralelo ao seu eixo, tal qual um longo solenoide. A alternância no sentido de encordoamento entre camadas faz com que os campos magnéticos longitudinais formados por cada camada se oponham entre si. Em cabos com um número par de camadas de alumínio o campo magnético resultante é cancelado. Em cabos com um número ímpar de camadas o campo não é cancelado e intensificado pelas propriedades ferromagnéticas da alma de aço, ocasionando o “efeito transformador”.

Em cabos com uma única camada de alumínio o campo magnético gerado é produto de uma única camada, provocando perdas na alma de aço devido à histerese e correntes parasitas.

Em cabos com três camadas de alumínio, o campo magnético longitudinal é resultante dos campos gerados pelas três camadas. As camadas interna e externa produzem um campo em um sentido enquanto a camada intermediária produz em sentido oposto. O campo resultante é contrário ao campo gerado pela camada intermediária e a indução magnética consequente é favorável à corrente na camada, provocando nesta uma maior concentração de corrente, predominante ao *efeito pelicular*, além das perdas na alma, como ocorre no caso de uma camada de alumínio. (por histerese e correntes parasitas).

Por se assemelhar à formação de um fluxo magnético em um núcleo de um transformador, o efeito eletromagnético descrito é denominado como “efeito transformador” ou *transformer effect*.

Assim como o *efeito pelicular*, o *efeito transformador* provoca uma variação na resistência elétrica do cabo e, no caso de cabos com três camadas de alumínio, uma redistribuição de corrente entre as camadas de alumínio, afetando o comportamento térmico do cabo (ABSI SALAS *et al.*, 2009, 2013, e ABSI SALAS, 2012).

Como a permeabilidade magnética da alma de aço depende da intensidade do campo magnético e este é resultante da distribuição de corrente entre as camadas de alumínio, o efeito se intensifica com o aumento da corrente conduzida pelo cabo. A permeabilidade magnética do aço, por sua vez, é sensível às variações de temperatura e tração mecânica (MORGAN *et al.*, 1996), o que traz grande complexidade para a representação do fenômeno e sua implicação sobre a redistribuição de corrente e a resistência elétrica do cabo condutor.

2.3. Efeito do Encordoamento sobre a Resistência Elétrica em Corrente Contínua

Além dos efeitos eletromagnéticos *transformador* e *pelicular* descritos, o encordoamento dos cabos condutores influi sobre sua resistência elétrica, mesmo que sob corrente contínua.

O caminho helicoidal estabelecido pelos fios encordoados possui um comprimento superior ao do cabo condutor e a passagem de corrente seguindo este caminho, como defendido por GOLDSCHMIT (1952), MORGAN (1965), MALAYAN (1971), FINDLAY e RIAZ (1972), e FINDLAY (1973), acarreta no acréscimo ao comprimento a ser percorrido pela corrente, alterando assim a resistência elétrica de cada camada e, conseqüentemente, a do cabo condutor.

Seja o caminho helicoidal H , de raio R_m e passo p , a trajetória do caminho é descrito na forma:

$$\ell_{(\phi)} = R_m \cos \phi \hat{i} + R_m \sin \phi \hat{j} + \frac{p}{2\pi} \phi \hat{k} \quad (2.1)$$

sendo R_m o raio médio da camada, p o passo de encordoamento da camada, $\Delta \ell$ o comprimento do cabo e o parâmetro ϕ limitado em: $0 \leq \phi \leq 2\pi \frac{\Delta \ell}{p}$. Os elementos \hat{i} , \hat{j} e \hat{k} representam os vetores unitários nas direções dos eixos x, y e z, respectivamente, no sistema de coordenadas cartesianas tridimensional. O caminho é representado na Figura 2.2, em um passo de 10 unidades e raio médio de 5 unidades.

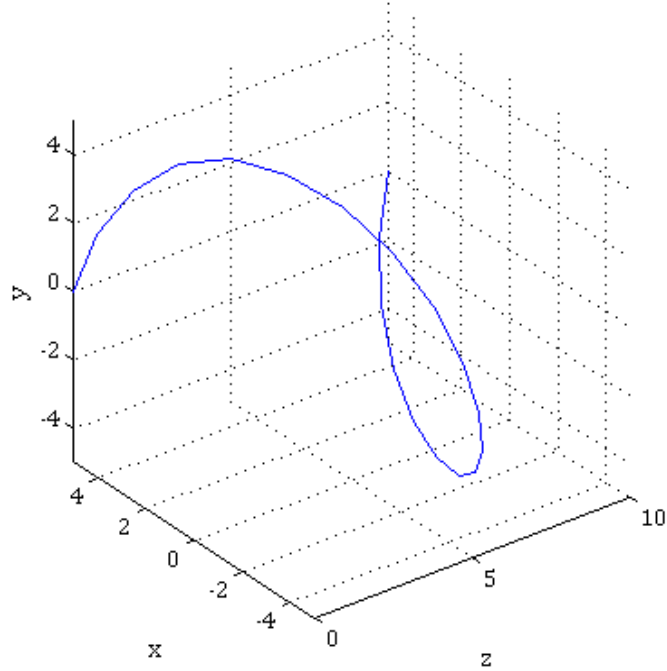


Figura 2.2. Caminho helicoidal com passo de 10 unidades e raio de 5 unidades.

O comprimento do caminho helicoidal em um metro do cabo encordado ($\Delta\ell = 1\text{m}$) é dado pela seguinte integral:

$$\int_H ds = \int_0^{\frac{2\pi\Delta\ell}{p}} \|\ell'(\phi)\| d\phi. \quad (2.2)$$

A derivada da função parametrizada $\ell(\phi)$, por sua vez, é dada por:

$$\ell'(\phi) = -R_m \sin \phi \hat{i} + R_m \cos \phi \hat{j} + \frac{p}{2\pi} \hat{k} \quad (2.3)$$

portanto:

$$\|\ell'(\phi)\| = \sqrt{R_m^2 \sin^2 \phi + R_m^2 \cos^2 \phi + \left(\frac{p}{2\pi}\right)^2} \quad (2.4)$$

$$= \sqrt{R_m^2 (\sin^2 \phi + \cos^2 \phi) + \left(\frac{p}{2\pi}\right)^2} \quad (2.5)$$

$$= \sqrt{R_m^2 + \left(\frac{p}{2\pi}\right)^2} = \sqrt{\frac{(2\pi R_m)^2 + p^2}{(2\pi)^2}} \quad (2.6)$$

e assim:

$$\|\ell'(\phi)\| = \frac{1}{2\pi} \sqrt{(2\pi R_m)^2 + p^2}. \quad (2.7)$$

Substituindo (2.7) em (2.2) teremos:

$$\int_0^{\frac{2\pi\Delta\ell}{p}} \|\ell'(\phi)\| d\phi = \int_0^{\frac{2\pi\Delta\ell}{p}} \frac{1}{2\pi} \sqrt{(2\pi R_m)^2 + p^2} d\phi \quad (2.8)$$

$$= 2\pi \frac{\Delta\ell}{p} \frac{1}{2\pi} \sqrt{(2\pi R_m)^2 + p^2} \quad (2.9)$$

$$= \frac{\Delta\ell}{p} \sqrt{(2\pi R_m)^2 + p^2} = \Delta\ell \sqrt{\frac{(2\pi R_m)^2 + p^2}{p^2}} \quad (2.10)$$

$$= \Delta\ell \sqrt{1 + \left(\frac{2\pi R_m}{p}\right)^2}. \quad (2.11)$$

Para um metro do cabo ($\Delta\ell = 1$ m) teremos:

$$\int_H^{\frac{2\pi}{p}} ds = \int_0^{\frac{2\pi}{p}} \|\ell'(\phi)\| d\phi = \sqrt{1 + \left(\frac{2\pi R_m}{p}\right)^2}. \quad (2.12)$$

O resultado de (2.12) é chamado em BARRETT (1989) como fator de incremento devido ao encordoamento, utilizado para o cálculo do peso e de resistência elétrica de cabos encordoados.

A resistência elétrica de uma camada em um metro de cabo será, portanto:

$$R_{dc,L} = \frac{\rho_T}{A} \sqrt{1 + \left(\frac{2\pi R_m}{p}\right)^2} \Omega/\text{m} \quad (2.13)$$

também encontrada na forma:

$$R_{dc,L} = \frac{\rho_T}{A} \sqrt{1 + \left[\frac{\pi(D-d)}{p} \right]^2} \Omega/\text{m} \quad (2.14)$$

sendo a área da camada $A = n \pi R^2 \text{ m}^2$, R o raio do fio condutor em metros, n o número de fios na camada, D o diâmetro externo da camada em metros, d o diâmetro do fio condutor.

A resistividade do material para uma dada temperatura T é dada por:

$$\rho_T = \rho[1 + \beta(T - 20)] \Omega \cdot \text{m}^2/\text{m} \quad (2.15)$$

sendo ρ a resistividade do material para 20°C , em $\Omega \cdot \text{m}^2/\text{m}$, e β o coeficiente de correção da resistividade com a temperatura, em $^\circ\text{C}^{-1}$.

Resistência elétrica do cabo sob corrente contínua é equivalente à associação da resistência de cada camada em paralelo.

Para um cabo com n camadas de alumínio e m camadas de aço, a resistência sob corrente contínua é dada por:

$$R_{dc} = \left(\sum_n \frac{1}{R_{dc,a}} + \sum_m \frac{1}{R_{dc,s}} \right)^{-1} \Omega/\text{m} \quad (2.16)$$

sendo $R_{dc,a}$ e $R_{dc,s}$ a resistência elétrica da camada de alumínio a e da camada da alma de aço s , sob corrente contínua.

2.4. Modelo Tubular e Fatores de Correção

Em cabos encordoados o *efeito pelicular* não afeta cada fio isoladamente, mas sim como se cada tento fosse uma parcela de um condutor sólido equivalente, de mesmo diâmetro do cabo encordoado. A ação do *efeito pelicular* sobre a resistência elétrica do cabo e sobre sua distribuição de corrente pode ser calculada aproximando-o a um condutor sólido, de diâmetro equivalente (KENNELLY *et al.*, 1915).

No caso dos cabos CAA, devido à alta condutividade do alumínio em relação ao aço, somado à presença do *efeito pelicular*, a passagem de corrente ocorre quase que exclusivamente pelas camadas de alumínio. O cálculo do *efeito pelicular* sobre o cabo pode ser feito aproximando-o a um condutor tubular, sólido, de raio interno e externo

iguais ao raio da alma de aço e do próprio cabo encordado, respectivamente, como representado na Figura 2.3.

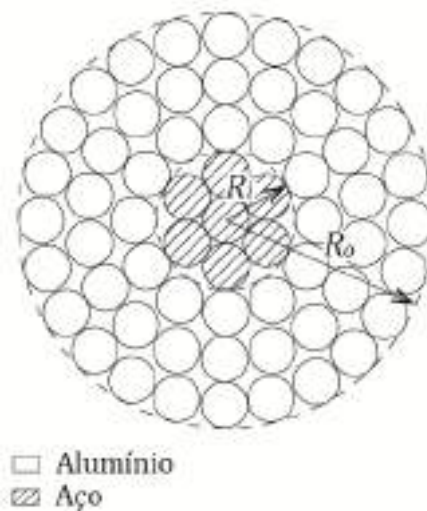


Figura 2.3. Seção transversal de um cabo CAA e raios correspondentes.

O erro no cálculo da resistência elétrica pela aproximação do modelo tubular é inferior a 1.44% para os condutores com quatro camadas de alumínio e inferior a 1.76% para condutores com duas camadas de alumínio (LEWIS e TUTTLE, 1958).

Para cabos CAA com três camadas de alumínio, como o representado na Figura 2.3, onde há a presença do *efeito transformador*, a resistência elétrica do cabo recebe um fator multiplicador de correção, definido experimentalmente, que é sobreposto ao *efeito pelicular* obtido pelo *modelo tubular* (DOUGLASS e KIRKPATRICK, 1985, ALUMINUM ASSOCIATION, 1989 e EPRI, 2005).

De acordo com ALUMINUM ASSOCIATION (1989) são estabelecidos dois fatores de correção, um para cabos de configuração 54/7 e 54/19, chamados de “*alta resistência mecânica*” (*high strength*), e para cabos de configuração 45/7, chamados de “*baixa resistência mecânica*” (*low strength*), ambos representados na Figura 2.4.

Em DOUGLASS e KIRKPATRICK (1985), sobre um grupo maior de amostras, é estabelecido um fator representativo para todas as configurações de três camadas de alumínio, representado na Figura 2.4.

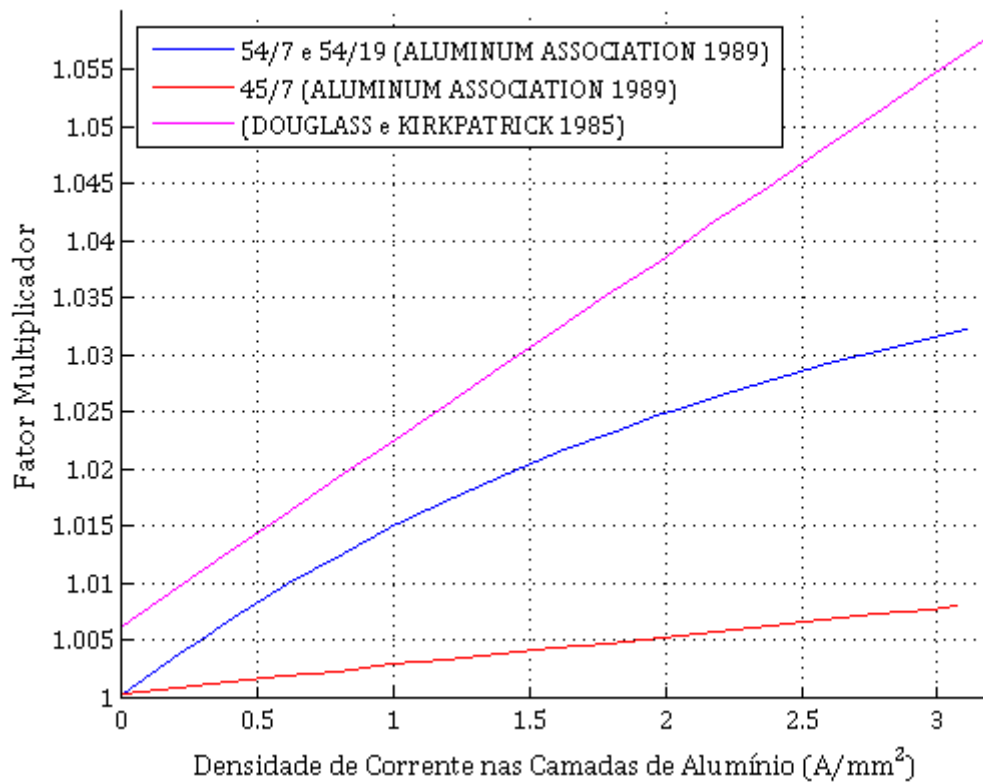


Figura 2.4 . Fatores multiplicadores para cabos CAA de três camadas de alumínio devido ao *efeito transformador*.

Para cabos com apenas uma camada de alumínio o *efeito transformador* é ainda mais significativo, não tendo sido estabelecidos fatores de correção capazes de representar a variação da resistência com a corrente conduzida como estabelecido para cabos de três camadas de alumínio. Neste caso, é aconselhada a utilização de valores tabelados em substituição ao modelo tubular (DOUGLASS e KIRKPATRICK, 1985, ALUMINUM ASSOCIATION, 1989 e EPRI, 2005).

A distribuição radial de corrente $J(r)$ e a variação da resistência elétrica sob efeito pelicular, representado sob a forma do fator R_{ac}/R_{dc} segundo o modelo são calculadas como a um condutor tubular maciço. Sua demonstração é feita no ANEXO A, elaborado em valores fasoriais e desconsiderando a densidade de corrente de deslocamento.

2.4.1. Cálculo da Densidade Radial de Corrente no Cabo Condutor

A densidade radial de corrente no cabo condutor, conforme a formulação de SCHELKUNOFF (1934) demonstrada no ANEXO A da presente dissertação, é descrita pela expressão (2.17):

$$J_z(r) = \frac{kI}{2\pi R_o D} [K_1(kR_i)I_0(kr) + I_1(kR_i)K_0(kr)]. \quad (2.17)$$

sendo R_o e R_i o raio do cabo e da sua alma de aço, respectivamente. I_0 e I_1 são funções de Bessel modificadas de primeira espécie, de primeira e segunda ordem, respectivamente. K_1 e K_0 são funções de Bessel modificadas de segunda espécie, de primeira e segunda ordem. O fator k é o inverso da profundidade complexa de penetração, definido pela equação (2.20), e D uma constante definida pela equação (2.19).

$$k = \sqrt{\frac{j\omega\mu}{\rho}} \quad (2.18)$$

$$D = I_1(kR_o)K_1(kR_i) - I_1(kR_i)K_1(kR_o). \quad (2.19)$$

Outras formulações são propostas em DWIGHT (1918, 1922 e 1923) e simplificações são propostas em MORGAN *et al.* (2000).

Para o caso do cabo CAA *Grackle* (54/19), de três camadas de alumínio, de diâmetro externo de 33.9 mm, diâmetro da alma de aço de 11.3 mm, alimentado com uma corrente de 1608 A a 60 Hz, considerando a resistividade do alumínio de 0,02818 $\Omega \text{ mm}^2/\text{m}$, pela equação (2.17) teríamos a distribuição radial de densidade de corrente no cabo como representado na Figura 2.5:

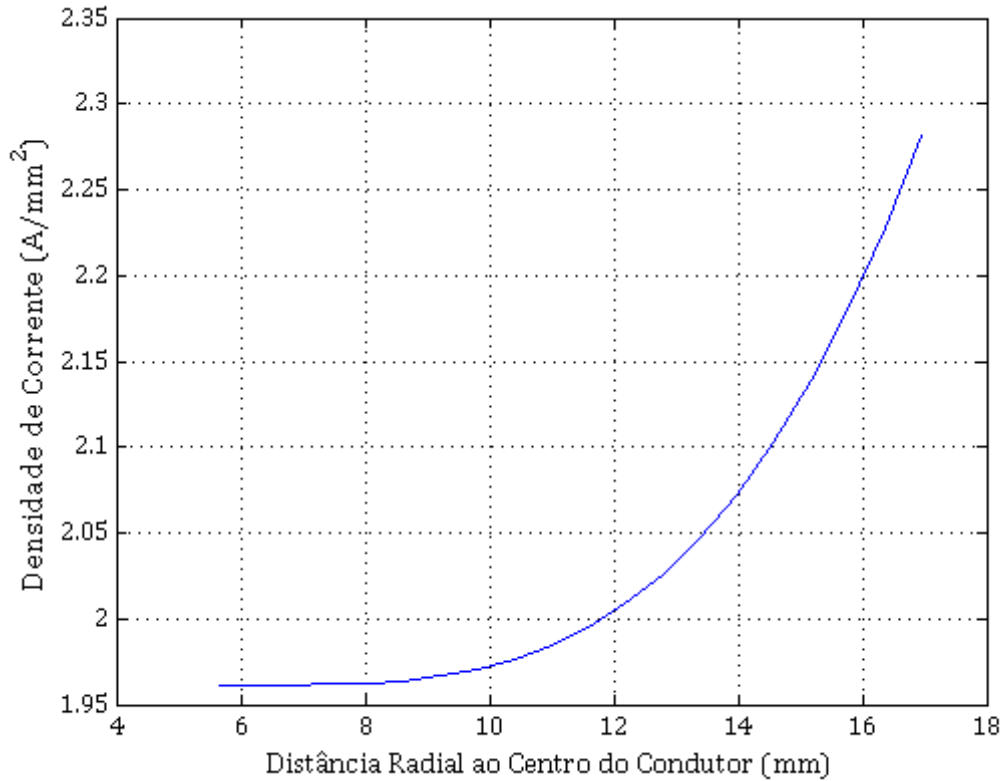


Figura 2.5 . Distribuição radial da densidade de corrente do cabo *Grackle* para corrente de 1608 A.

2.4.2. Cálculo do Fator R_{ac}/R_{dc}

A resistência elétrica do condutor tubular, segundo a formulação demonstrada no ANEXO A da presente dissertação, é calculada conforme a expressão (2.20):

$$R_{ac} = \text{Re}(Z_{int}) = \text{Re} \left\{ \rho \frac{k}{2\pi R_o D} \left[K_1(kR_i) I_0(kR_o) + I_1(kR_i) K_0(kR_o) \right] \right\} \quad (2.20)$$

sendo R_o e R_i o raio do cabo e da sua alma de aço, respectivamente. O fator k e a constante D são descritos pelas equações (2.20) e (2.19), respectivamente.

A resistência elétrica do mesmo condutor quando sob corrente contínua é dada pela resistividade do material e de suas dimensões: raios interno e externo, R_i e R_o :

$$R_{dc} = \rho \frac{\Delta \ell}{A} = \rho \frac{\Delta \ell}{\pi(R_o^2 - R_i^2)} \quad (2.21)$$

A razão entre as resistência sob corrente alternada R_{ac} e sob corrente contínua R_{dc} representa a variação da resistência elétrica do cabo pelo *efeito pelicular*.

Pelo modelo tubular assume-se que o efeito pelicular no condutor tubular é semelhante ao fenômeno em cabos CAA. O fator R_{ac}/R_{dc} é aplicado sobre a resistência do cabo CAA sob corrente contínua, representado na equação (2.16), que considera o acréscimo no comprimento de cada camada sobre a resistência elétrica do cabo.

Seguindo o modelo, para o cabo *Grackle* (54/19) descrito anteriormente, teremos a impedância interna no valor complexo de $37,03 + j15,08 \text{ m}\Omega/\text{km}$. A resistência elétrica sob corrente alternada é portanto de $37,03 \text{ m}\Omega/\text{km}$. A resistência elétrica sob corrente contínua por sua vez é de $35,12 \text{ m}\Omega/\text{km}$. O fator R_{ac}/R_{dc} é, portanto, de 1,0543.

Como o cabo *Grackle* possui três camadas de alumínio, o modelo adota o fator de correção sobre a resistência elétrica do cabo devido à presença do *efeito transformador*.

Para a corrente de 1450 A, o fator de correção é de 1,0451 segundo DOUGLASS e KIRKPATRICK (1985). O fator R_{ac}/R_{dc} torna-se portanto 1,1018.

Segundo ALUMINUM ASSOCIATION (1989) o fator de correção para este nível de corrente é de 1,0279. Neste caso, o fator R_{ac}/R_{dc} torna-se 1,0837.

De acordo com BARRETT et al. (1986), o fator R_{ac}/R_{dc} medido para o cabo *Grackle* com a corrente de 1450 é de 1,0716, o que representa um erro de 2,82 % utilizando-se do modelo tubular e o fator multiplicador de DOUGLASS e KIRKPATRICK (1985), e um erro de 1,13 % utilizando o fator multiplicador de ALUMINUM ASSOCIATION (1989).

O erro obtido pelo modelo sugerido por BARRETT et al. (1986), por sua vez, é de apenas 0,13%.

2.5. Modelo de Barrett para Cálculo da Resistência Elétrica de Cabos CAA

O modelo proposto por BARRETT et al. (1986) representa cada camada do cabo em um circuito equivalente, com acoplamentos eletromagnéticos entre camadas e a alma de aço em termos das indutâncias devido aos fluxos magnéticos circulares e longitudinais internos ao cabo, descrevendo a queda de tensão superficial do cabo. Na Figura 2.5 são representados os circuitos equivalentes do modelo, para um cabo de três camadas de alumínio.

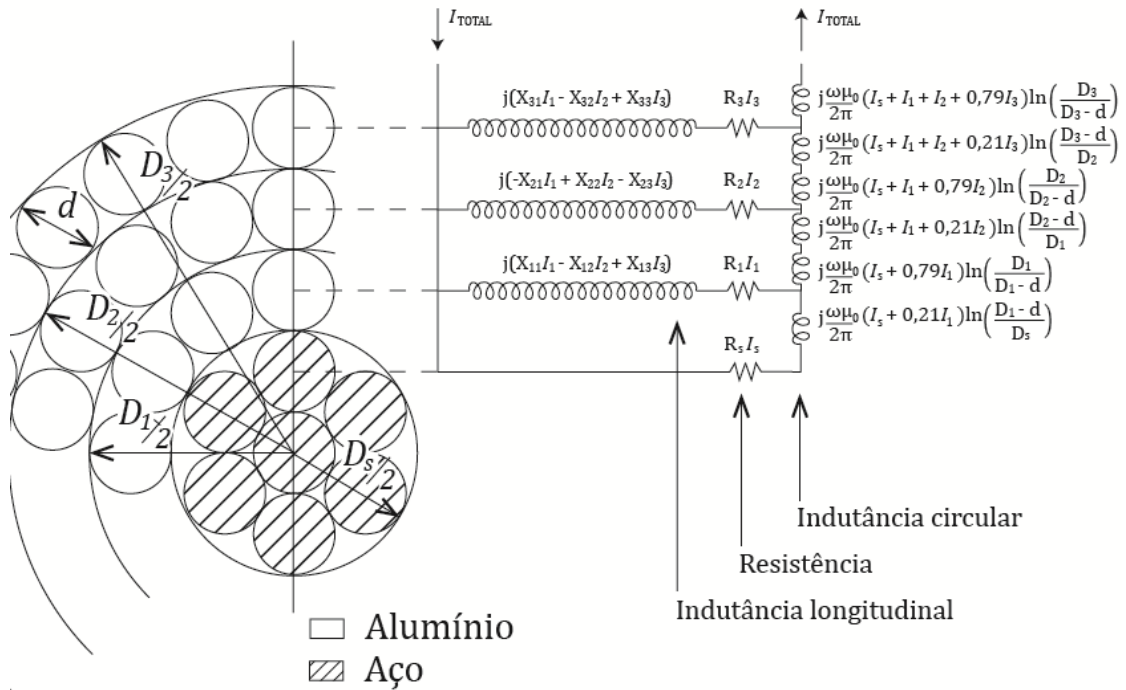


Figura 2.6. Esquema dos circuitos elétrico proposto por BARRETT (1986) para representar um cabo CAA de 3 camadas de alumínio.

Por incluir o fluxo magnético formado no núcleo de aço, o sistema de equações formado pelo circuito de cada camada torna-se não linear, cujas variáveis consistem nas correntes em cada camada e a queda de tensão na superfície do cabo.

O campo magnético longitudinal formado pela corrente conduzida através do caminho helicoidal dos condutores, segundo o modelo, é semelhante ao formado por um longo solenoide, ou seja:

$$H_z = \frac{N}{\Delta\ell} I \quad \text{A/m} \quad (2.22)$$

sendo N o número de espiras, $\Delta\ell$ o comprimento analisado em metros, e I a corrente na camada ou no solenoide.

O número de espiras N é equivalente ao comprimento $\Delta\ell$ pelo passo de encordoamento λ .

Para uma camada p , teremos:

$$H_z = \frac{I_p}{\lambda_p} \quad \text{A/m} \quad (2.23)$$

sendo λ_p o passo de encordoamento da camada p , em metros.

O cálculo do fluxo magnético interno à camada é feito considerando a corrente concentrada no seu raio médio R_m , teremos assim:

$$\Phi = \int_S B ds = \int_S \mu H ds \text{ Wb} \quad (2.24)$$

sendo B a densidade de fluxo magnético em Wb/m², μ a permeabilidade magnética em H/m.

A permeabilidade magnética assume dois valores na integral da equação (2.24), um para a alma de aço μ_s e um para as camadas de alumínio e ar, de mesmo valor da permeabilidade magnética do vácuo μ_0 . Como o campo magnético é constante na equação (2.24), obtemos da integral da superfície o produto da permeabilidade magnética pela área onde a grandeza é característica, ou seja:

$$\Phi = H \int_S \mu ds = \frac{I_p}{\lambda_p} \int_S \mu ds = \frac{I_p}{\lambda_p} [\mu_s A_s + \mu_0 (A_c - A_s)] \text{ Wb} \quad (2.25)$$

sendo A_s a área do núcleo do aço, A_c a área interna da camada, ambos em m².

A área do núcleo do aço é composta pela área da seção transversal dos fios que o compõem, ou seja:

$$A_s = n_s \frac{\pi d_s^2}{4} \text{ m}^2 \quad (2.26)$$

sendo d_s o diâmetro do fio de aço em metros e n_s o número de fios de aço na alma do cabo.

Já área interna da camada consiste na área circular, concêntrica ao cabo, de raio igual ao raio médio da camada, ou seja:

$$A_c = \pi R_m^2 = \pi \left(\frac{D_p - d_{al}}{2} \right)^2 = \pi \frac{(D_p - d_{al})^2}{4} \text{ m}^2 \quad (2.27)$$

sendo R_m o raio médio da camada, D_p o diâmetro externo da camada p e d_{al} o diâmetro do fio de alumínio, todos em metros.

A tensão induzida pelo fluxo magnético é dada por:

$$V = N \frac{d\Phi}{dt} \text{ V.} \quad (2.28)$$

Como N é equivalente ao comprimento $\Delta\ell$ pelo passo de encordoamento λ , para o comprimento de 1 metro ($\Delta\ell = 1$), teremos:

$$V = 1/\lambda \frac{d\Phi}{dt} = j\omega\Phi/\lambda = jXI \quad V. \quad (2.29)$$

A reatância indutiva em uma camada p pelo fluxo gerado pela própria camada será:

$$X_{pp} = \omega\Phi_p/\lambda_p I_p = \omega[\mu_s A_s + \mu_0(A_c - A_s)]/\lambda_p^2. \quad (2.30)$$

Já a tensão induzida em uma camada q pelo fluxo gerado pela camada p , em um metro de comprimento, é dado por:

$$V_{qp} = N_q \frac{d\Phi_p}{dt} = 1/\lambda_q \frac{d\Phi_p}{dt} = j\omega\Phi_p/\lambda_q = jX_{qp} I_p \quad V. \quad (2.31)$$

A reatância indutiva neste caso será:

$$X_{qp} = X_{pq} = \omega\Phi_p/\lambda_q I_p = \omega[\mu_s A_s + \mu_0(A_c - A_s)]/\lambda_q \lambda_p. \quad (2.32)$$

Neste caso A_c assume na equação (2.32) a área comum entre as duas camadas, ou seja:

$$A_c = \begin{cases} \frac{\pi}{4}(D_q - d)^2, & \text{se } D_q < D_p \\ \frac{\pi}{4}(D_p - d)^2, & \text{se } D_p < D_q \end{cases}. \quad (2.33)$$

O campo circular, por sua vez, calculado pelo modelo de forma semelhante ao campo externo ao condutor cilíndrico percorrido por uma corrente, ou seja:

$$H_\phi = \frac{I}{2\pi r} \quad \text{A/m}. \quad (2.34)$$

O fluxo circular interno, limitado entre o raio interno R_i da camada e o seu raio médio R_m , segundo o modelo, será:

$$\Phi_{interno} = \int_s B_\phi ds = \int_s \mu H_\phi ds = \int_s \mu_0 \frac{I}{2\pi r} ds = \int_{R_i}^{R_m} \int_0^{\Delta\ell} \mu_0 \frac{I}{2\pi r} dr dz \quad (2.35)$$

$$= \frac{I}{2\pi} \mu_0 \int_{R_i}^{R_m} \int_0^{\Delta \ell} \frac{1}{r} dr dz = \frac{I}{2\pi} \mu_0 \Delta \ell \int_{R_i}^{R_m} \frac{1}{r} dr = \frac{I}{2\pi} \mu_0 \Delta \ell \ln \left(\frac{R_m}{R_i} \right). \quad (2.36)$$

Como:

$$R_m = (D - d)/2 \quad (2.37)$$

sendo D o diâmetro da camada, d o diâmetro do fio condutor da camada, ambos em metros. Para uma camada p , para o comprimento de um metro, a equação (2.36) pode ser reescrita na forma:

$$\Phi_{interno} = \frac{I_p}{2\pi} \mu_0 \ln \left[\frac{(D_p - d)/2}{D_i/2} \right] = \frac{I_p}{2\pi} \mu_0 \ln \left(\frac{D_p - d}{D_i} \right) \text{ Wb.} \quad (2.38)$$

O fluxo externo à camada p , entre o raio médio R_m e seu raio externo R_p , para o comprimento de um metro, por sua vez, será:

$$\Phi_{externo} = \frac{I_p}{2\pi} \mu_0 \ln \left(\frac{R_o}{R_m} \right) = \frac{I_p}{2\pi} \mu_0 \ln \left(\frac{D_p}{D_p - d} \right) \text{ Wb.} \quad (2.39)$$

A indutância de uma camada p devido ao fluxo circular interno e externo da própria camada é, portanto:

$$L_{\phi interno} = \frac{\Phi_{interno}}{I_p} = \frac{\mu_0}{2\pi} \ln \left(\frac{D_p - d}{D_i} \right) \text{ H} \quad (2.40)$$

$$L_{\phi externo} = \frac{\Phi_{externo}}{I_p} = \frac{\mu_0}{2\pi} \ln \left(\frac{D_p}{D_p - d} \right) \text{ H} \quad (2.41)$$

Devido à assimetria das áreas das seções transversais dos condutores internas e externas ao raio médio da camada, S_i e S_o , respectivamente, representadas na Figura 2.7, a contribuição da corrente de uma determinada camada sobre os fluxos interno e externo descritos nas equações (2.38) e (2.39) são sobre e subestimados, respectivamente.

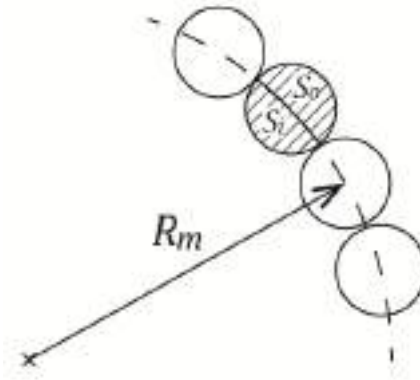


Figura 2.7 . Esquema da área das seções transversais interna e externa do condutor.

De acordo com BARRETT *et al.* (1986), no caso de cabos CAA *Grackle*, esta contribuição sobre o fluxo magnético interno e externo, respectivamente, é de 21% e 79% para as três camadas de alumínio. A formulação utilizada para o cálculo destes valores, entretanto, não são apresentadas.

Em MORGAN *et al.* (1994) é proposta uma formulação para o cálculo dos fatores para cada camada do cabo segundo sua geometria. A razão do fluxo interno ao fluxo total, segundo a referência, é dada por:

$$\frac{\phi_i}{\phi_t} = \frac{S_i}{S_t} \frac{A_i}{A_t} \frac{R_o}{R_m} \quad (2.42)$$

sendo R_o o raio externo da camada, R_m o raio médio da camada, ambos em metros, A_i a área tubular entre o raio interno R_i e raio médio R_m da camada, A_t a área tubular entre o raio interno R_i e raio externo R_o da camada, S_t a área da seção transversal do condutor e S_i a área da seção transversal do condutor interna ao raio médio R_m da camada, em m^2 .

A área tubular A_i é dado por:

$$A_i = \pi [R_m^2 - (R_o - d)^2] \quad m^2 \quad (2.43)$$

sendo d o diâmetro do fio condutor da camada em metros.

A área tubular A_t , por sua vez, é dada por:

$$A_t = \pi (R_o^2 - R_i^2) \quad m^2. \quad (2.44)$$

A área da seção interna S_i , representada na Figura 2.7, é dada por:

$$S_i = \pi r^2 - S_o \text{ m}^2 \quad (2.45)$$

sendo S_o a área seção externa ao raio médio R_m da camada em m^2 e S_o calculada segundo a equação (2.46):

$$S_o = \frac{1}{2} [R_c^2 (\alpha - \sin \alpha) - R_m^2 (\beta - \sin \beta)] \text{ m}^2 \quad (2.46)$$

sendo R_c o raio do fio condutor da camada, em metros.

Os ângulos α e β , representados na Figura 2.8, são calculados conforme as equações (2.47) e (2.49).

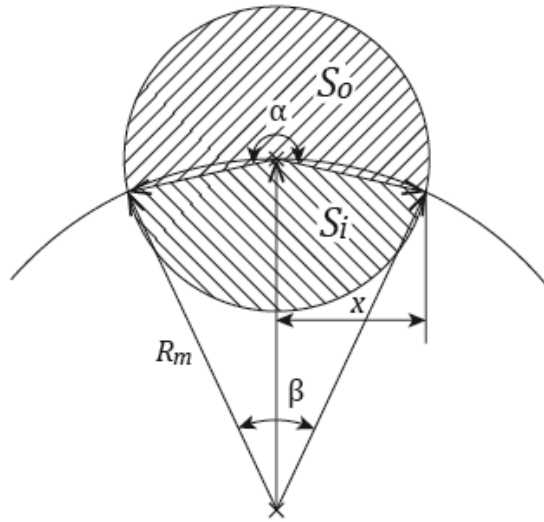


Figura 2.8 . Seção transversal do fio condutor e seções internas e externas ao raio médio R_m .

O ângulo α é dado por:

$$\alpha = 2\pi - 2 \sin^{-1} \left(\frac{x}{R_c} \right) \text{ rad} \quad (2.47)$$

sendo x o comprimento entre o centro da seção transversal do condutor e a interseção da seção do condutor com o raio médio da camada, representado na Figura 2.8, calculado pela equação (2.48):

$$x = R_c \sqrt{1 - \left(\frac{R_c}{2R_m} \right)^2} \text{ m.} \quad (2.48)$$

O ângulo β é definido por:

$$\beta = 2 \sin^{-1} \left(\frac{x}{R_m} \right). \quad (2.49)$$

Esta correção à contribuição da corrente sobre o fluxo magnético é incluída ao modelo através de fatores, aplicados sobre a corrente de cada camada em suas indutâncias devido ao fluxo circular, exemplificados nas equações a seguir, que compõe o sistema não linear do modelo.

As equações (2.50), (2.51), (2.52) e (2.53) representam a queda de tensão na superfície do cabo a partir da passagem de corrente em cada camada e na alma de aço, para o cabo CAA *Grackle* (54/19), seguindo o modelo proposto por BARRETT *et al.* (1986). Os fatores de correção de 0,21 e 0,79 para os fluxos magnético interno e externo de cada camada apresentadas por BARRETT *et al.* (1986) foram adotados.

$$\begin{aligned} V_s = & R_s I_s + j \frac{\omega \mu_0}{2\pi} (I_s + 0,21 I_1) \ln \left(\frac{D_1 - d}{D_s} \right) + j \frac{\omega \mu_0}{2\pi} (I_s + 0,79 I_1) \ln \left(\frac{D_1}{D_1 - d} \right) \\ & + j \frac{\omega \mu_0}{2\pi} (I_s + I_1 + 0,21 I_2) \ln \left(\frac{D_2 - d}{D_1} \right) + j \frac{\omega \mu_0}{2\pi} (I_s + I_1 + 0,79 I_2) \ln \left(\frac{D_2}{D_2 - d} \right) \\ & + j \frac{\omega \mu_0}{2\pi} (I_s + I_1 + I_2 + 0,21 I_3) \ln \left(\frac{D_3 - d}{D_2} \right) \\ & + j \frac{\omega \mu_0}{2\pi} (I_s + I_1 + I_2 + 0,79 I_3) \ln \left(\frac{D_3}{D_3 - d} \right) \end{aligned} \quad (2.50)$$

$$\begin{aligned} V_1 = & R_1 I_1 + j X_{11} I_1 - j X_{12} I_2 + j X_{13} I_3 + j \frac{\omega \mu_0}{2\pi} (I_s + 0,79 I_1) \ln \left(\frac{D_1}{D_1 - d} \right) \\ & + j \frac{\omega \mu_0}{2\pi} (I_s + I_1 + 0,21 I_2) \ln \left(\frac{D_2 - d}{D_1} \right) + j \frac{\omega \mu_0}{2\pi} (I_s + I_1 + 0,79 I_2) \ln \left(\frac{D_2}{D_2 - d} \right) \\ & + j \frac{\omega \mu_0}{2\pi} (I_s + I_1 + I_2 + 0,21 I_3) \ln \left(\frac{D_3 - d}{D_2} \right) \\ & + j \frac{\omega \mu_0}{2\pi} (I_s + I_1 + I_2 + 0,79 I_3) \ln \left(\frac{D_3}{D_3 - d} \right) \end{aligned} \quad (2.51)$$

$$\begin{aligned}
V_2 = & R_2 I_2 - jX_{21} I_1 + jX_{22} I_2 - jX_{23} I_3 + j \frac{\omega \mu_0}{2\pi} (I_s + I_1 + 0,79 I_2) \ln \left(\frac{D_2}{D_2 - d} \right) \\
& + j \frac{\omega \mu_0}{2\pi} (I_s + I_1 + I_2 + 0,21 I_3) \ln \left(\frac{D_3 - d}{D_2} \right) \\
& + j \frac{\omega \mu_0}{2\pi} (I_s + I_1 + I_2 + 0,79 I_3) \ln \left(\frac{D_3}{D_3 - d} \right) \quad (2.52)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
V_3 = & R_3 I_3 + jX_{31} I_1 - jX_{32} I_2 + jX_{33} I_3 \\
& + j \frac{\omega \mu_0}{2\pi} (I_s + I_1 + I_2 + 0,79 I_3) \ln \left(\frac{D_3}{D_3 - d} \right) \quad (2.53)
\end{aligned}$$

sendo R_p a resistência elétrica de uma camada p por metro de comprimento, representado na equação (2.13) e (2.14).

As reatâncias X_{11} , X_{12} , X_{13} , X_{22} , X_{23} e X_{33} , são calculadas de acordo com a equação (2.32). A permeabilidade magnética do aço μ_s é levantada experimentalmente em sua forma complexa.

Além das equações (2.50), (2.51), (2.52) e (2.53), são utilizadas no sistema de equações do modelo as equações (2.54), (2.55) e (2.56) a seguir.

A queda de tensão vista pela alma de aço e pela primeira, segunda e terceira camada V_s , V_1 , V_2 e V_3 , respectivamente, possuem o mesmo valor, ou seja:

$$V_s = V_1 = V_2 = V_3. \quad (2.54)$$

O somatório das correntes em cada camada resulta na corrente total conduzida no cabo, de valor conhecido, cujo ângulo de fase pode ser utilizado como referência angular para os demais fasores. Teremos assim:

$$I_s + I_1 + I_2 + I_3 = I_{total}. \quad (2.55)$$

A intensidade do campo magnético resultante na alma de aço é dado por:

$$H_z = I_1/\lambda_1 - I_2/\lambda_2 + I_3/\lambda_3 \text{ A/m} \quad (2.56)$$

sendo λ_p o passo de encordoamento da camada p .

Pela solução do sistema obtêm-se a distribuição de corrente entre as diversas camadas do cabo como também a queda de tensão em sua superfície.

2.5.1. Condições Iniciais

A solução do sistema requer valores iniciais para suas variáveis, as quais podem assumir seus valores sob corrente contínua.

Pela queda de tensão superficial do cabo teremos:

$$V = I_1 R_1 = I_{total} R_{dc\ cabo} \quad (2.57)$$

Sendo $R_{dc\ cabo}$ a resistência elétrica do cabo sob corrente contínua, descrita na equação (2.16), e R_1 a resistência elétrica da primeira camada de alumínio do cabo, descrita na equação (2.13).

De (2.16) teremos:

$$I_1 = I_{total} \frac{R_{dc\ cabo}}{R_1} = I_{total} \frac{(1/R_s + 1/R_1 + 1/R_2 + 1/R_3)^{-1}}{R_1} \quad (2.58)$$

$$= \frac{I_{total}}{R_1(1/R_s + 1/R_1 + 1/R_2 + 1/R_3)} \quad (2.59)$$

e assim teremos:

$$I_1 = \frac{I_{total}}{1 + R_1(1/R_s + 1/R_2 + 1/R_3)} \text{ A.} \quad (2.60)$$

Como a queda de tensão é a mesma para as demais camadas, temos:

$$V = I_1 R_1 = I_2 R_2 \quad (2.61)$$

e, portanto:

$$I_2 = \frac{I_1 R_1}{R_2} \text{ A.} \quad (2.62)$$

Da mesma forma teremos:

$$I_3 = \frac{I_1 R_1}{R_3} \text{ A} \quad (2.63)$$

$$I_s = \frac{I_1 R_1}{R_s} \text{ A} \quad (2.64)$$

e

$$V = I_1 R_1 \text{ V/m} \quad (2.65)$$

As correntes I_s , I_1 , I_2 e I_3 e a queda de tensão V , descritos nas equações (2.60), (2.62), (2.63) e (2.64) consistem nas condições iniciais para as variáveis do sistema proposto pelo modelo de BARRETT *et al.* (1986).

2.5.2. Cálculo da Densidade de Corrente em Cabos CAA

Além da distribuição de corrente entre camadas, a variação radial da densidade de corrente em uma mesma camada pode ser estimada a partir do modelo de BARRETT *et al.* (1986) ou através do modelo proposto por MORGAN *et al.* (1994), o qual discretiza, a partir do formulação de BARRETT *et al.* (1986), a queda de tensão em cada camada em dez segmentos, obtendo dez valores para a densidade de corrente em cada camada.

Apesar de não apresentar a formulação, BARRETT *et al.* (1986) calcula a densidade de corrente em uma mesma camada para o seu raio médio, interno e externo. Para tanto, assume a densidade de corrente no raio médio da camada como igual à densidade constante da camada, ou seja:

$$J_{R_m} = \frac{I_p}{A_p} = \frac{I_p}{n_p \pi R_c^2} \quad (2.66)$$

sendo I_p e n_p a corrente e o número de fios na camada p , e R_c o raio do condutor na camada.

A densidade de corrente no raio externo e interno é dada pelas equações (2.67) e (2.68):

$$J_{R_i} = J_{R_m} - j\omega\Phi_{interno}/R_p A_p \quad (2.67)$$

$$J_{R_o} = J_{R_m} + j\omega\Phi_{externo}/R_p A_p \quad (2.68)$$

sendo R_p a resistência elétrica da camada p , descrita na equação (2.55) e A_p a área da camada p , descrita na equação (2.66).

Para o cabo CAA *Grackle* (54/19), descrito anteriormente, conduzindo uma corrente de 1608 A a 60 Hz, pelo modelo de BARRETT (1986), teríamos a distribuição radial de densidade de corrente no cabo como representado na Figura 2.9.

BARRETT *et al.* (1986), utiliza-se deste cálculo para comparar com a densidade de corrente superficial medida em um condutor de cada camada, também representada na Figura 2.9. O resultado sustenta o seu modelo, significativamente diferente dos resultados obtidos pelo *modelo tubular*, apresentado na Figura 2.5;

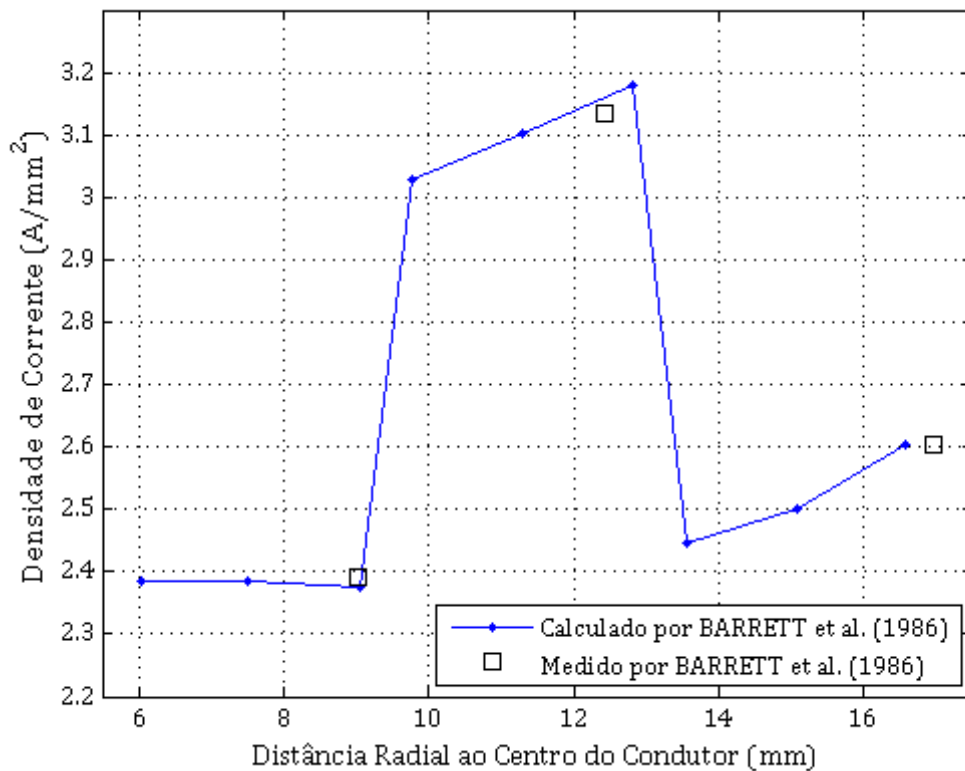


Figura 2.9 . Densidade de corrente em um cabo *Grackle* calculado e medido por BARRETT et al. (1986).

2.5.3. Cálculo da Resistência Elétrica Efetiva em Cabos CAA

A resistência elétrica do cabo é calculada a partir da parte real da queda de tensão superficial pela corrente total conduzida, ou seja:

$$R_{ac} = Re \left(\frac{V}{I_{total}} \right) \quad (2.69)$$

sendo V a queda de tensão na superfície do cabo, obtida pela solução do sistema de equações do modelo.

O fator R_{ac}/R_{dc} , segundo o modelo, é calculado pela razão da equação (2.69) por (2.16).

Na Figura 2.10 estão representados os fatores R_{ac}/R_{dc} calculados e medidos por BARRETT *et al.* (1986) para o cabo *Grackle* (54/19), para vários níveis de carregamento. São apresentados na mesma figura os fatores calculados através dos fatores propostos por DOUGLASS E KIRKPATRICK (1985) e ALUMINUM ASSOCIATION (1989).

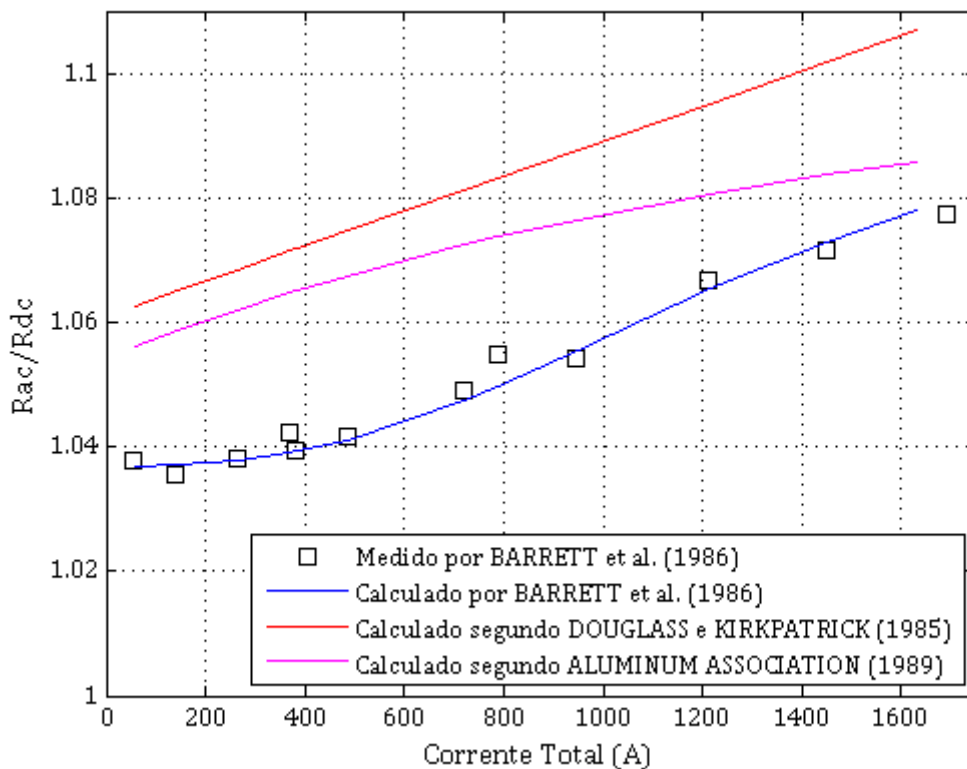


Figura 2.10. Fator R_{ac}/R_{dc} medido e calculado por BARRETT *et al.* (1986) para um cabo *Grackle* (54/19) em diversos carregamentos e o valor correspondente seguindo os demais modelos.

O erro médio percentual absoluto (EMPA) para a resistência elétrica calculado pelo modelo de BARRETT *et al.* (1986) foi de 0,14%, enquanto o erro obtido através do modelo *tubular* e fator multiplicador de DOUGLASS E KIRKPATRICK (1985) e ALUMINUM ASSOCIATION (1989) foi de 2,87% e 1,9%, respectivamente.

2.6. Discussão

Apesar de ambos os modelos apresentados possuírem uma complexa formulação, a implementação do modelo proposto por BARRETT *et al.* (1986) exige um esforço consideravelmente maior por descrever as séries de induções devido aos fluxos circulares e longitudinais, próprias e mútuas, entre camadas e o núcleo de aço.

Por incluir os efeitos da magnetização da alma de aço, é trazido ainda a não linearidade ao sistema de que descreve o modelo. Esta maior complexidade atribuída ao modelo é aparentemente retribuída em uma maior precisão, como indicada pela Figura 2.9, Figura 2.10 e nos cálculos realizados no item 2.5.3.

O modelo tubular, em contrapartida, não se dedica à descrição do campo magnético sobre a alma de aço, tão pouco à formulação das indutâncias decorrente da sua magnetização. No caso de cabos CAA sujeitos ao efeito transformador é destinado ao modelo apenas um fator de correção para o cálculo da resistência elétrica, de forma que a formulação da distribuição da densidade de corrente no condutor permaneça inalterada, alheia à distribuição de corrente consequente do efeito *transformador*.

O fator proposto por DOUGLASS e KIRKPATRICK (1985), por ser estabelecido sobre um amostra mais genérica, apresenta um maior erro médio percentual absoluto do que o proposto por ALUMINUM ASSOCIATION (1989), agrupado em dois grupos de amostras de concentrações de aço semelhantes.

Vale ainda ressaltar que a permeabilidade magnética complexa da alma de aço é uma das grandezas utilizadas no modelo que necessita ser levantada experimentalmente, por variar entre amostras de cabos de aço. As possíveis variações desta grandeza magnética em cabos de aço de configuração distintas e seu impacto sobre a representação do comportamento elétrico é uma das análises destinadas nesta dissertação.

3. Ensaaios Realizados

Como proposta do presente trabalho foi realizada uma série de ensaios a fim de analisar o comportamento eletromagnético de cabos CAA. Um ensaio foi realizado para o levantamento da permeabilidade magnética complexa de um cabo de aço e, sobre um cabo CAA do tipo *Duck* (54/7), foram realizados ensaios para o levantamento de seu fator R_{ac}/R_{dc} e para a medição da distribuição de corrente entre suas camadas de alumínio. Todos os ensaios foram realizados no Laboratório de Propriedades Elétricas e Magnéticas, do CEPTEL, em ambiente e temperatura controlados (23°C).

Neste capítulo serão apresentados os procedimentos e arranjos utilizados para a realização dos ensaios propostos. Os resultados e análises dos ensaios estão apresentados no capítulo 4.

3.1. Permeabilidade Magnética do Aço

O ensaio para o levantamento da permeabilidade magnética complexa de um núcleo de aço tem como objetivo a análise desta grandeza em um cabo de configurações (número de fios, passo de encordoamento e diâmetro) diferente ao já analisado por BARRETT *et al.* (1986) e MORGAN *et al.* (1996). Utilizando a permeabilidade levantada e as apresentadas nas duas referências será analisado o impacto das variações destas grandezas sobre o cálculo da resistência elétrica e distribuição de corrente, confrontados com valores medidos.

Em ambas as referências o levantamento foi realizado sobre a alma de aço do cabo *Grackle* de diâmetro de 11,3 mm, composto por 19 fios de aço de 2,265 mm cada.

O ensaio foi realizado sobre um cabo de aço galvanizado de 7 fios, bitola de 1/4 polegadas e 21,85 m de comprimento. Os fios de aço que compõem o cabo possuem um diâmetro de 2,03 mm e área de sua seção transversal de 3,2365 mm², e somam uma área de 22,6558 mm² de aço na seção transversal do cabo. A Figura 3.1 apresenta a seção transversal do cabo usado nos ensaios.

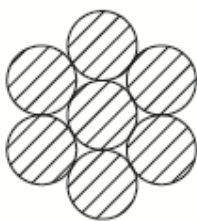


Figura 3.1. Seção transversal do cabo de aço sob análise.

O cabo foi enrolado em 7 espiras, suas extremidades foram unidas por uma luva de aço e usinadas para melhorar o contato topo-a-topo. Sobre o toróide formado pelo cabo de aço foram enroladas 40 espiras de cabo de cobre isolado em borracha de silicone. Uma segunda bobina de 127 espiras foi enrolada sobre o toróide, distribuída sobre todo seu comprimento, conforme pode ser visto na Figura 3.2.

A bobina de 40 espiras, destinada à magnetização do núcleo de aço, foi conectada a um transformador de corrente ligado à rede. A passagem de corrente através da bobina produz um campo magnético sobre o toróide formado pelo cabo de aço. A segunda bobina, de 127 espiras, foi conectada a um integrador analógico para a determinação da indução magnética do cabo gerada pela bobina de magnetização.

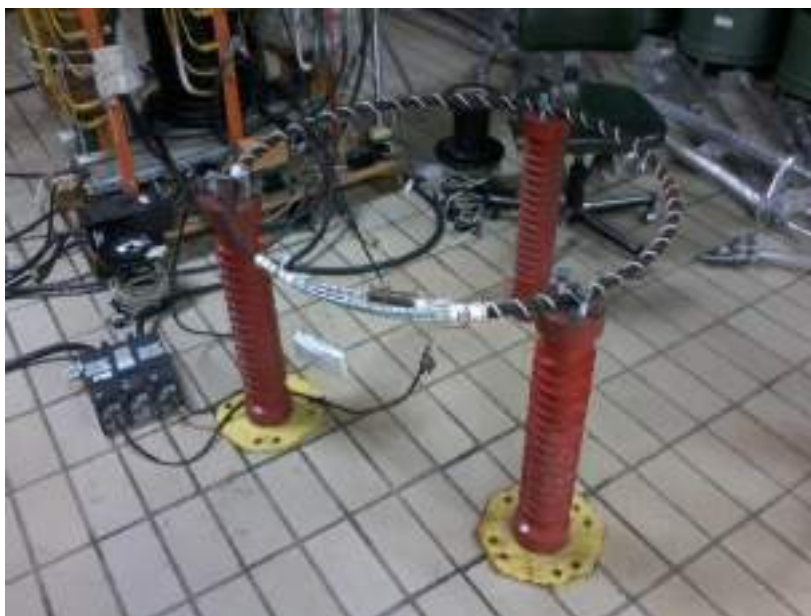


Figura 3.2. Arranjo formado para o ensaio para determinação da permeabilidade magnética complexa do cabo de aço.

Sob a bobina de magnetização foram aplicadas correntes de até 600 A, variando em intervalos crescentes, de 5 a 200 A, na frequência de 60 Hz, através de uma chave síncrona estática. Para cada nível de corrente, a alimentação foi feita por apenas 22

ciclos de 60 Hz, evitando assim o aquecimento do cabo e as variações decorrentes em suas propriedades magnéticas.

A corrente aplicada na bobina de magnetização, a tensão induzida sobre a bobina sensora bem como a indução magnética obtida pelo integrador analógico foram aquisitadas e registrados através de um osciloscópio nos último 4 dos 22 ciclos estabelecidos pela chave síncrona estática. Os resultados são apresentados no item 4.1.

3.2. Resistência Elétrica no Cabo *Duck*

Nos ensaios para o levantamento do fator R_{ac}/R_{dc} e da distribuição de corrente foi utilizado um cabo CAA do tipo *Duck* (54/7) fornecido por Furnas Centrais Elétricas. O cabo possui 54 condutores de alumínio em três camadas de 12, 18 e 24 fios, de 2,68 mm de diâmetro. Sua alma de aço é composta por 7 fios de aço, sendo 6 fios encordoados e um fio central, de 2,68 mm de diâmetro cada. O perfil do cabo é representado na Figura 3.3.

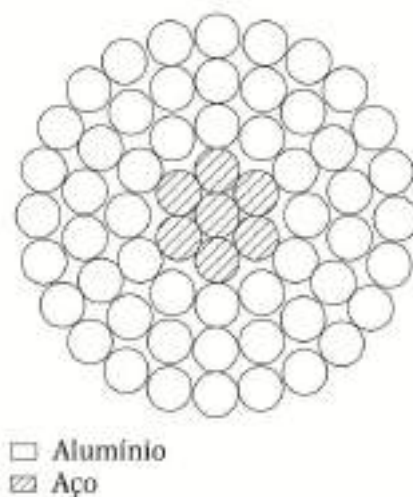


Figura 3.3. Perfil do cabo *Duck*, utilizado para os ensaios para levantamento do fator R_{ac}/R_{dc} e distribuição de corrente.

O ensaio para levantamento do fator R_{ac}/R_{dc} do cabo *Duck* (54/7) tem como objetivo a análise da variação da resistência elétrica do cabo sob diferentes níveis de carregamento, sem o seu aquecimento, e a comparação do *modelo tubular* e o proposto por BARRETT *et al.* (1986) em representá-lo.

O ensaio para a medição da resistência em corrente contínua foi realizado através do sistema de quatro terminais, também conhecido como sistema Kelvin. Neste, dois terminais são utilizados para a injeção de corrente enquanto dois terminais são dedicados à medição da tensão gerada pela injeção de corrente.

Para tanto, o cabo foi disposto em forma de um laço aberto, envolvido por um transformador de corrente, conforme pode ser visto na Figura 3.4. O transformador de corrente não é utilizado para a medição da resistência elétrica sob corrente contínua mas para o ensaio seguinte, para a energização do cabo para a medição da resistência elétrica sob corrente alternada. Os quatro terminais do sistema de medição podem ser vistos na Figura 3.5.



Figura 3.4. Parte frontal e traseira do arranjo utilizado para o levantamento do fator R_{ac}/R_{dc} do cabo *Duck*.



Figura 3.5. Detalhe dos terminais para medição de tensão (à esquerda) e de injeção de corrente (à direita).

Para a medição da resistência elétrica sob corrente alternada, um laço formado pelo cabo foi fechado em cerca de 13 m de seu comprimento através de dois grampos de conexão paralelos. O circuito foi alimentado pelo transformador de corrente envolvente ao laço, conectado à rede através de uma chave síncrona estática. A alimentação foi feita em apenas 22 ciclos, em 60 Hz, para cada nível de corrente. Correntes de até 2 kA foram aplicadas.

A queda de tensão sobre a superfície do cabo foi medida através de um fio sensor fixado sobre sua superfície. A corrente elétrica conduzida pelo cabo foi medida através de um transformador de corrente, na parte traseira do arranjo, conforme pode ser visto na Figura 3.4.

A queda de tensão e a corrente do cabo foram adquiridas e registradas simultaneamente no osciloscópio nos últimos quatro ciclos estabelecidos pela chave síncrona estática para cada nível de corrente aplicada.

3.3. Distribuição de Corrente no Cabo *Duck*

Para a medição da distribuição de corrente entre camadas de um cabo *Duck* foram desenvolvidas e construídas no CEPEL estruturas separadoras especificamente para o ensaio. As estruturas consistem em seis separadores, construídos em fenolite, de perfil tubular, como representado na Figura 3.6, capazes de fixar-se sobre o separador da camada adjacente.

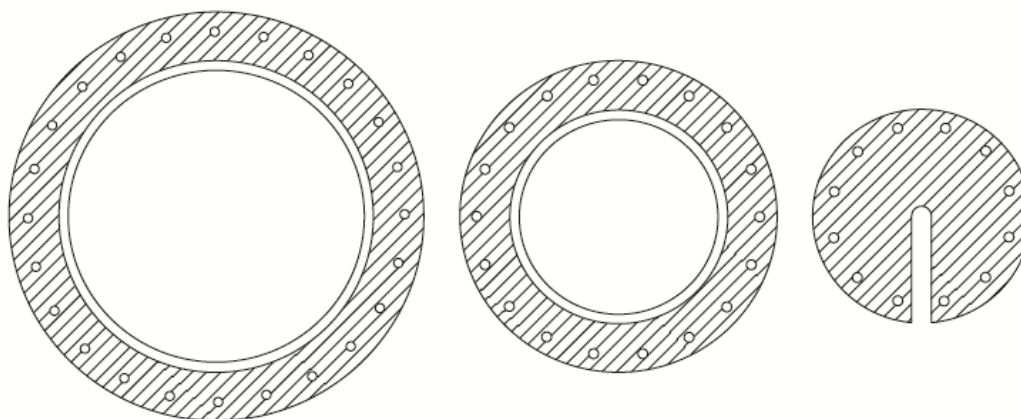


Figura 3.6. Esquema do perfil dos separadores desenvolvidos para cada camada do cabo *Duck*.

Para cada camada foram produzidos dois separadores, com um número de furos igual ao número de condutores da camada e de dimensões tais que as distâncias entre condutores permitissem a medição da corrente em cada fio e em cada camada separadamente.

O ensaio para medição da distribuição de corrente no cabo *Duck* tem como objetivo a análise do comportamento do cabo sob diferentes condições de carregamento, realizando a medição fio-a-fio, dentro do ciclo térmico do cabo, e a precisão do modelo proposto por BARRETT *et al.* (1986) em representá-lo. O ensaio apresentado por BARRETT *et al.* (1986) se restringiu apenas a medir a densidade de corrente na superfície de um único condutor em cada camada, ignorando as possíveis variações entre fios decorrente de quaisquer alterações físicas entre os tentos, e foi realizado em poucos ciclos, sem que pudesse ser observados os efeitos da temperatura na distribuição de corrente entre as camadas do cabo.

Inicialmente foi realizado um teste em uma amostra do cabo de três metros de comprimento. Metade de seu comprimento foi desencordado, inserido os seis separadores e reencordado novamente. A outra metade do cabo permaneceu intacta. Na Figura 3.7 pode ser visto os separadores instalados no cabo e os fios ainda desencordados em metade de seu comprimento.



Figura 3.7. Amostra do cabo com os separadores instalados e suas camadas ainda desencordoadas.

Os separadores foram instalados de forma que a distância entre separadores de uma mesma camada não ultrapassasse 17 cm, distância suficiente para a medição da corrente entre fios ou entre camadas. Um esquema do perfil longitudinal do segmento do cabo com os separadores bem como suas dimensões estão representados na Figura 3.8.

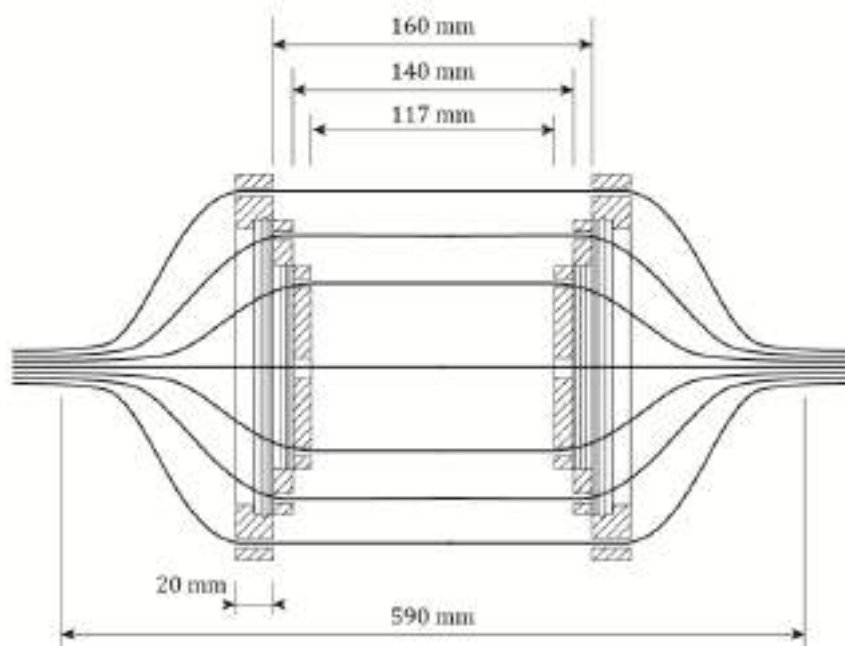


Figura 3.8. Esquema do feixe expandido do cabo com dimensões das distância entre separadores.

O cabo *Duck* foi conectado a um cabo CAA de maior diâmetro por terminais de compressão aparafusados, formando com este um laço fechado, energizado por um transformado de corrente envolvente ao laço, conforme pode ser visto na Figura 3.9.

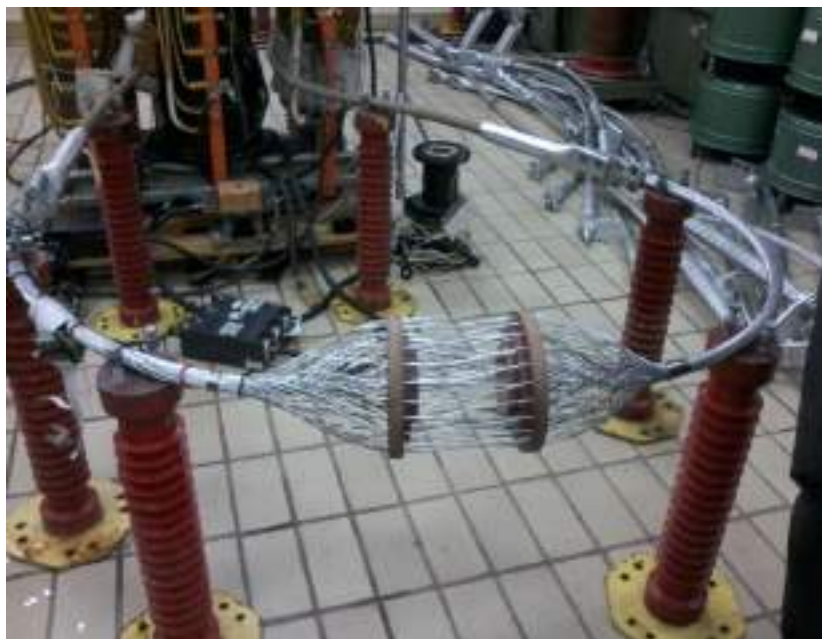


Figura 3.9. Arranjo utilizado para a medição da distribuição de corrente sob uma amostra do cabo como teste preliminar.

Para a medição das correntes em cada camada foram usadas duas bobinas de Rogowski, uma envolvendo a camada intermediária e uma sobre a camada interna, no feixe expandido do cabo. Um transformador de corrente do tipo alicate foi utilizado para a medição da corrente no núcleo de aço e um transformador de corrente envolvendo toda a seção do cabo foi utilizado para a medição da corrente total. A corrente em cada camada de alumínio foi obtida pela diferença de sinais entre camadas adjacentes. A aplicação das bobinas de Rogowski para este ensaio e outras medições é retratado por SENS (2015).

As duas bobinas de Rogowski instaladas no feixe expandido do cabo e o transformador de corrente do tipo alicate podem ser vistos na Figura 3.10, enquanto o transformador de corrente destinado à medição da corrente total foi o mesmo utilizado no ensaio para medição da resistência elétrica do cabo e pode ser visto na Figura 3.4.



Figura 3.10. Instalação das bobinas de Rogowski sobre as camadas internas e intermediárias e o transformador de corrente do tipo alicate envolvendo apenas o núcleo de aço.

Cada bobina foi conectada a um integrador analógico e este ao osciloscópio, também conectado aos demais transformadores de corrente. A alimentação foi feita através de uma chave síncrona estática, para 22 ciclos em 60 Hz, dos quais os últimos 12 foram aquisitados pelo osciloscópio. Para o ensaio foram aplicadas correntes de até 2,3 kA no cabo condutor.

A dificuldade na instalação dos separadores através dos fios desencordoados e de reencordoamento do mesmo além das alterações nas características do cabo pelo reencordoamento indicaram a inviabilidade da instalação dos separadores de forma semelhante em um cabo de maior comprimento.

Como solução foi decidido o corte dos condutores de alumínio para a instalação dos separadores e a reconstrução de cada fio rompido através de sua solda.

A soldagem TIG (*Tungsten Inert Gas* ou gás inerte tungstênio) com uma haste de soldagem alumínio foi testada sobre uma série de amostras retiradas de uma das extremidades do próprio cabo *Duck*. Três dos fios de alumínio foram divididos em três segmentos e unidos novamente pela solda. A resistência elétrica dos condutores soldados permaneceu igual ao dos condutores originais, preservando assim as propriedades elétricas dos condutores. A solda foi escolhida para a reconstrução das camadas.

O cabo de 21 metros teve então seus 54 fios de alumínio cortados, na metade de seu comprimento (por volta de 10 metros), e separados manualmente. O núcleo de aço permaneceu intacto.

Na Figura 3.11 é apresentado o cabo com a demarcação do lugar onde foi realizado o corte dos condutores e, ao lado, o momento de separação dos condutores já rompidos.



Figura 3.11. Cabo *Duck* com a região de corte demarcada e, após o corte, tendo os condutores manualmente separados.

Os separadores foram então introduzidos ao cabo e os fios de cada camada posicionados manualmente sobre cada furo dos separadores. Na Figura 3.12 são apresentadas diversas etapas deste processo.



Figura 3.12. Várias etapas da instalação dos separadores, em detalhe no último quadro.

Os condutores foram complementados através de amostras retiradas da extremidade do próprio cabo e unidos novamente pela solda testada.

Em cada condutor foi inserido um sensor de corrente. Na Figura 3.13 são apresentadas duas etapas da união dos fios, para a camada interna e intermediária com os sensores de corrente.

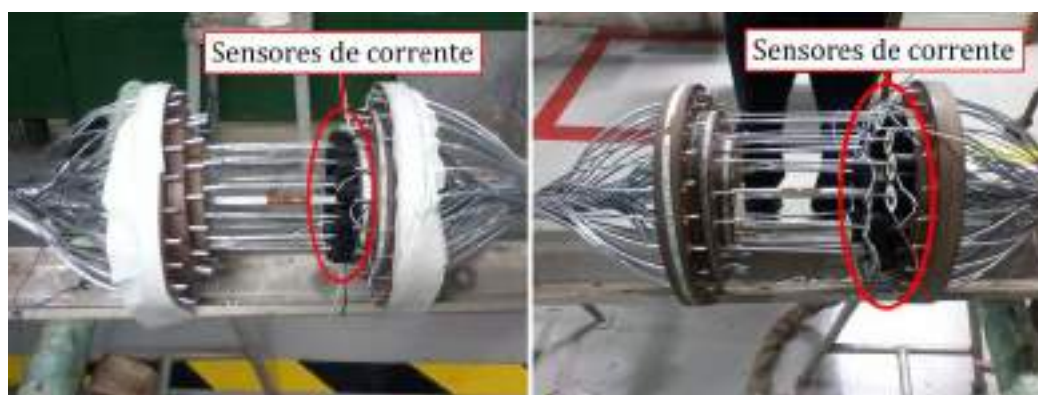


Figura 3.13. Solda dos fios condutores reconstruindo a camada interna (à esquerda) e a camada intermediária (à direita) e instalados os sensores de corrente em cada fio.

Reconstruídas todas as camadas, o cabo foi posicionado em forma de um laço fechado, apoiado sobre isoladores e alimentado por um transformador de corrente envolvente ao laço, conforme pode ser visto na Figura 3.14 e Figura 3.15.



Figura 3.14. Arranjo utilizado no ensaio para a medição da distribuição de corrente do cabo *Duck*.



Figura 3.15. Detalhe do arranjo utilizado no ensaio, com os separadores e sensores de corrente.

O laço foi formado com 13 m de cabo, unido por dois grampos de conexão paralelos. As extremidades da alma de aço do cabo foram unidas por uma luva de aço, conforme pode ser visto na Figura 3.16, a fim de fechar o circuito magnético formado pela alma do cabo.



Figura 3.16. Detalhe do fechamento do circuito magnético formado pelo núcleo de aço do cabo.

Após uma primeira série de ensaios, a luva de aço foi retirada e o laço foi estendido a todo o comprimento do cabo (20 m), conforme pode ser visto na Figura 3.17.



Figura 3.17. Parte traseira do arranjo com o fechamento do laço formado pelo cabo, em detalhe (à direita) os grampos de conexão paralelos fechando o laço.

A corrente total do cabo foi medida através de uma bobina de Rogowski, ligada a um integrador analógico e monitorada através de um transformador de corrente, o mesmo utilizado para a medição de corrente total do cabo na medição da resistência elétrica do cabo, conectado a um osciloscópio.

A temperatura superficial do cabo foi medida através de nove termopares do tipo J, instalados sobre diferentes regiões do cabo.

Os termopares foram fixados à superfície do cabo através de fitas de alumínio e utilizado uma pasta térmica a fim de homogeneizar o contato entre o termopar e a superfície do cabo. Um exemplo da instalação dos termopares é visto na Figura 3.18.



Figura 3.18. Detalhe da instalação dos termopares no cabo.

Os termopares foram conectados a um sistema de aquisição de dados Hydra, que realizou a aquisição das temperaturas dos termopares em um intervalo de 10 segundos.

A aquisição, processamento e armazenamento dos demais sinais obtidos foram realizados através do sistema IMA-MEC, elaborado no CEPEL. O sistema, desenvolvido através do software Labview, é destinado ao monitoramento de grandezas mecânicas, porém adaptado para a medição de grandezas elétrica para este ensaio.

O sistema é composto por um hardware de aquisição de dados, acoplado a uma placa controladora e placas de aquisição periféricas conectadas a blocos terminais e

um computador, conectado ao hardware de aquisição de dados por uma rede ethernet em comum.

O Hardware é responsável pela configuração do sistema de medição, calibração dos sensores e leitura dos sinais medidos, transmitido ao computador, o qual se encarrega do processamento, gravação e visualização dos dados monitorados.

Os sensores do arranjo foram conectados ao sistema por meio de blocos terminais, conectados às placas de aquisição modulares.

Para o ensaio foi utilizado um hardware de aquisição de dados modelo NI PXIe-1062Q, uma placa controladora modelo NI PXIe-8103, três placas de aquisição periféricas, como segue:

- Uma placa de aquisição modelo NI PXI-6251, de 16 canais, conectada a um bloco terminal modelo SCB-68A;
- Uma placa de aquisição modelo NI PXI-6259, de 32 canais, conectada a dois blocos terminais modelo SCB-68A;
- Uma placa modelo NI PXI-6030, de 16 canais, conectado ao bloco terminal modelo TB-2705.

Todos os componentes são de fabricação da National Instruments, cujos representantes comerciais puderam presenciar a utilização dos equipamentos para o ensaio.

Um diagrama com a representação de cada componente do sistema é apresentado na Figura 3.19. Na mesma figura pode ser visto o conjunto descrito acima. Saindo dos blocos terminais pode ser visto um conjunto de fios suspenso no teto do laboratório conectando aos sensores do arranjo, ao fundo.

Dos 64 canais disponibilizados pelas 3 placas, 54 foram utilizados para os sensores instalados sobre os condutores de alumínio e um destinado à bobina de Rogowski, através de um integrador analógico.

Cada placa de aquisição foi configurada para a aquisição de dados com taxa de amostragem de 2 kHz. Foram aquiridos pelo sistema os valores RMS, média, máximo, mínimo e pico-a-pico de todos os sinais em um intervalo de 5 segundos. Uma amostra da forma de onda de 9 ciclos de cada sinal foram aquiridos no intervalo de 30 segundos.

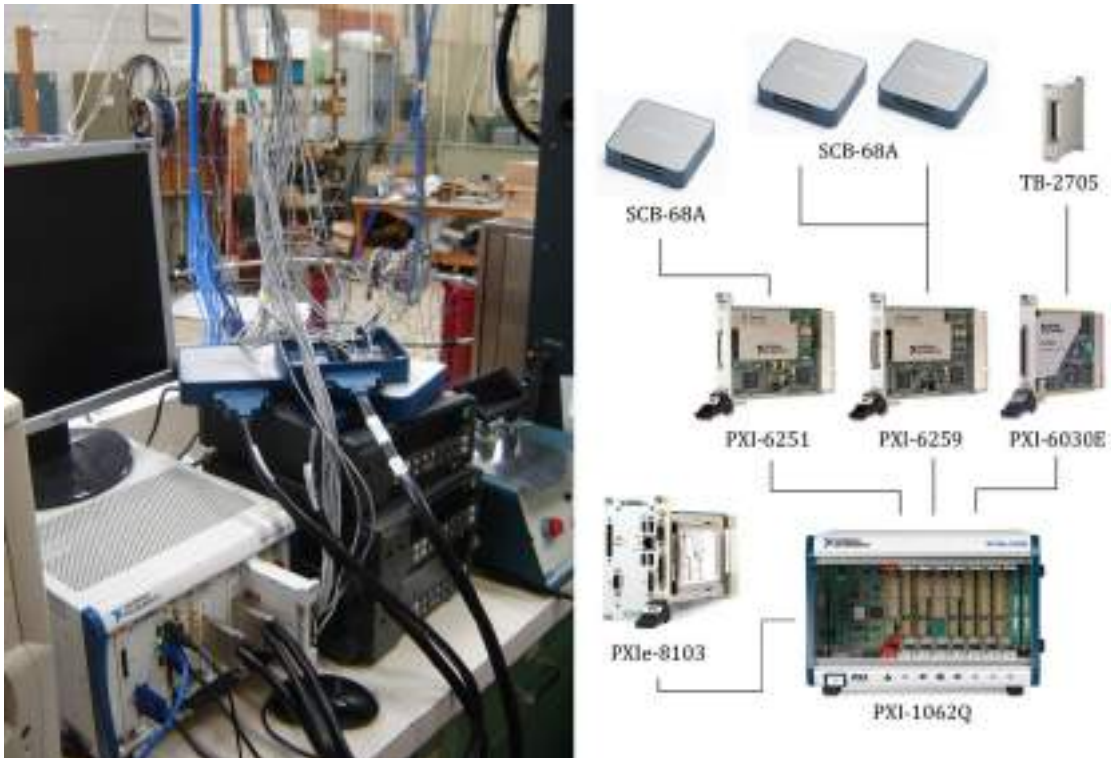


Figura 3.19.. Foto do conjunto de equipamentos que formam o sistema de aquisição de dados IMA-MEC. Ao lado um diagrama com a sua composição.

Durante o ensaio foram aplicadas ao cabo diferentes níveis de corrente, de 300 A a 2 kA. Cada nível de corrente atingida era monitorado e mantido através de um reostato conectado ao transformador de corrente que alimenta o circuito. O nível de corrente era assim mantida até que o cabo atingisse seu regime térmico ou atingisse a temperatura superficial de 200°C.

Foram realizados vários ciclos de ensaio, partindo do cabo desenergizado, em regime térmico com o ambiente, aplicadas e mantidas uma a três níveis de corrente até o cabo ser novamente desenergizado e se resfriar, igualando sua temperatura com o ambiente.

3.4. Discussão

Para a determinação da permeabilidade magnética em sua forma complexa, medição da resistência elétrica sob corrente alternada e da distribuição de corrente não foram encontrados procedimentos normativos. A medição para o levantamento da permeabilidade magnética seguiu os procedimentos realizados por BARRETT *et al.* (1986) e MORGAN *et al.* (1996).

O ensaio para medição da distribuição de corrente foi realizada de forma inovadora, por meio dos separadores construídos especialmente para o ensaio, permitindo a medição direta da corrente de cada condutor do cabo.

Pelo vasto material obtido dos resultados e análises realizadas, a apresentação destes foi dirigida ao Capítulo 4.

4. Análise dos Resultados

Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos em cada ensaio realizado e análises pertinentes quanto a sua representação através dos modelos existentes.

4.1. Permeabilidade Magnética do Aço

Através das formas de onda da indução magnética e corrente de magnetização adquiradas pelo osciloscópio foi obtida a permeabilidade magnética complexa para cada nível de corrente aplicada.

A permeabilidade magnética em sua forma complexa é dada pela razão da indução magnética pela intensidade do campo magnético, considerando a defasagem angular entre ambos, ou seja:

$$\bar{\mu} = \frac{B}{H} \text{ H/m} \quad (4.1)$$

sendo B e H na equação (4.1) representados na forma fasorial.

A intensidade do campo magnético H é dada pelo número de espiras da bobina de magnetização e a corrente que a atravessa, dividido pelo comprimento do toróide, tal qual a intensidade do campo formado em um longo solenoide, ou seja:

$$H = \frac{N_m I}{\Delta \ell} \text{ A/m} \quad (4.2)$$

sendo N_m o número de espiras da bobina de magnetização e $\Delta \ell$ o comprimento do toróide em metros.

O comprimento do toróide, neste caso, é dado pelo comprimento do cabo de aço L dividido pelo número de espiras N_t em que o cabo foi enrolado para a formação do toróide, ou seja:

$$\Delta \ell = \frac{L}{N_t} = \frac{21,85}{7} = 3,1214 \text{ m.} \quad (4.3)$$

Como o número espiras da bobina de magnetização é 40, teremos:

$$H = \frac{40}{3,1214} I \text{ A/m.} \quad (4.4)$$

A defasagem entre a indução e o campo magnético foi obtida através do ângulo de fase da forma de onda da indução e da corrente de magnetização, extraídas da fundamental de ambas pela transformada rápida de Fourier.

Foram obtidas desta forma 21 medidas da permeabilidade magnética complexa, para a intensidade de campo magnético variando de 0 a 4000 A/m. Na Figura 4.1 estão representadas os valores medidos na forma de duas curvas, que correspondem à parte real e imaginária da grandeza. Os valores apresentados correspondem à permeabilidade magnética relativa, ou seja, a permeabilidade magnética medida dividida pela permeabilidade magnética no vácuo, conforme descrito na equação (4.5).

$$\bar{\mu}_r = \frac{\bar{\mu}}{\mu_0} \quad (4.5)$$

sendo μ_0 a permeabilidade magnética no vácuo ($4\pi \times 10^{-7}$ H/m), $\bar{\mu}$ a permeabilidade magnética medida em sua forma complexa, em H/m.

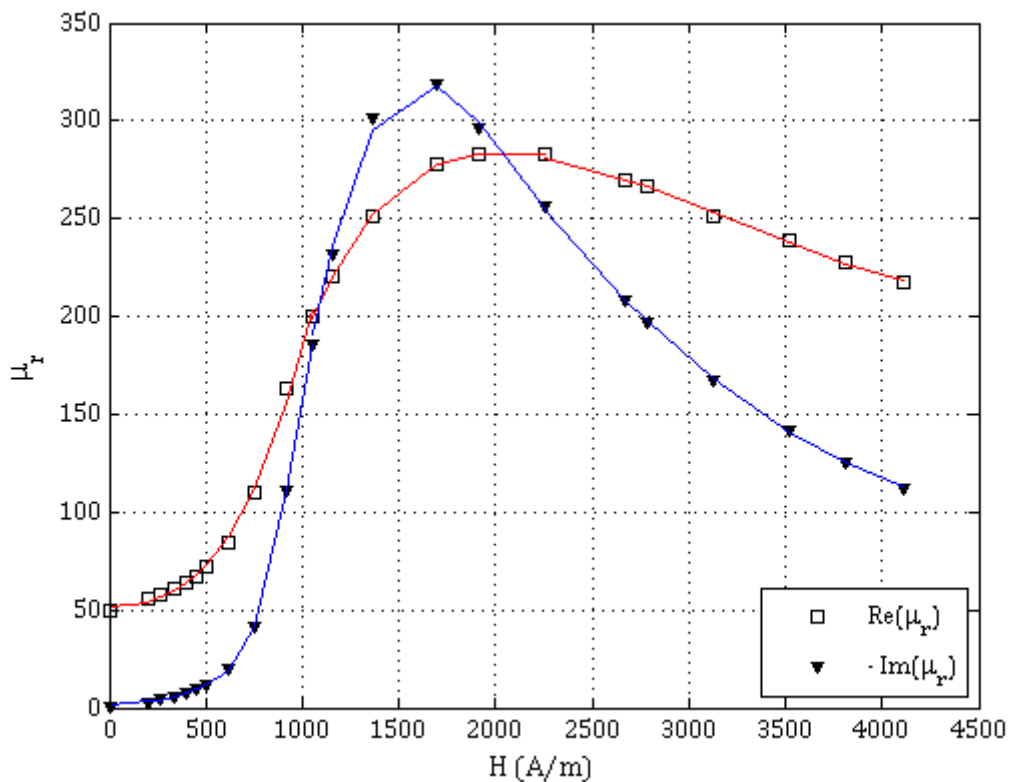


Figura 4.1. Permeabilidade magnética complexa medida sobre o cabo de aço.

A permeabilidade magnética levantada é semelhante à apresentada por BARRETT *et al.* (1986), representada na Figura 4.2, obtida sobre a alma de aço de um cabo *Grackle*, composta por 19 fios de 2,24 mm de diâmetro.

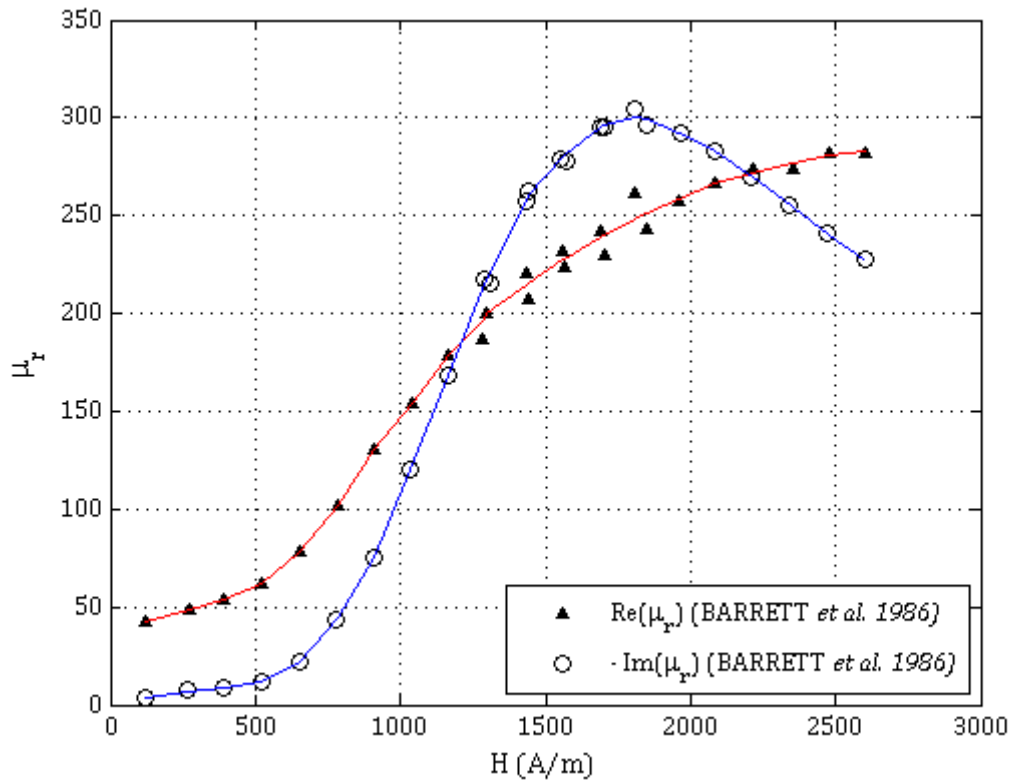


Figura 4.2. Permeabilidade magnética relativa apresentada por BARRETT *et al.* (1986) medida sobre o núcleo de aço de um cabo *Grackle*.

Sobre a alma de aço de outro cabo *Grackle*, MORGAN *et al.* (1996) realizou uma série de ensaios para o levantamento da permeabilidade magnética complexa sob diversas temperaturas e trações mecânicas. Na Figura 4.3 e Figura 4.4 estão representado os resultados obtidos na referência citada para a parte real e imaginária da permeabilidade magnética sob diversas temperaturas, sem aplicação de tração mecânica. Pelas figuras, pode ser visto como o efeito da temperatura é acentuado na parte imaginária da permeabilidade magnética na faixa de 1000 a 3000 A/m.

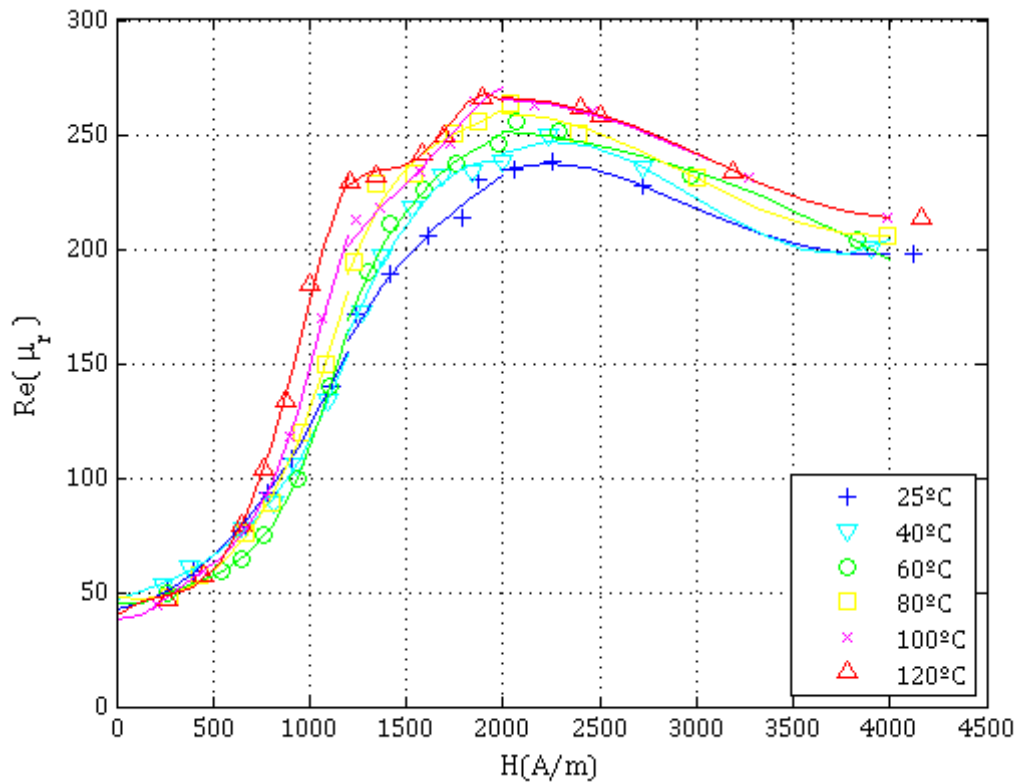


Figura 4.3. Parte real da permeabilidade magnética complexa medida por MORGAN *et al.* (1996).

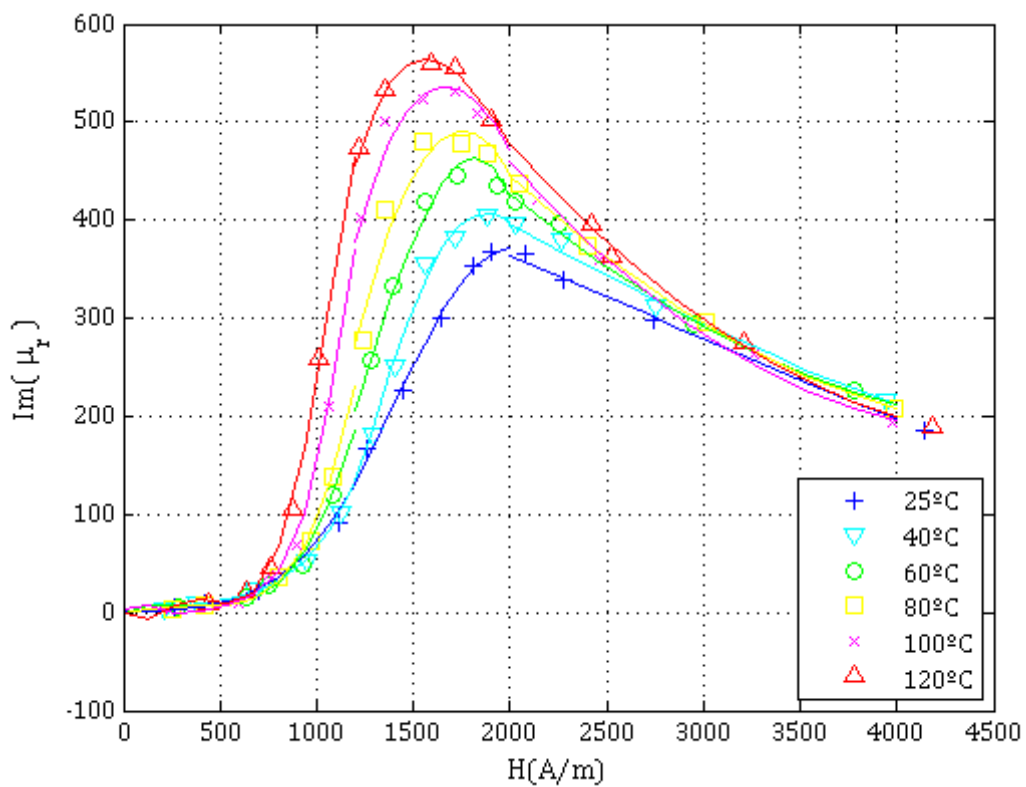


Figura 4.4. Parte imaginária da permeabilidade magnética complexa medida por MORGAN *et al.* (1996)

A temperatura sob a qual foram realizados o ensaio de BARRETT *et al.* (1986) e o apresentado nesta dissertação foram de 22°C e 23°C, respectivamente, não implicando em alterações significativas sobre o comportamento do cabo.

As curvas das partes real e imaginária da permeabilidade magnética medidas e apresentadas por BARRETT *et al.* (1986) e MORGAN *et al.* (1996) (em 25°C), são apresentadas na Figura 4.5 e Figura 4.6 na faixa de 0 a 1000 A/m. O limite de 1000 A/m foi utilizado por representar a intensidade do campo magnético gerado na alma de aço para a corrente conduzida no cabo *Grackle* correspondente a três vezes sua corrente nominal.

Sobre esta mesma faixa da intensidade de campo magnético foi realizado um ajuste polinomial sobre a permeabilidade magnética complexa medida e apresentada por MORGAN *et al.* (1996), apresentadas nas equações (4.6) e (4.7), respectivamente. O ajuste realizado por BARRETT *et al.* (1986) é representado na equação (4.8).

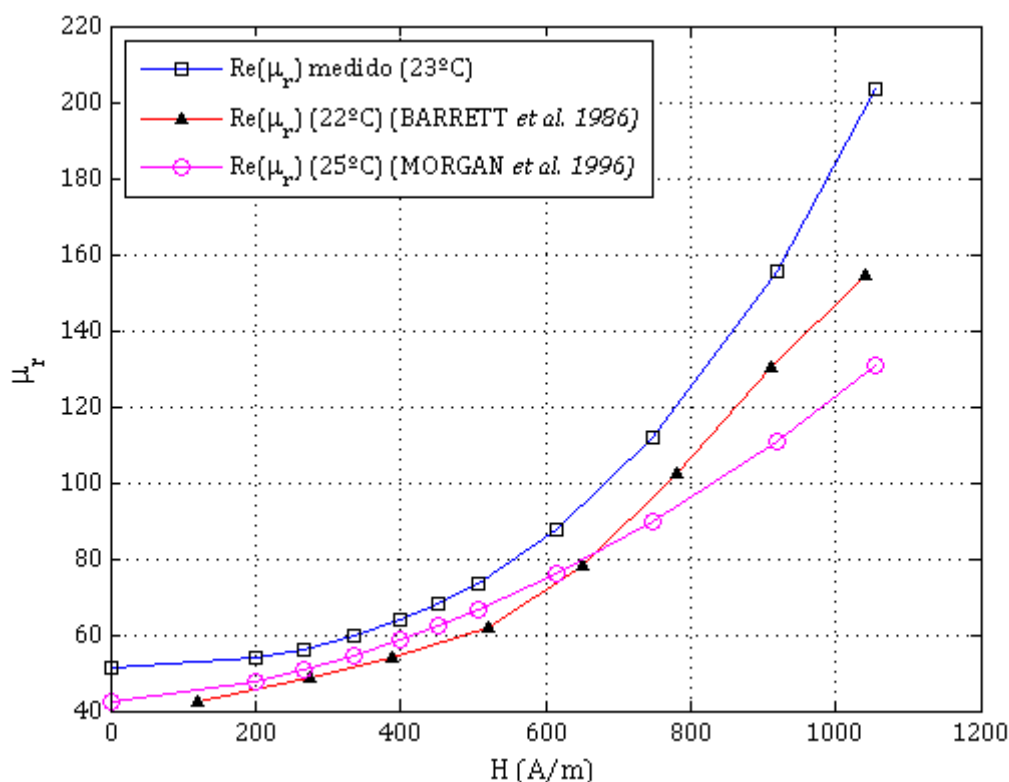


Figura 4.5. Curvas da parte real da permeabilidade magnética medido e apresentado por BARRETT *et al.* (1986) e MORGAN *et al.* (1996).

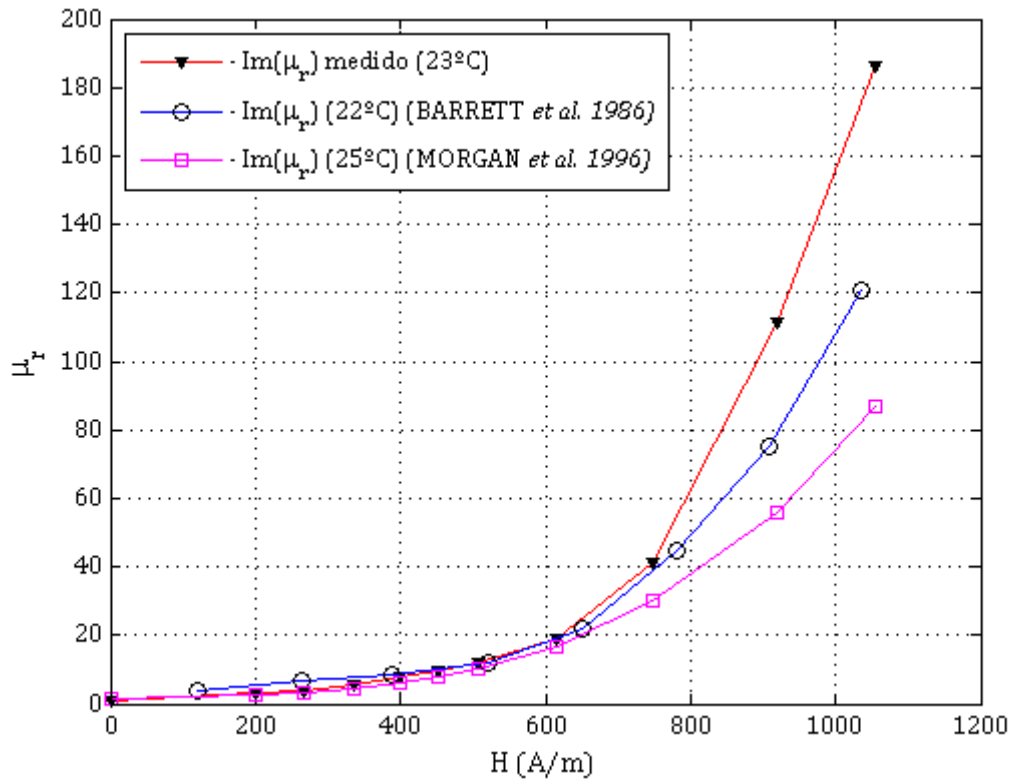


Figura 4.6. Curvas da parte imaginária da permeabilidade magnética medida e apresentada por BARRETT *et al.* (1986) e MORGAN *et al.* (1996).

Ajuste sobre a permeabilidade magnética complexa medida no cabo de aço, em 23°C:

$$\begin{aligned} \bar{\mu}_r = & (9,9866 \times 10^{-8}|H|^3 + 2,6272 \times 10^{-5}|H|^2 + 0,0053|H| + 51,1664) \\ & + j(3,6996 \times 10^{-15}|H|^6 - 1,0778 \times 10^{-11}|H|^5 + 1,1408 \times 10^{-8}|H|^4 \\ & - 5,6495 \times 10^{-6}|H|^3 + 0,0013|H|^2 - 0,1166|H| - 0,9871) \end{aligned} \quad (4.6)$$

Ajuste sobre a permeabilidade magnética complexa medida por MORGAN *et al.* (1996) sobre a alma de aço de um cabo *Grackle*, em 25°C:

$$\begin{aligned} \bar{\mu}_r = & (6,6181 \times 10^{-5}|H|^2 + 1,3961 \times 10^{-2}|H| + 42,3487) - j(9,7081 \times 10^{-8}|H|^3 \\ & - 3,5684 \times 10^{-5}|H|^2 + 1,0451 \times 10^{-2}|H| + 1,3195) \end{aligned} \quad (4.7)$$

Ajuste apresentado por BARRETT *et al.* (1986) sobre a permeabilidade magnética complexa medida sobre a alma de aço de um cabo *Grackle*, em 22°C:

$$\bar{\mu}_r = (0,000137|H|^2 - 0,0243|H| + 40) - j(1,03 \times 10^{-10}|H|^4 + 5) \quad (4.8)$$

A resistência elétrica do cabo *Grackle* é calculada por BARRETT *et al.* (1986) utilizando da permeabilidade magnética levantada do próprio cabo (equação (4.8)), sob uma vasta gama de níveis de corrente para a validação de seu modelo, obtendo bons resultados, apresentados na Figura 2.11.

Em um artigo seguinte BARRETT (1989), utilizando da mesma permeabilidade magnética para o cálculo da resistência elétrica de uma nova amostra de cabo *Grackle*, não obteve a precisão alcançada anteriormente. A imprecisão obtida é justificada pelo autor pelas possíveis diferenças nas propriedades magnéticas do núcleo de aço do cabo. A permeabilidade magnética da nova amostra de cabo analisado, contudo, não foi levantada pelo autor. Os valores calculados e medidos para o cabo *Grackle* por BARRETT (1989) é apresentado na Figura 4.7.

Na mesma figura são apresentados os valores calculados para a resistência elétrica do cabo utilizando funções e rotinas escritas em linguagem MATLAB desenvolvidos para esta dissertação. Estes algoritmos descrevem e solucionam o sistema de equações não lineares proposto por BARRETT *et al.* (1986) em seu modelo e, como pode ser visto na Figura 4.7, reproduz com sucesso resultados apresentados pelo autor.

Para analisar a influência da permeabilidade magnética no cálculo da resistência elétrica através do modelo de BARRETT *et al.* (1986), foram refeitos os cálculos da resistência elétrica utilizando a permeabilidade levantada por MORGAN *et al.* (1996) e a levantada experimentalmente nesta dissertação. Os resultados são apresentados na Figura 4.8.

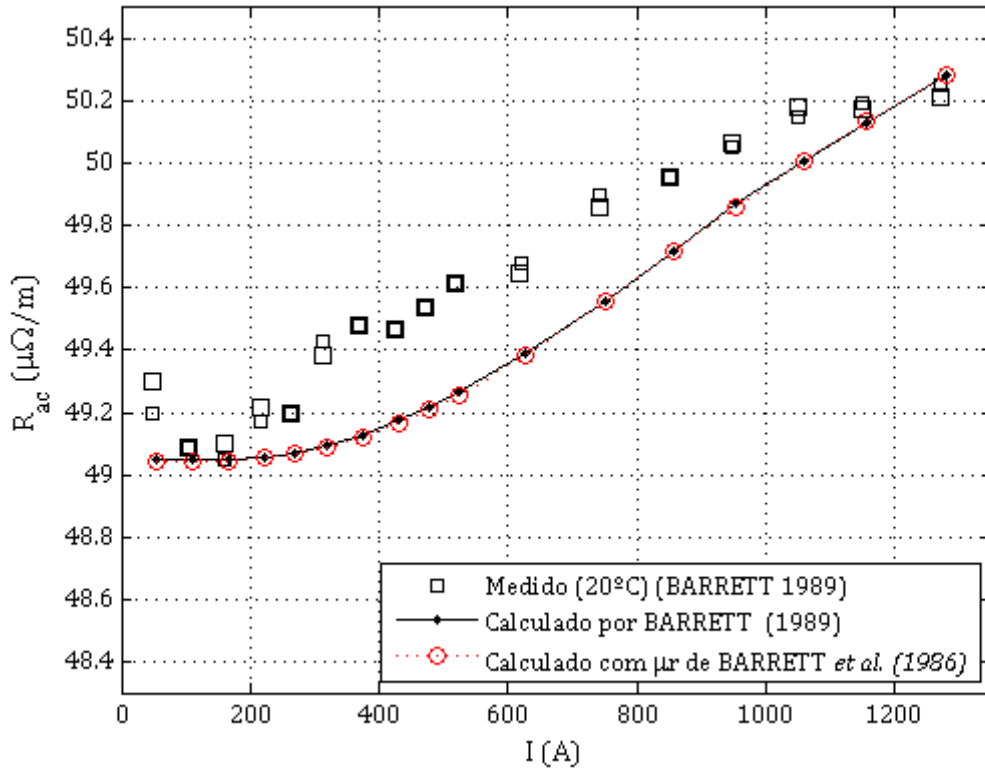


Figura 4.7. Valores medidos e calculados por BARRETT (1989), e calculados pelos algoritmos em MATLAB utilizados nesta dissertação.

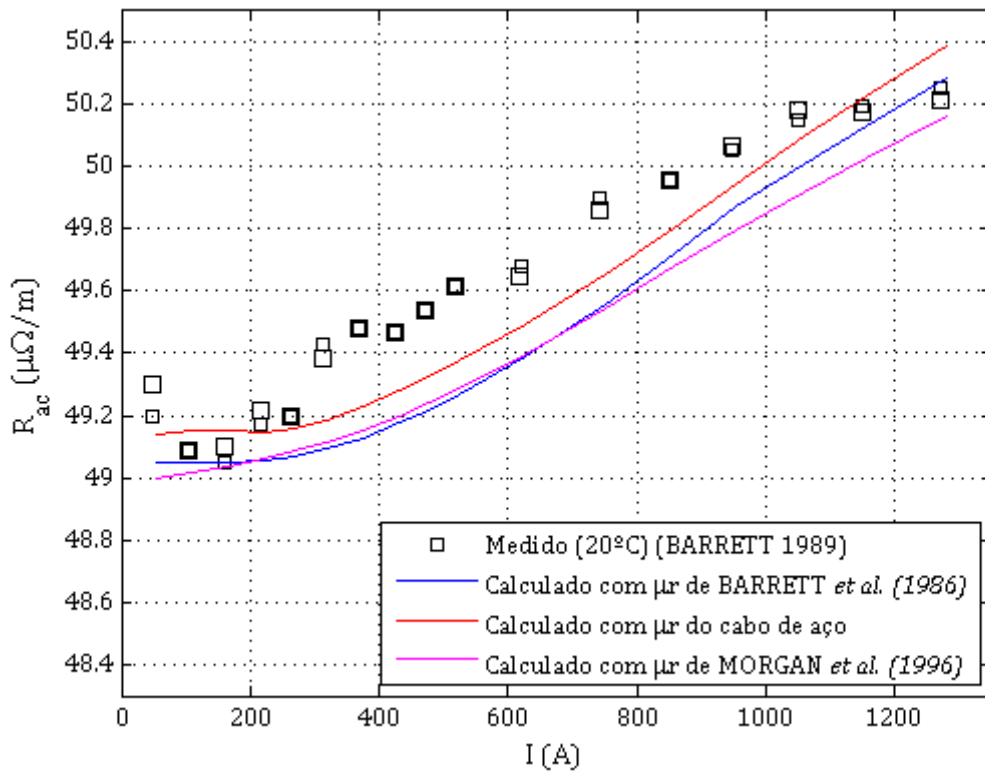


Figura 4.8. Valores medidos por BARRETT (1989) sobre a resistência do cabo *Grackle* e calculados através das permeabilidades magnéticas complexas apresentadas.

A resistência elétrica do cabo *Grackle* calculada utilizando permeabilidade complexa apresentada por BARRETT *et al.* (1986) apresentou um erro médio percentual absoluto (EMPA) de 0,4%. O mesmo cálculo utilizando a permeabilidade magnética apresentada por MORGAN *et al.* (1996), levantado da alma de aço de outra amostra de cabo *Grackle*, apresentou um erro médio percentual absoluto de 0,43%. Já o cálculo utilizando a permeabilidade magnética do cabo de aço, levantada experimentalmente nesta dissertação, teve um erro de 0,28%.

O menor erro percentual obtido utilizando a permeabilidade do cabo de aço não é esperada, já que o cabo possui configurações físicas (número de fios, diâmetro, passo de encordoamento) diferentes à alma de aço do cabo *Grackle*. O resultado indica que o comportamento magnético do cabo de aço se aproxima ao da alma de aço do próprio cabo *Grackle*, mesmo tendo configurações físicas diferentes. Ainda assim, as diferenças entre os erros obtidos é pequena utilizando a permeabilidade magnética dos três cabos, e inferior a 0,5%. Estas variações confirmam a discrepância obtida em BARRETT (1989), mesmo assim não prejudicaram a precisão do modelo, visto o pequeno erro percentual obtido.

Seguindo a análise da influência da permeabilidade magnética no cálculo da resistência elétrica, foi recalculada a resistência elétrica do cabo *Grackle* analisado por BARRETT *et al.* (1986) utilizando a permeabilidade magnética da alma de aço do próprio cabo, a permeabilidade magnética da alma de aço do cabo *Grackle* analisado por MORGAN *et al.* (1996) e a do cabo de aço levantada experimentalmente nesta dissertação. Os resultados obtidos e valores medidos por BARRETT *et al.* (1986) estão apresentados na Figura 4.9.

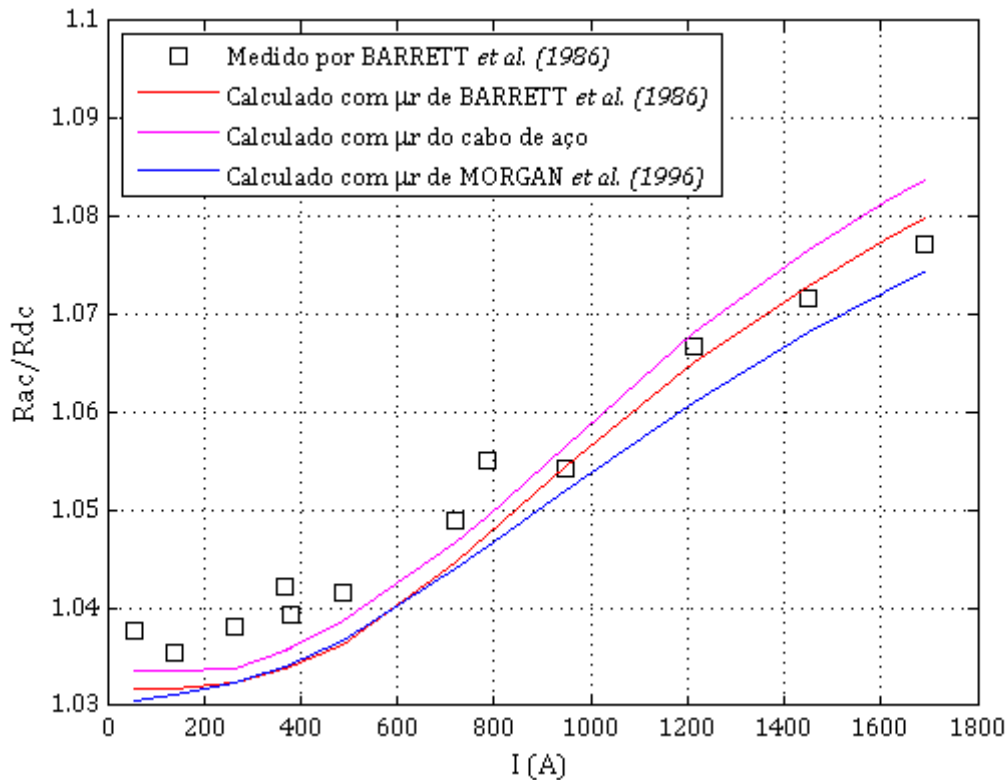


Figura 4.9. Valores medidos por BARRETT *et al.* (1986) sobre a resistência do cabo *Grackle* e calculados através das permeabilidades magnéticas complexas apresentadas.

A resistência elétrica do cabo *Grackle* calculada utilizando permeabilidade complexa apresentada por BARRETT *et al.* (1986) apresentou um erro médio percentual absoluto (EMPA) de 0,42%. O erro no cálculo obtido utilizando a permeabilidade magnética do cabo de aço levantada neste dissertação foi de 0,37%, enquanto o erro obtido utilizando a permeabilidade magnética da alma de aço do cabo *Grackle* analisado em MORGAN (1996) foi de 0,5%.

Como pode ser visto na Figura 4.9, a resistência elétrica calculada utilizando a permeabilidade magnética apresentada por BARRETT *et al.* (1986) se aproxima dos valores calculados para maiores níveis de corrente enquanto a calculada utilizando a permeabilidade magnética da alma de aço levantada nesta dissertação se aproxima para níveis mais baixos de corrente, onde há uma maior quantidade de valores medidos e portanto um menor erro médio percentual absoluto.

Como visto na análise anterior, há uma pequena variação no erro médio percentual absoluto no cálculo da resistência elétrica, entretanto, o erro obtido não ultrapassa 0,5% em todos os casos, o que mantém a precisão no cálculo da resistência elétrica do cabo condutor, principal benefício oferecido pelo modelo.

Vale ressaltar que além das propriedades da alma de aço, diferem entre os cabos *Grackle* analisado por BARRETT et al. (1986) e em seu artigo seguinte (BARRETT, 1989) os parâmetros do cabo, como o passo de encordoamento de cada camada e a resistividade elétrica dos condutores de alumínio e dos fios de aço, fatores contemplados pelo modelo eletromagnético de BARRETT et al. (1986).

A variação entretanto, no cálculo das resistências alterando-se apenas a permeabilidade magnética da alma de aço, não se apresenta significativa.

4.2. Resistência Elétrica no Cabo *Duck*

A resistência elétrica sob corrente contínua foi medida para ambos os sentidos de corrente, para a queda de tensão em 5 metros do cabo, em temperatura ambiente de 23°C. Foi obtido assim + 465 $\mu\Omega$ e - 459 $\mu\Omega$, correspondendo à resistência elétrica média sob corrente contínua R_{cc} de 92,4 $\mu\Omega/m$.

A resistência sob corrente alternada R_{ca} , por sua vez, foi obtida através das formas de onda de corrente e tensão aquiritadas pelo osciloscópio. O instrumento foi programado para calcular a potência elétrica média P_{med} em função das formas de onda da tensão e corrente aquiritadas. Para cada nível de corrente aplicada, a resistência elétrica foi calculada através da potência média computada pelo osciloscópio dividido pelo quadrado da intensidade da corrente conduzida no cabo, ou seja:

$$R_{ac} = P_{med}/I^2 \Omega \quad (4.9)$$

Desta forma, foram obtidas 11 medidas de resistência elétrica, para as correntes de 0 a 2070 A, apresentadas na Figura 4.11.

Para o cálculo da resistência elétrica do cabo, alguns parâmetros do cabo são necessários, como o passo de encordoamento de cada camada, diâmetro e resistividade de seus fios. Para tanto, foi retirado de uma das extremidades do cabo um segmento de um metro de comprimento para a medição de seus parâmetros.

A resistividade média dos fios de aço medida foi de 0,028 $\Omega \text{ mm}^2/m$ (61,58% *IACS*), enquanto a resistividade do aço medida foi de 0,181 $\Omega \text{ mm}^2/m$ (9,526% *IACS*). A média do diâmetro dos fios medido, por sua vez, foi de 2,68 mm.

O passo de encordoamento foi medido conforme a ABNT NBR 15443, utilizando de uma folha de papel e um papel-carbono sobre condutor para a obtenção da planificação da superfície do cabo. Para cada camada foram feitas três medidas do passo de encordoamento, que corresponde a uma volta completa de um condutor em torno do eixo do cabo, conforme representado na Figura 4.10. Na Tabela 4.1 estão apresentadas as medida realizadas e a média adotada para cada camada do cabo.

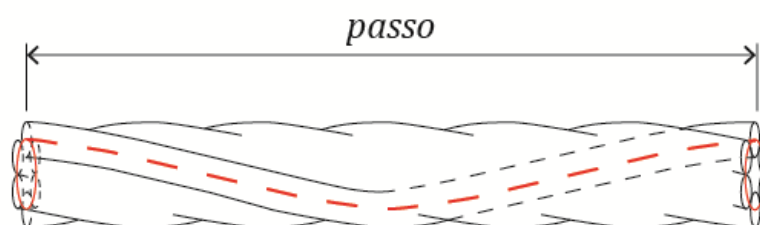


Figura 4.10. Representação de um passo de encordoamento em um cabo encordoado.

Tabela 4.1. Passo medido para cada camada e alma de aço do cabo *Duck*.

Camada	Passo Medido (cm)			Média
	1 ^a	2 ^a	3 ^a	
Externa	27,40	26,70	26,50	26,87
Intermediária	21,80	21,80	21,80	21,80
Interna	17,80	17,80	18,00	17,87
Aço	20,10	20,00	20,20	20,10

A resistência elétrica sob corrente contínua do cabo calculada utilizando estes parâmetros a foi de $93,603 \mu\Omega/m$, o que corresponde ao erro percentual 1,29 % ($92,4 \mu\Omega/m$ medido). O erro percentual é coerente com resultado obtido por BARRETT (1989), quando se calculou a resistência sob corrente contínua de $47,49 \mu\Omega/m$ para o cabo *Grackle*, com o valor medido de $47,2 \mu\Omega/m$ (erro percentual de 1,48 %).

A resistência elétrica do cabo sob corrente alternada foi calculada utilizando a permeabilidade magnética levantada por BARRETT *et al.* (1986), MORGAN *et al.* (1996) e a do cabo de aço ensaiado nesta dissertação, os resultados estão apresentados na Figura 4.11. Ao cabo *Duck* serão destinados novos ensaios elétricos e portanto não foi possível retirar a sua alma de aço para a medição de sua permeabilidade magnética.

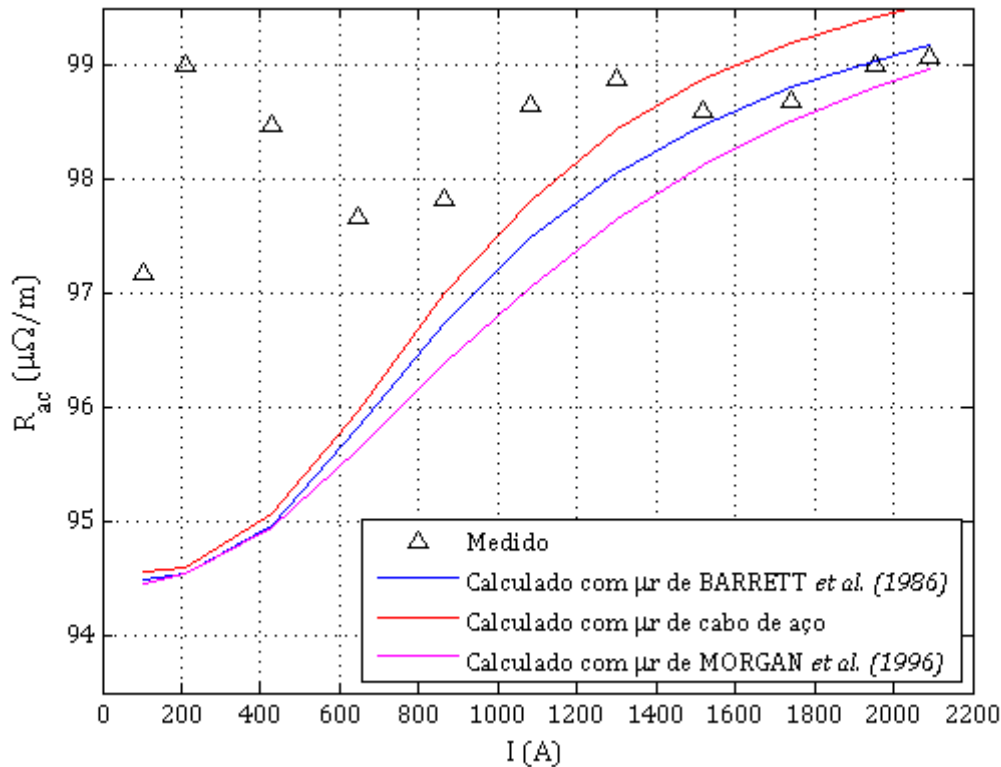


Figura 4.11. Valores medidos e calculados para a resistência elétrica sob corrente alternada R_{ac} do cabo *Duck*, através de diferentes permeabilidades magnéticas levantadas.

A resistência elétrica do cabo *Duck* calculada utilizando permeabilidade complexa apresentada por BARRETT *et al.* (1986) apresentou um erro médio percentual absoluto (EMPA) de 1,48%, enquanto o erro obtido utilizando a permeabilidade magnética analisada por MORGAN *et al.* (1996) e levantada experimentalmente nesta dissertação do cabo de aço foi de 1,66% e 1,47%, respectivamente.

Apesar do erro médio percentual absoluto obtido utilizando as três permeabilidades magnéticas ser inferior a 2%, o cálculo não reproduz precisão obtida nos casos anteriores, representados na Figura 4.8 e Figura 4.9, onde o erro obtido foi inferior 0,5%.

Apesar de não ter sido possível utilizar a permeabilidade magnética da alma de aço do próprio cabo *Duck* para o cálculo da resistência elétrica, acredita-se que este não afetaria significativamente os resultados, visto as pequenas variações da permeabilidade magnética observadas para cabos de configurações diferentes e seu pequeno impacto sobre o cálculo da resistência elétrica.

Como pode ser visto na Figura 4.11, os valores calculados se aproximam dos medidos apenas para correntes acima de 1400 A, cerca de 1,88 vezes a corrente

nominal. A divergência entre os valores medidos e calculados para níveis de corrente mais baixos pode estar relacionada com o arranjo utilizado no ensaio. Em ambas as referências (BARRETT *et al.*, 1986 e BARRETT, 1989) as medições da resistência elétrica foram realizadas sobre o cabo esticado. Para o presente trabalho, entretanto, o ensaio teve de ser realizado com o cabo em forma de laço, o que pode ter influenciado no comportamento eletromagnético do cabo, ao alterar o contato entre fios.

Utilizando o modelo tubular apresentado no Capítulo 2 e os fatores propostos por DOUGLASS e KIRKPATRICK (1985)² e ALUMINUM ASSOCIATION (1989), foi calculada a resistência elétrica do cabo *Duck* sob diferentes níveis de tensão. Os valores medidos e calculados estão apresentados na Figura 4.12.

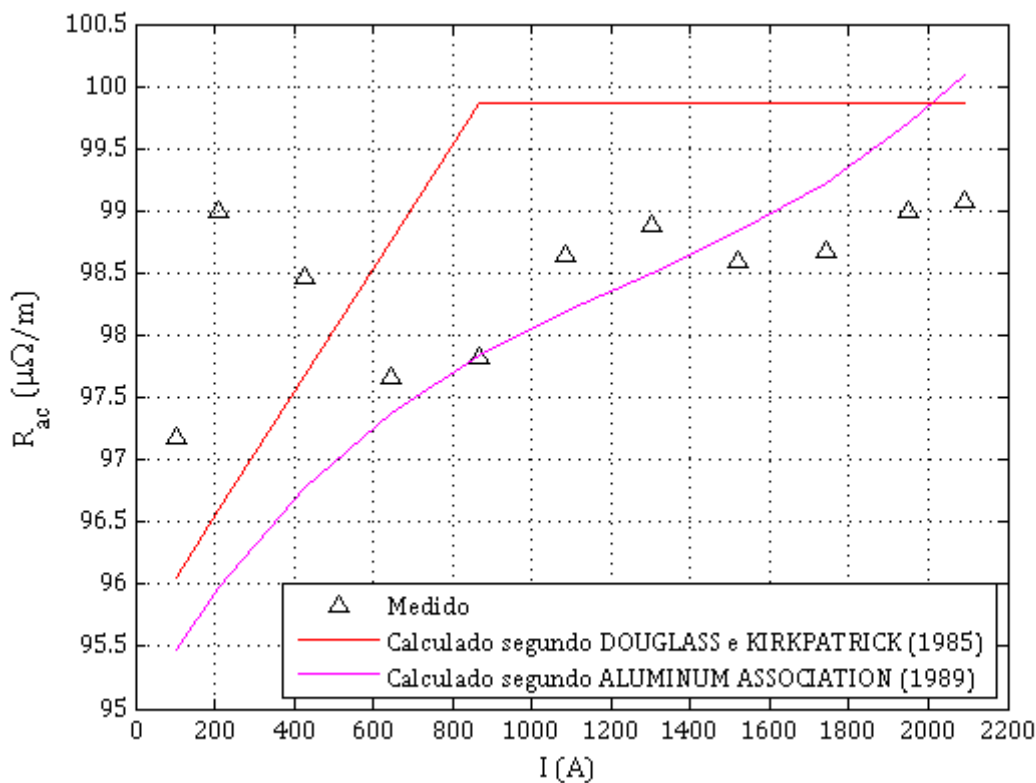


Figura 4.12. Valores medidos e calculados para a resistência elétrica sob corrente alternada R_{ac} do cabo *Duck* segundo DOUGLASS e KIRKPATRICK (1985) e ALUMINUM ASSOCIATION (1989).

A resistência elétrica calculada segundo o modelo tubular e o fator proposto por ALUMINUM ASSOCIATION (1989) apresentam um erro médio percentual absoluto de

² A barra horizontal da curva da resistência elétrica calculada segundo o fator de DOUGLASS e KIRKPATRICK (1985) na Figura 4.12 foi adotada de acordo com EPRI (2005). No artigo original de DOUGLASS e KIRKPATRICK (1985) o fator não é definido para esta faixa de densidade de corrente.

0,92%, enquanto o erro obtido utilizando o fator proposto por DOUGLASS e KIRKPATRICK (1985) foi de 1,27%.

Ambos os erros obtidos são inferiores aos obtidos através do modelo de BARRETT *et al.* (1986). Estes resultados somados à simplicidade de cálculo, quando comparado com o modelo proposto por BARRETT *et al.* (1986), traz ao modelo tubular, em especial ao fator multiplicador proposto por ALUMINUM ASSOCIATION (1989), uma vantagem à forma de cálculo.

4.3. Distribuição de Corrente no cabo *Duck*

A distribuição de corrente no cabo *Duck* de apenas três metros de comprimento, utilizado no ensaio preliminar, foi obtida diretamente do osciloscópio, configurado para realizar as subtrações e divisões necessárias de cada sinal obtido pelas bobinas de Rogowski e demais sensores de forma a obter a corrente média por fio em cada camada. Foi possível assim observar a redistribuição de corrente entre as camadas do cabo sob diferentes níveis de corrente, representado na Figura 4.13.

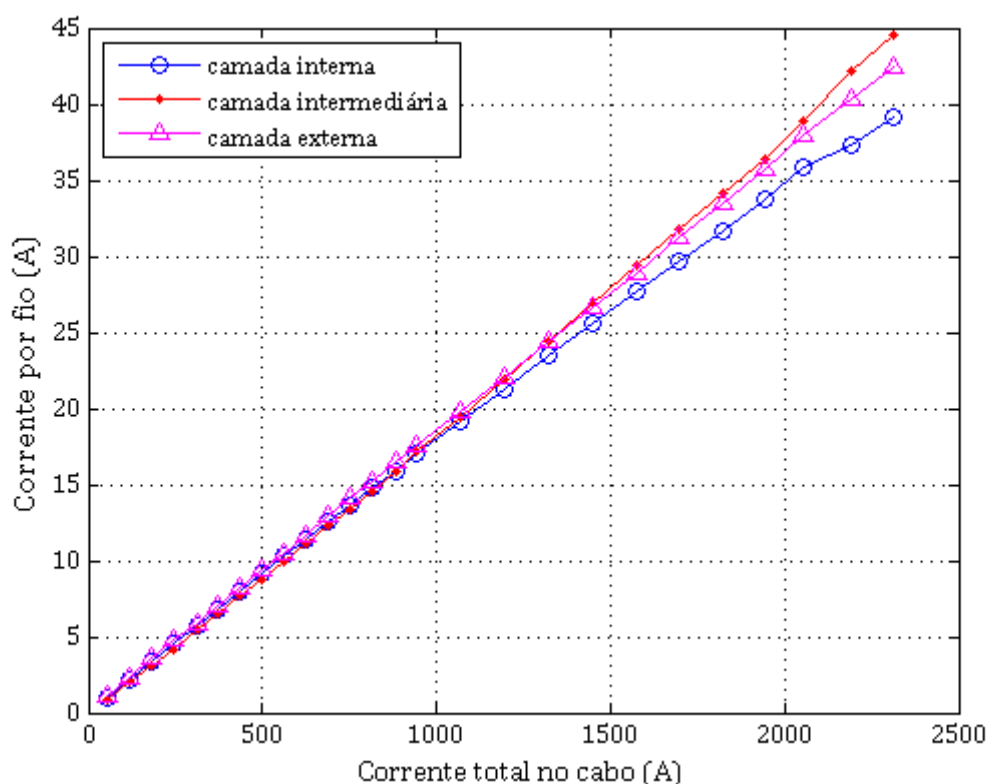


Figura 4.13. Distribuição de corrente medida entre camadas do cabo *Duck*, de três metros de comprimento.

Para correntes inferiores a 1300 A (1,745 vezes a corrente nominal, de 745 A), foi observada uma maior concentração de corrente na camada externa do cabo. Para correntes mais elevadas, a concentração de corrente observada foi maior na camada intermediária do cabo, como previsto pelo *efeito transformador*.

O ensaio preliminar teve como principal objetivo avaliar a viabilidade da instalação e utilização dos separadores para a medição da distribuição de corrente, e não a medição da distribuição propriamente dita, visto a deformação na configuração do cabo causado pelo desencordoamento e da grande parcela do comprimento do cabo expandido através dos separadores (cerca de 60 cm, 20% do comprimento total do cabo).

No caso do cabo *Duck* de 20 metros, a porcentagem do comprimento do cabo expandido é de apenas 3% e a configuração do cabo é preservando no comprimento restante do cabo por não ter sido necessário o seu desencordoamento. Acredita-se assim que a distribuição de corrente consequente dos efeitos eletromagnéticos presentes ao cabo se conserve no segmento expandido do cabo, medido através do conjunto de sensores.

A cada ciclo de ensaios foram obtidas as correntes de cada condutor, a corrente total no cabo e a temperatura superficial ao longo do cabo. Na Figura 4.14 e Figura 4.15 estão apresentadas a corrente total conduzida em um dos ciclos de ensaios e a temperatura superficial do cabo medida pelos diversos termopares instalados ao longo do cabo, respectivamente. Na Figura 4.16 está representado em detalhe a temperatura medida ao longo do cabo para a corrente total de 1100 A.

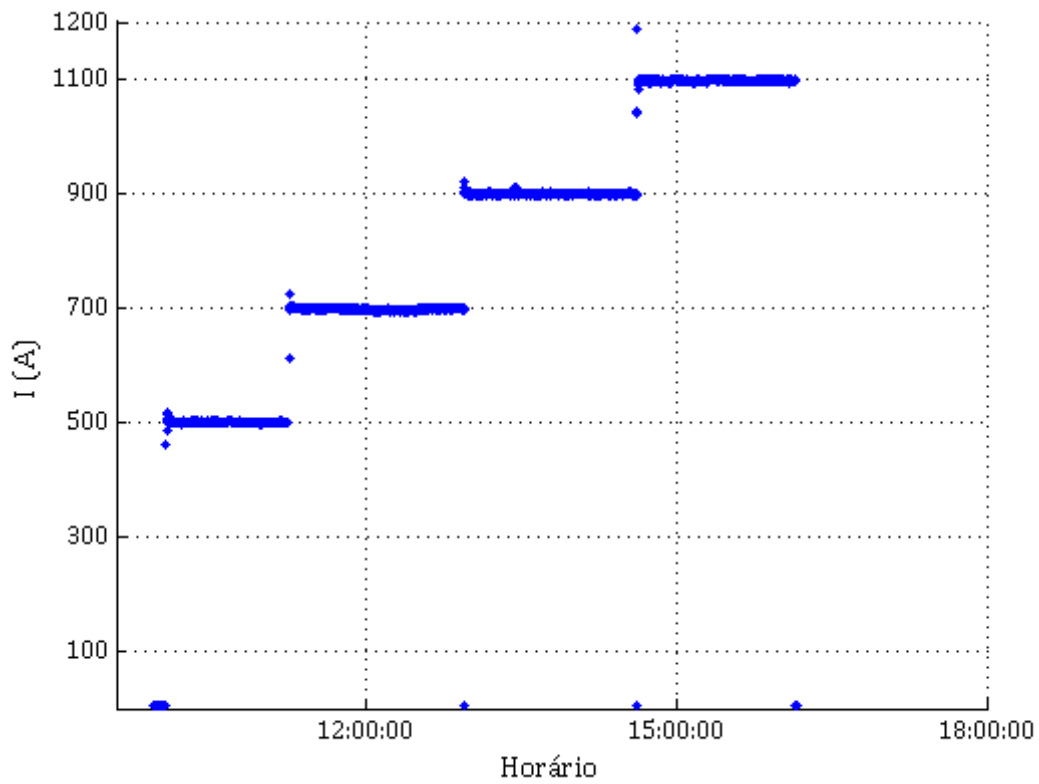


Figura 4.14. Corrente total no cabo medida em um ciclo de ensaios.

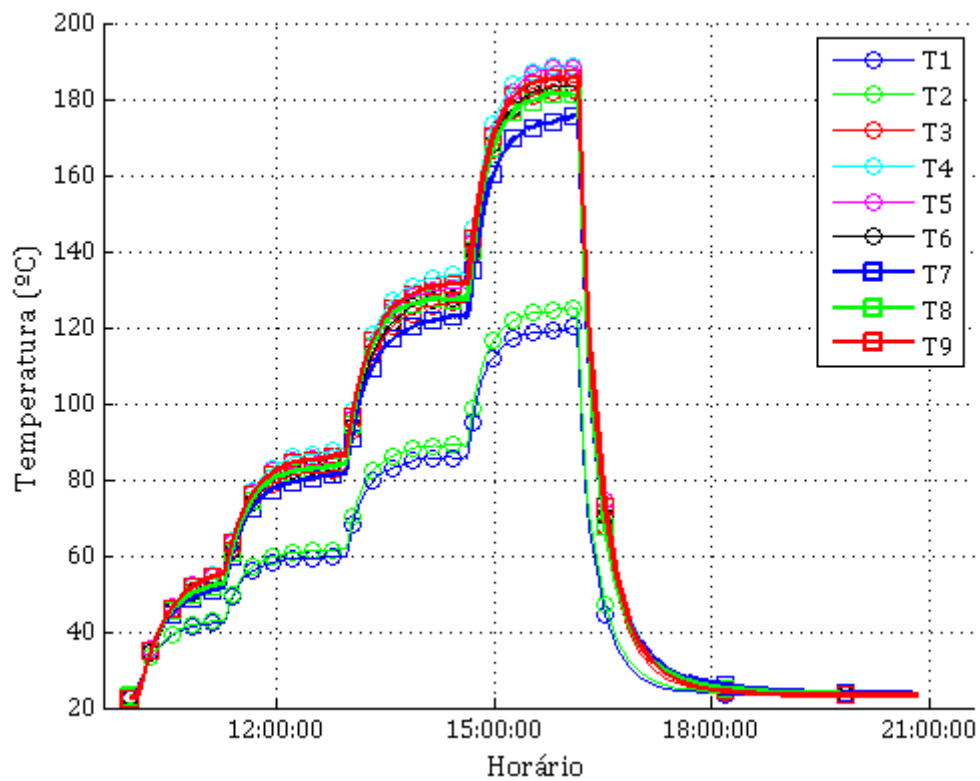


Figura 4.15. Temperatura superficial medida ao longo do cabo.

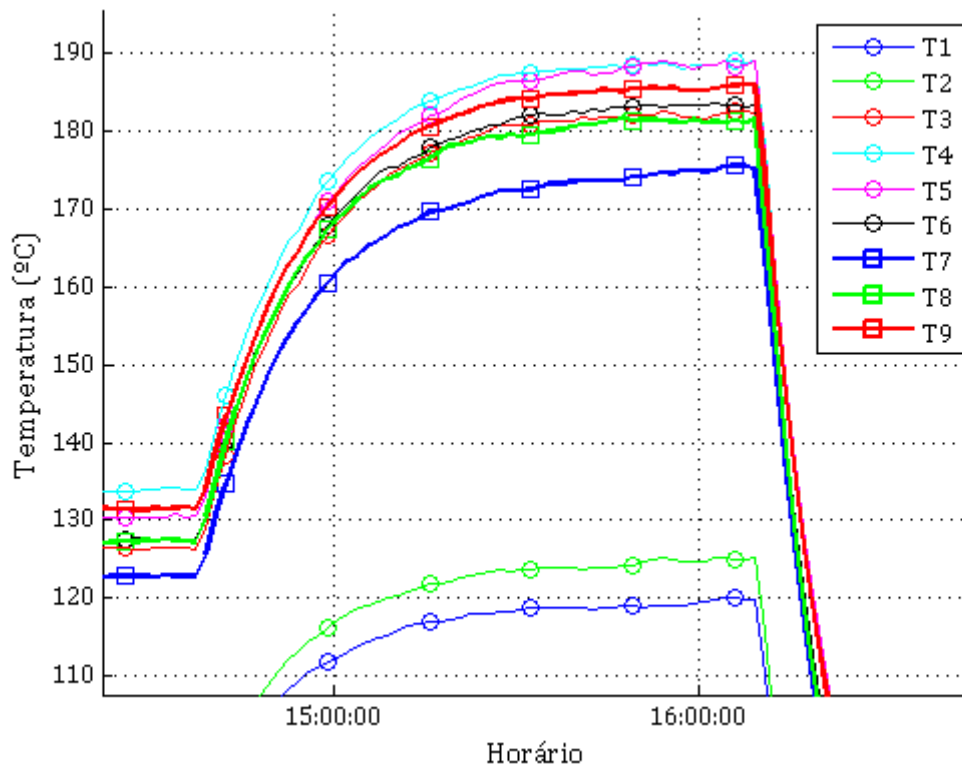


Figura 4.16. Detalhe para a temperatura superficial medida ao longo do cabo para a corrente de 1100 A.

Como pode ser visto na Figura 4.14, foram aplicadas e mantidas correntes de 500, 700, 900 e 1100 A no cabo até que sua temperatura superficial se estabilizasse.

Na Figura 4.15 pode ser visto duas curvas de temperatura T1 e T2 referente a dois termopares instalados próximos ao segmento do cabo expandido com os separadores, de temperatura inferior às demais. Nesta região a temperatura é naturalmente inferior ao restante do cabo, pois há uma maior área de troca de calor com o ambiente.

Na Figura 4.17, Figura 4.18 e Figura 4.19 estão apresentados os valores medidos em cada condutor de camada de alumínio do cabo no ciclo de ensaio. A camada mais interna do cabo foi designada como camada "A", a camada intermediária foi designada como camada "B" e a externa como camada "C".

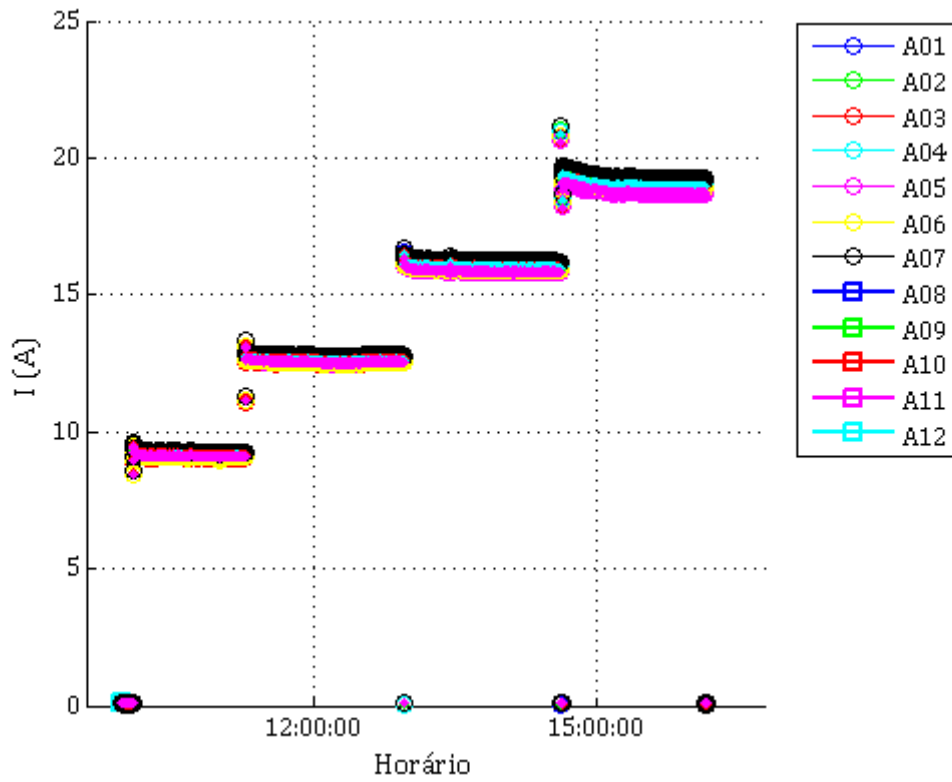


Figura 4.17. Corrente medida em cada condutor da camada interna (Camada "A").

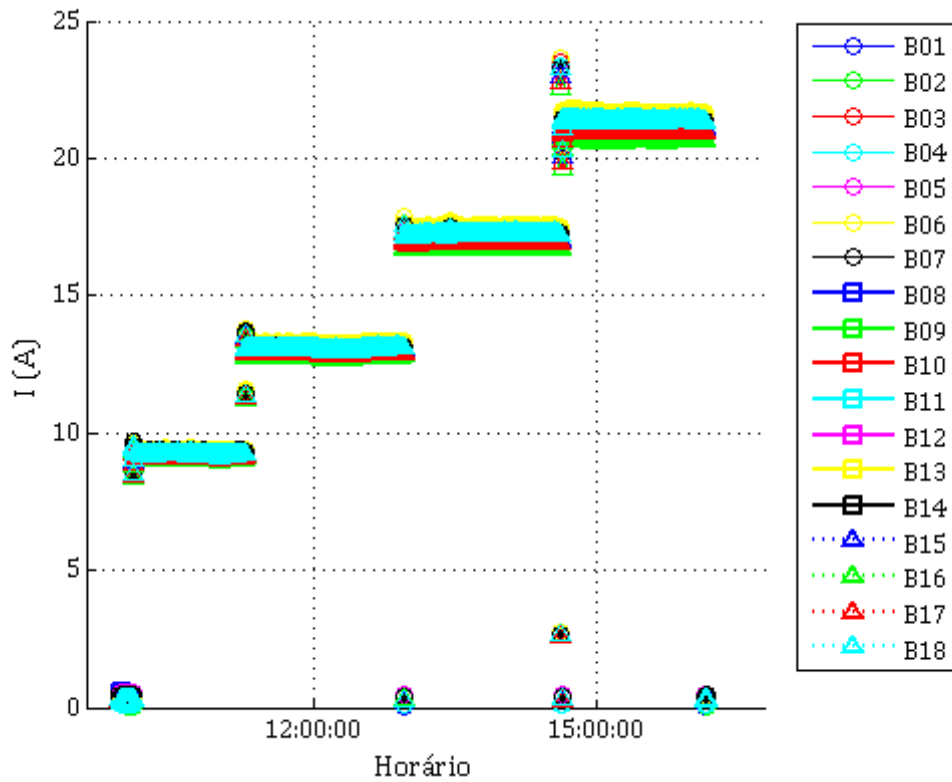


Figura 4.18. Corrente medida em cada condutor da camada intermediária (Camada "B").

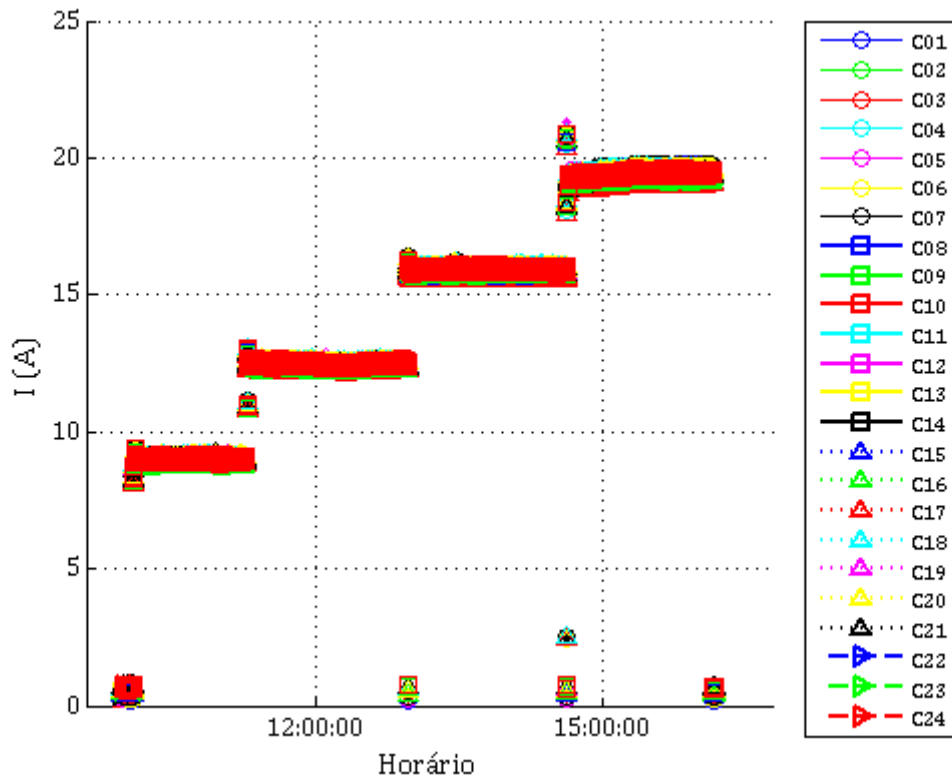


Figura 4.19. Corrente medida em cada condutor da camada externa (Camada "C").

Na Figura 4.20, Figura 4.21, Figura 4.22 e Figura 4.23 estão apresentadas em detalhe os valores medidos para cada condutor da camada interna (camada A) para a corrente total do cabo de 500, 700, 900 e 1100 A, respectivamente.

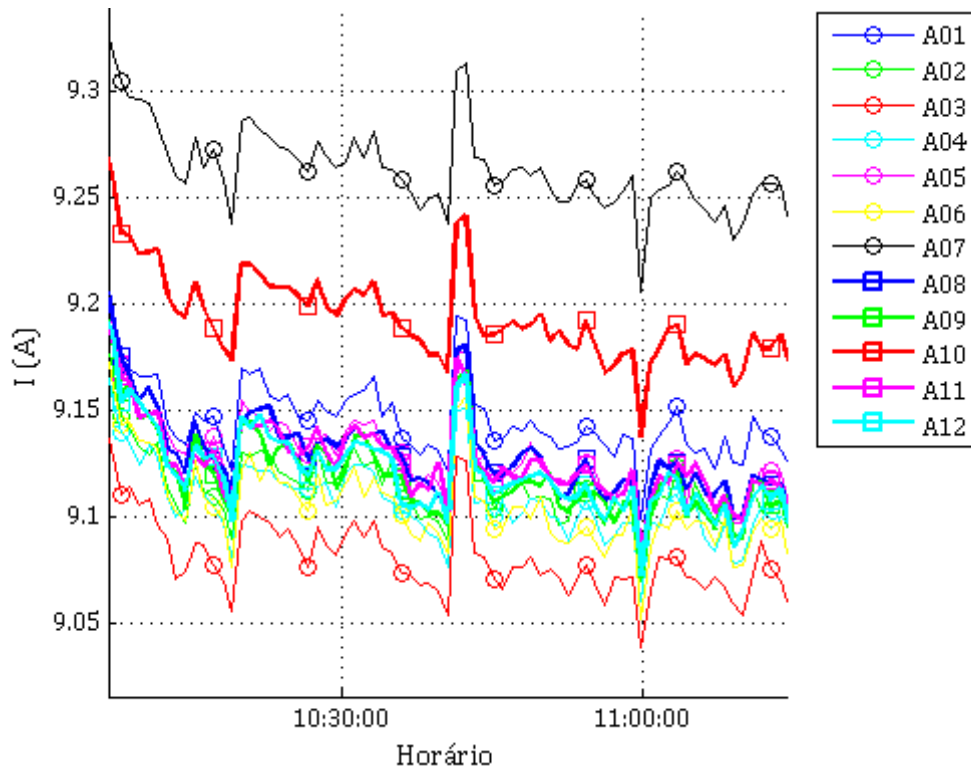


Figura 4.20. Detalhe da corrente medida em cada condutor da camada interna (Camada "A") para a corrente total no cabo de 500 A.

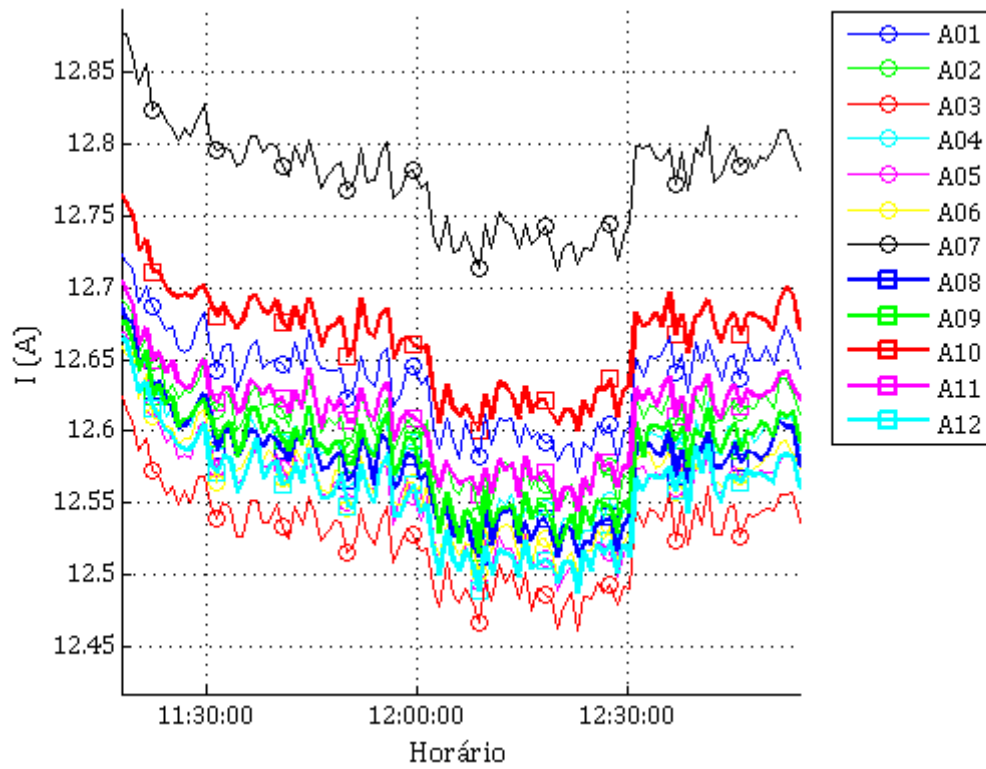


Figura 4.21. Detalhe da corrente medida em cada condutor da camada interna (Camada "A") para a corrente total no cabo de 700 A.

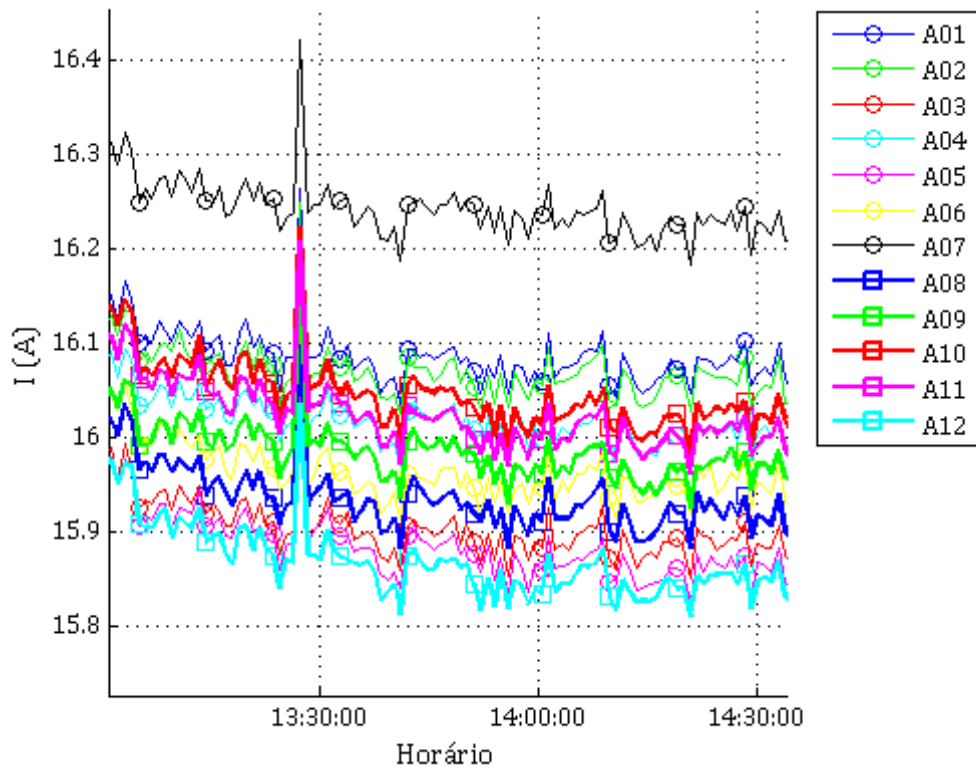


Figura 4.22. Detalhe da corrente medida em cada condutor da camada interna (Camada "A") para a corrente total no cabo de 900 A.

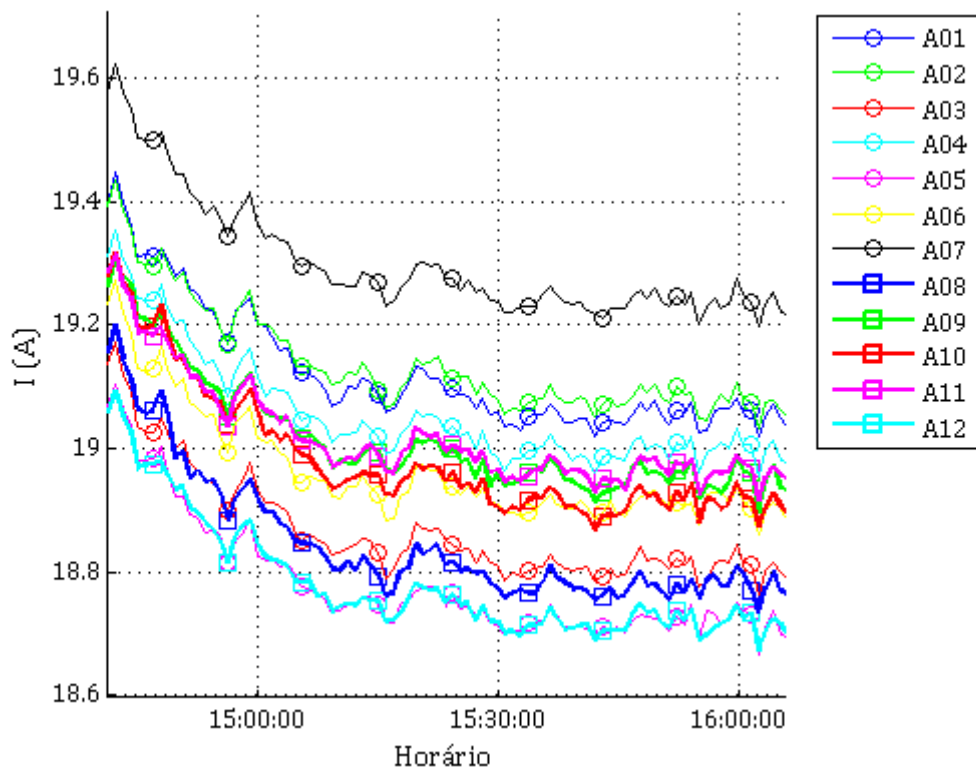


Figura 4.23. Detalhe da corrente medida em cada condutor da camada interna (Camada "A") para a corrente total no cabo de 1100 A.

Pelas figuras pode ser visto uma pequena variação dos valores medidos entre condutores, provavelmente devido às variações dos contatos entre os condutores e nas suas propriedades elétricas. As variações, entretanto, não ultrapassam 3% da corrente média dos condutores da camada.

Pode ser visto também variações simultâneas nos valores medidos de todos os condutores devido às oscilações da tensão na rede e pelo aumento da resistência dos condutores decorrente de seu aquecimento. A cada queda de corrente total no cabo, monitorada através de um osciloscópio, causada pelo seu aquecimento, a tensão de excitação era ajustada de forma a retornar à corrente inicial através de um reostato presente no sistema de alimentação do circuito.

O mesmo comportamento pôde ser verificado nas demais camadas, apresentadas em detalhe para as correntes totais de 500, 700, 900 e 1100 A, na Figura 4.24 à Figura 4.31.

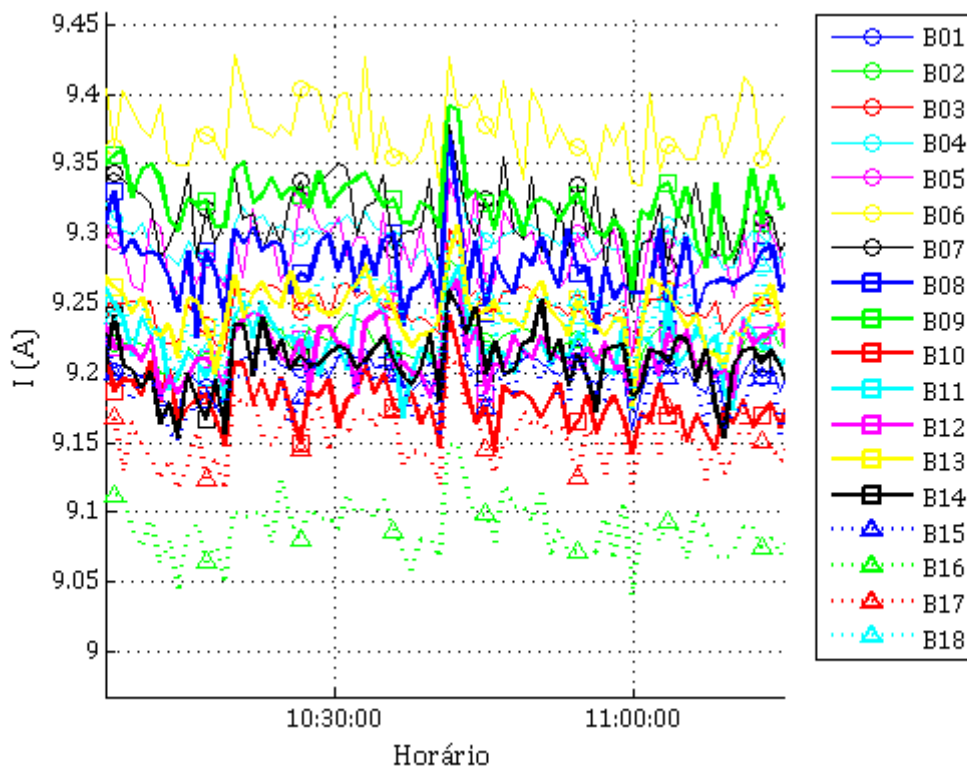


Figura 4.24. Detalhe da corrente medida em cada condutor da camada intermediária (Camada “B”) para a corrente total no cabo de 500 A.

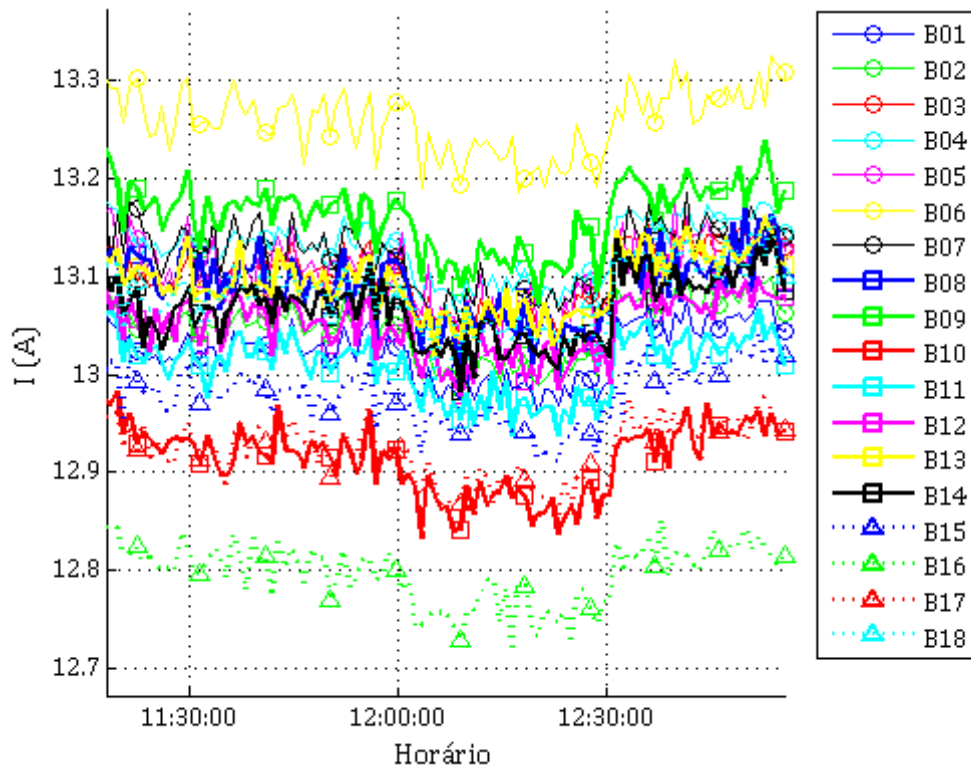


Figura 4.25. Detalhe da corrente medida em cada condutor da camada intermediária (Camada “B”) para a corrente total no cabo de 700 A.

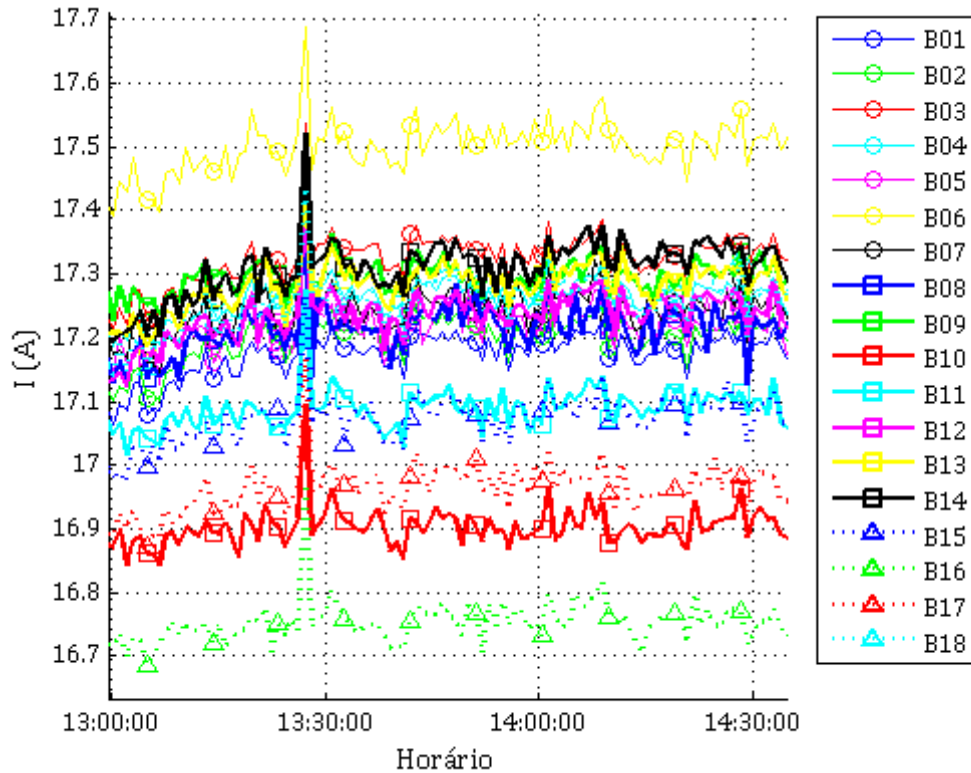


Figura 4.26. Detalhe da corrente medida em cada condutor da camada intermediária (Camada “B”) para a corrente total no cabo de 900 A.

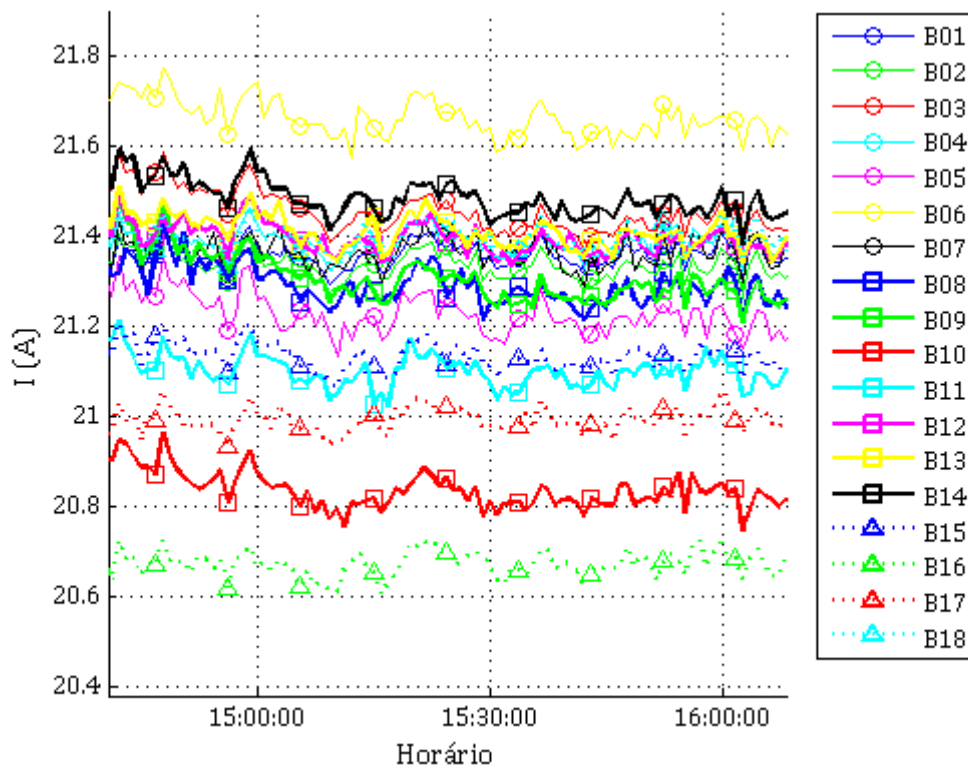


Figura 4.27. Detalhe da corrente medida em cada condutor da camada intermediária (Camada "B") para a corrente total no cabo de 1100 A.

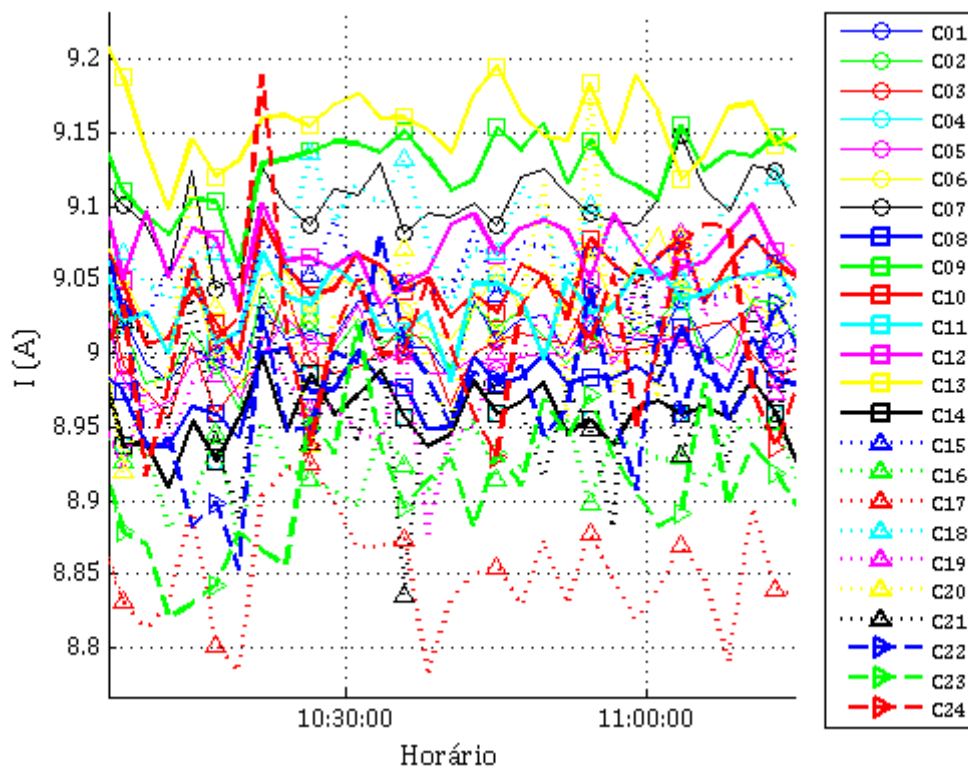


Figura 4.28. Detalhe da corrente medida em cada condutor da camada externa (Camada "C") para a corrente total no cabo de 500 A.

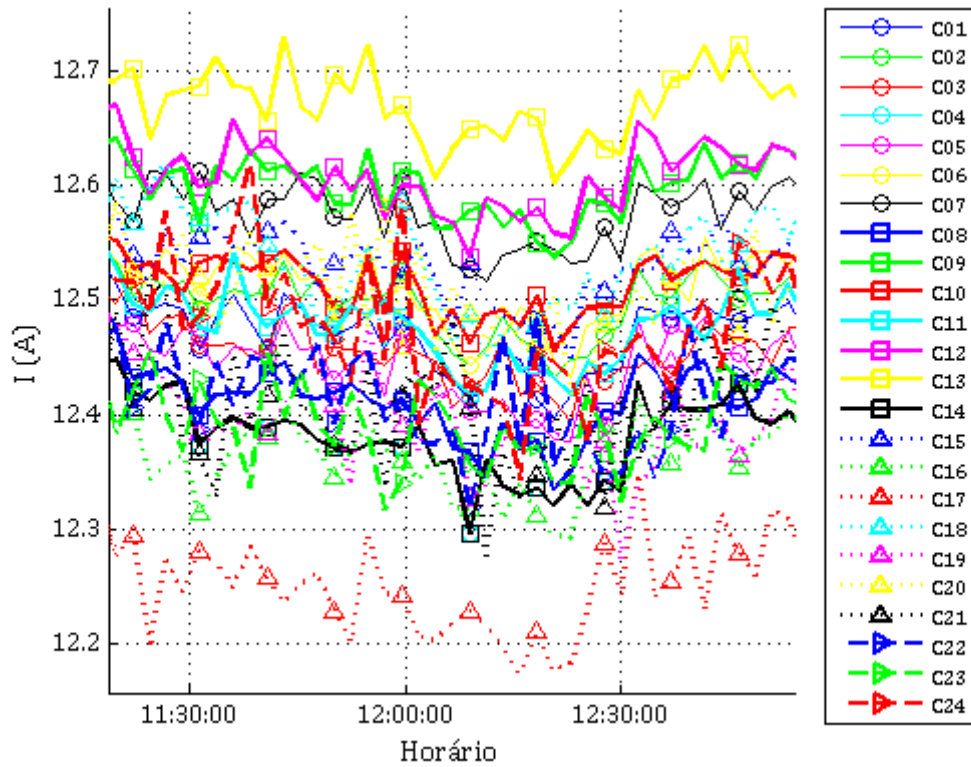


Figura 4.29. Detalhe da corrente medida em cada condutor da camada externa (Camada "C") para a corrente total no cabo de 700 A.

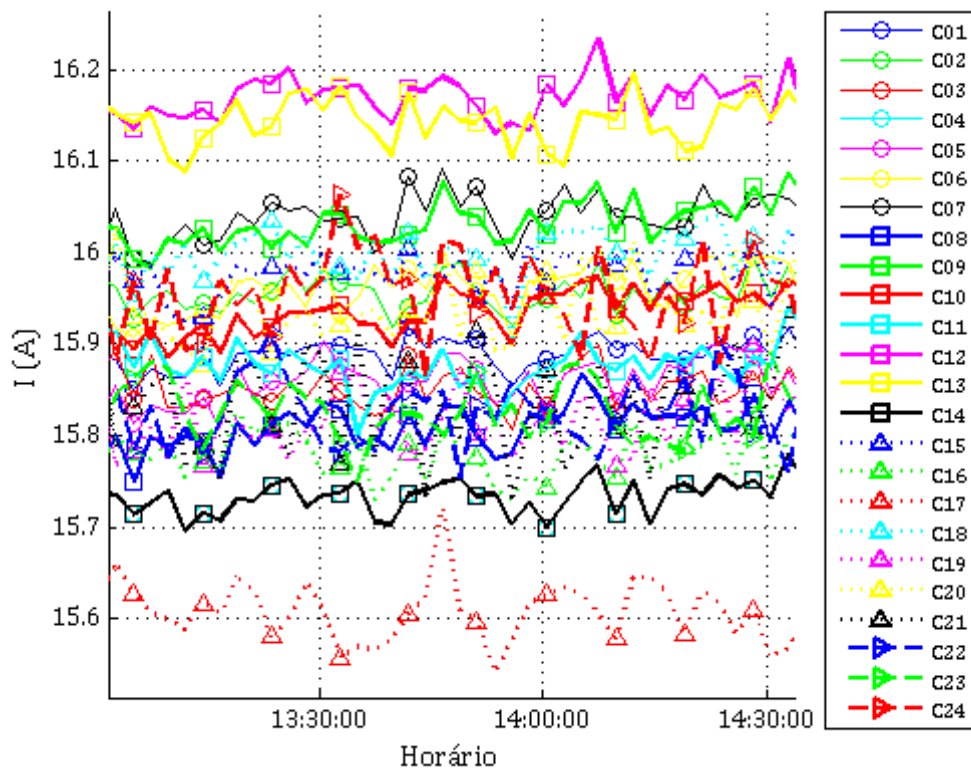


Figura 4.30. Detalhe da corrente medida em cada condutor da camada externa (Camada "C") para a corrente total no cabo de 900 A.

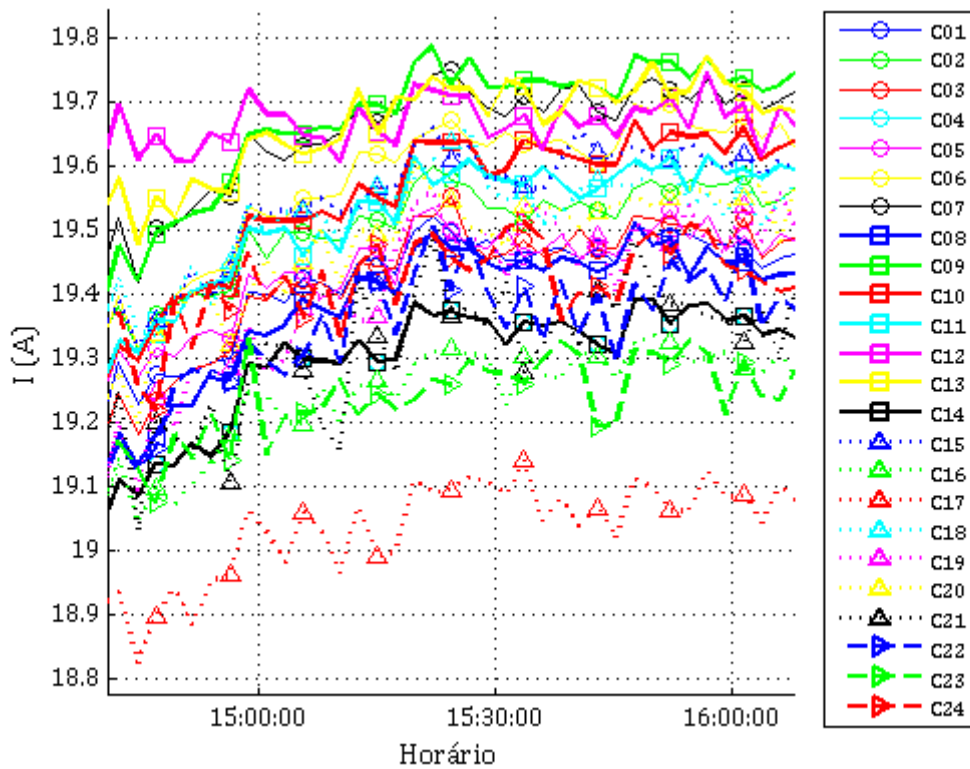


Figura 4.31. Detalhe da corrente medida em cada condutor da camada externa (Camada "C") para a corrente total no cabo de 1100 A.

A partir dos valores de cada um dos 54 condutores foi calculada a média da corrente por condutor em cada camada do cabo, apresentada na Figura 4.32 e em detalhes para as correntes totais no cabo de 500, 700, 900 e 1100 A na Figura 4.44, Figura 4.45, Figura 4.46 e Figura 4.47.

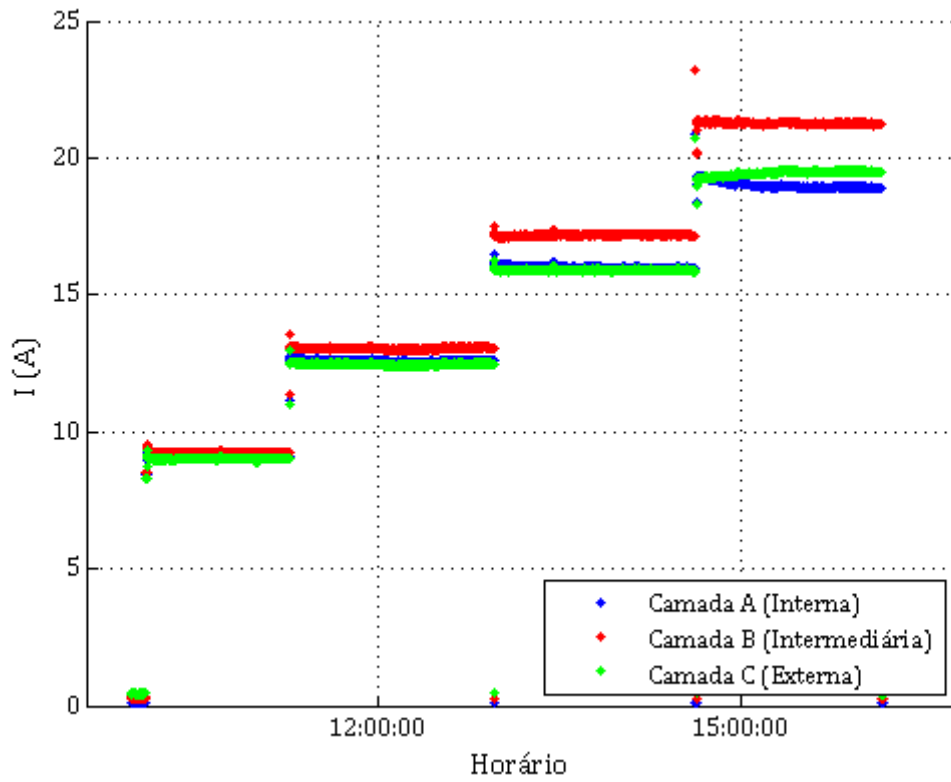


Figura 4.32. Corrente média por condutor medida em cada camada.

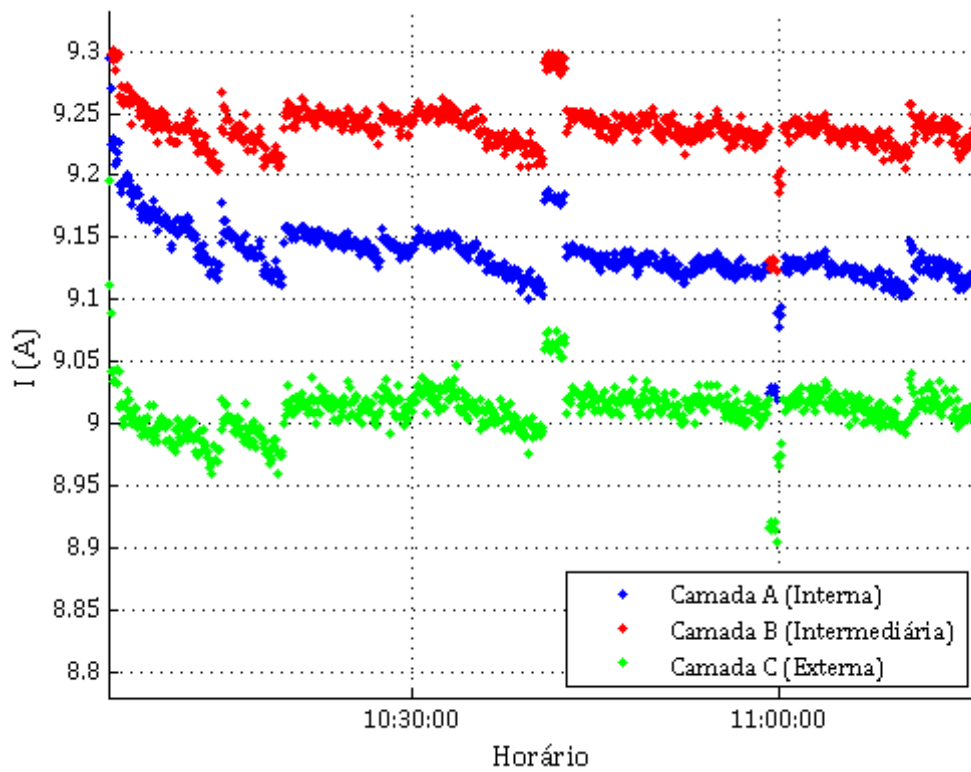


Figura 4.33. Detalhe da corrente média por condutor medida em cada camada para a corrente total no cabo de 500 A.

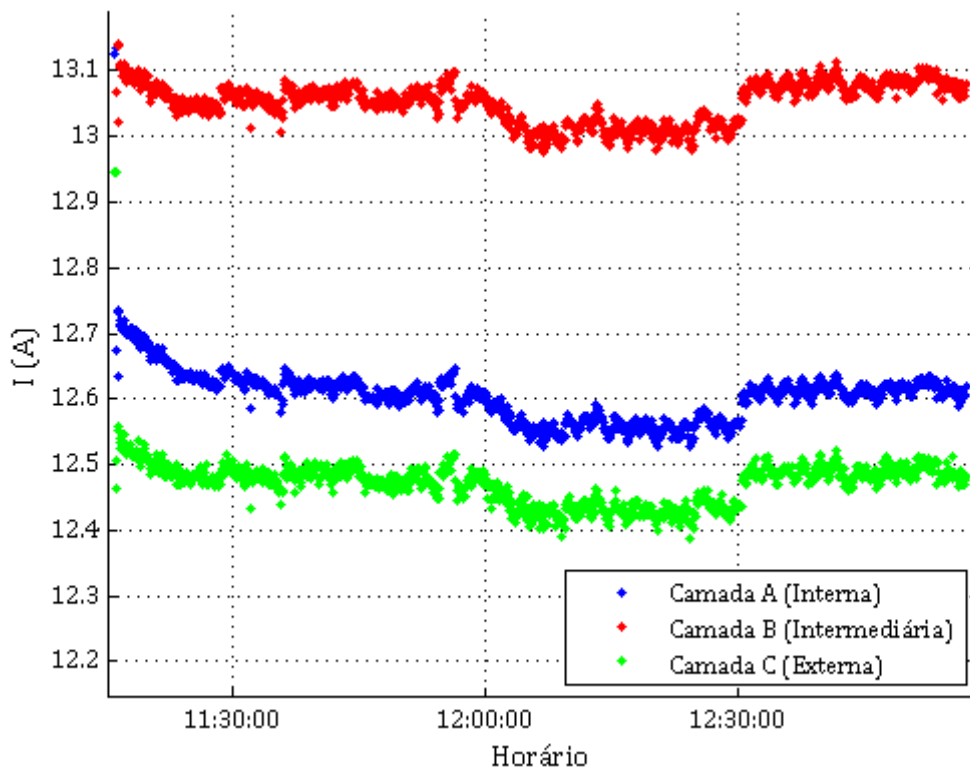


Figura 4.34. Detalhe da corrente média por condutor medida em cada camada para a corrente total no cabo de 700 A.

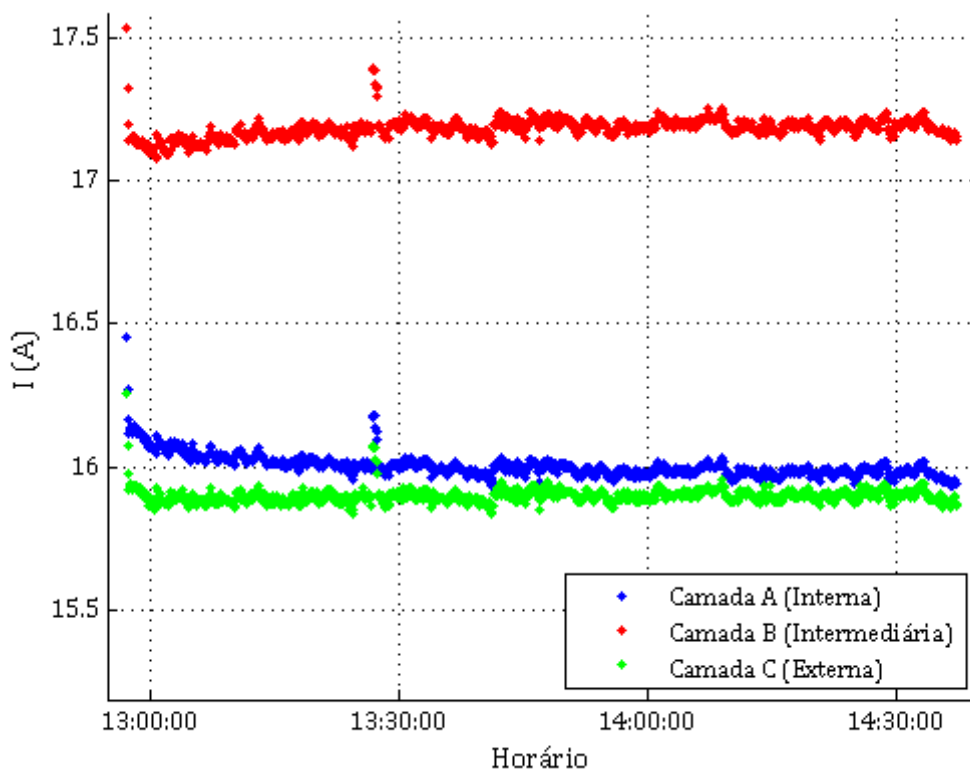


Figura 4.35. Detalhe da corrente média por condutor medida em cada camada para a corrente total no cabo de 900 A.

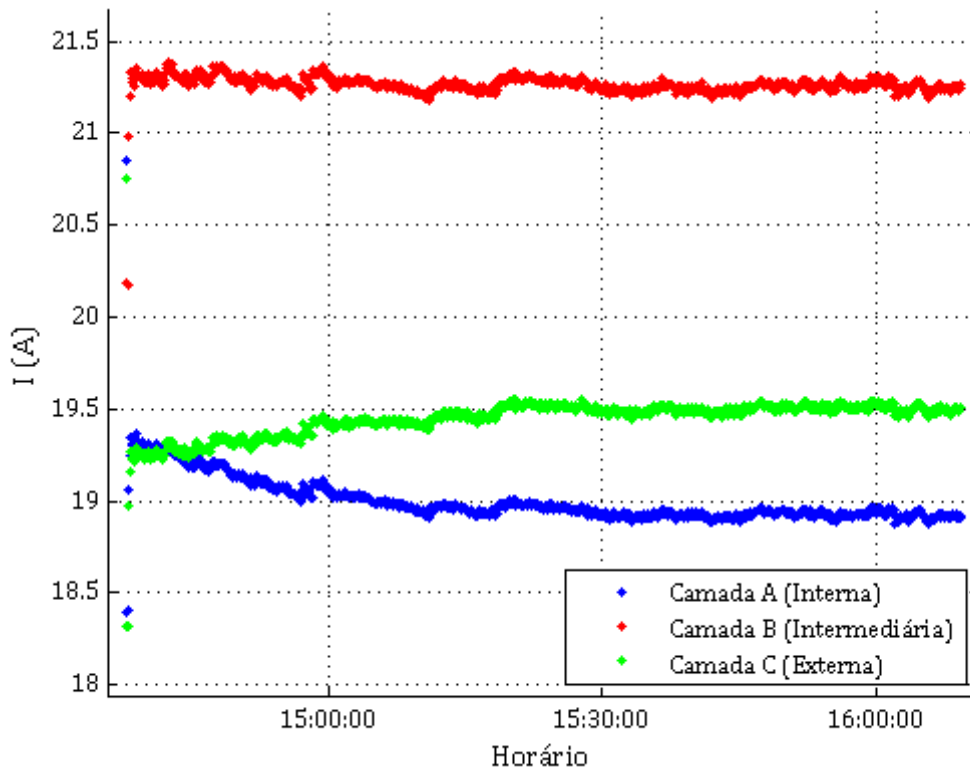


Figura 4.36. Detalhe da corrente média por condutor medida em cada camada para a corrente total no cabo de 1100 A.

Pela Figura 4.32 à Figura 4.36 pode ser visto uma maior intensidade de corrente na camada intermediária do cabo (Camada “B”) dentre as demais camadas para todas as correntes aplicadas, tal como previsto pelo *efeito transformador*, se intensificando com o aumento do carregamento do cabo.

Um outro comportamento que pôde ser visto foi a alteração na intensidade de corrente entre as camadas internas e externas do cabo para a corrente aplicada de 1100 A, em detalhe na Figura 4.36.

A inversão de corrente entre as duas camadas ocorre no ciclo térmico, ou seja, durante o aquecimento do cabo e a troca de calor com o ambiente. Neste processo ocorre a formação de um gradiente de temperatura interno ao cabo, como observado por ABSI SALAS *et al.* (2009,2013) e ABSI SALAS (2012).

Este gradiente consiste na redução da temperatura do cabo em suas camadas mais externas, decorrente da troca de calor com o ambiente, intensificado para maiores níveis de corrente. Na presença do gradiente, a resistência elétrica dos condutores nas camadas mais internas é elevada pela sua temperatura, reduzindo a intensidade da corrente conduzida.

A baixo da corrente de 1100 A, a segunda maior concentração de corrente é verificada na camada interna do cabo, o que não havia sido relatado por BARRETT *et al.* (1986) no cabo *Grackle*.

Em um novo ciclo foram aplicadas as correntes de 1200 A, reduzida a 800 A e desenergizado até seu resfriamento. Em seguida foi aplicada novamente a corrente de 800 A e elevada a 1200 A novamente. Na Figura 4.37 e Figura 4.38 estão apresentadas a corrente total aplicada e a temperatura superficial do cabo, respectivamente. Na Figura 4.39 está representado em detalhe a temperatura superficial ao longo do cabo para a primeira aplicação de corrente de 800 A.

A corrente média em cada camada está apresentada na Figura 4.40 e em detalhe para as correntes totais de 1200 A, 800 A, e novamente aplicadas 800 e 1200 A na Figura 4.41, Figura 4.42, Figura 4.43 e Figura 4.44.

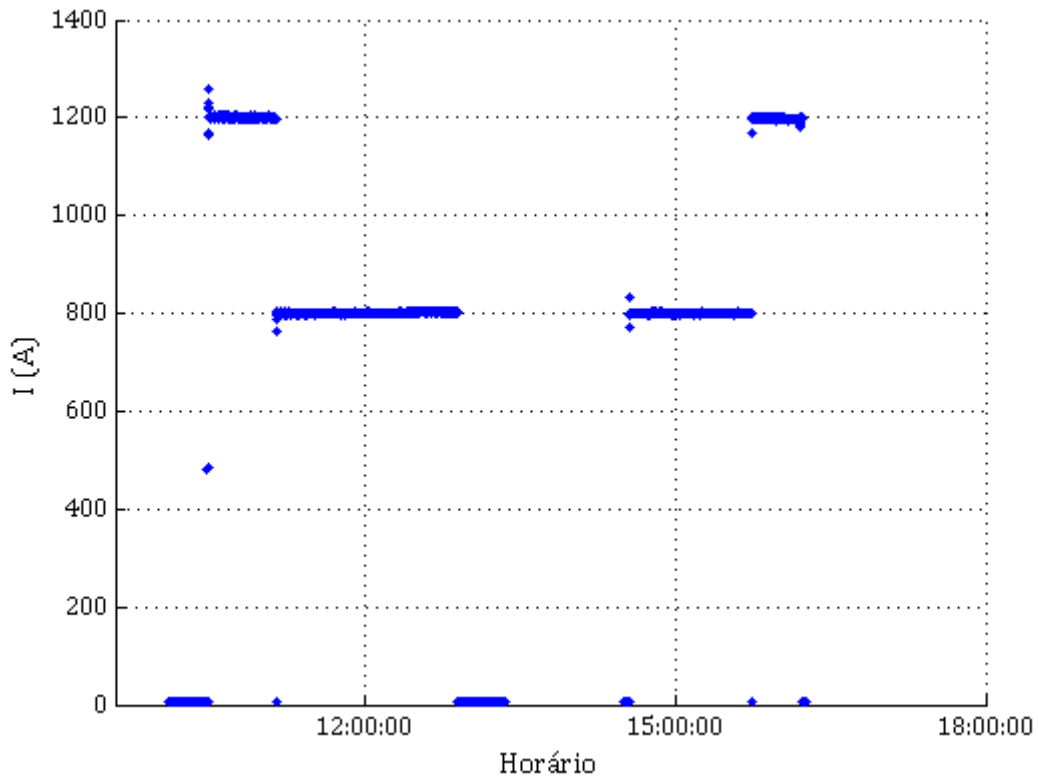


Figura 4.37. Corrente total no cabo medida em um ciclo de ensaios.

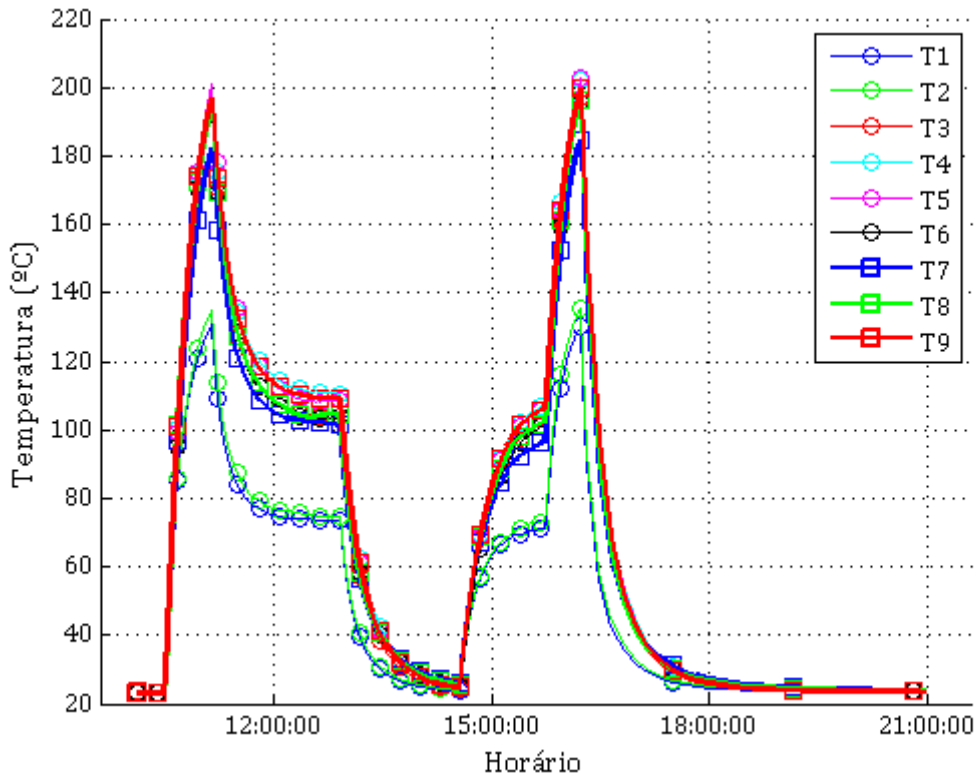


Figura 4.38. Temperatura superficial medida ao longo do cabo.

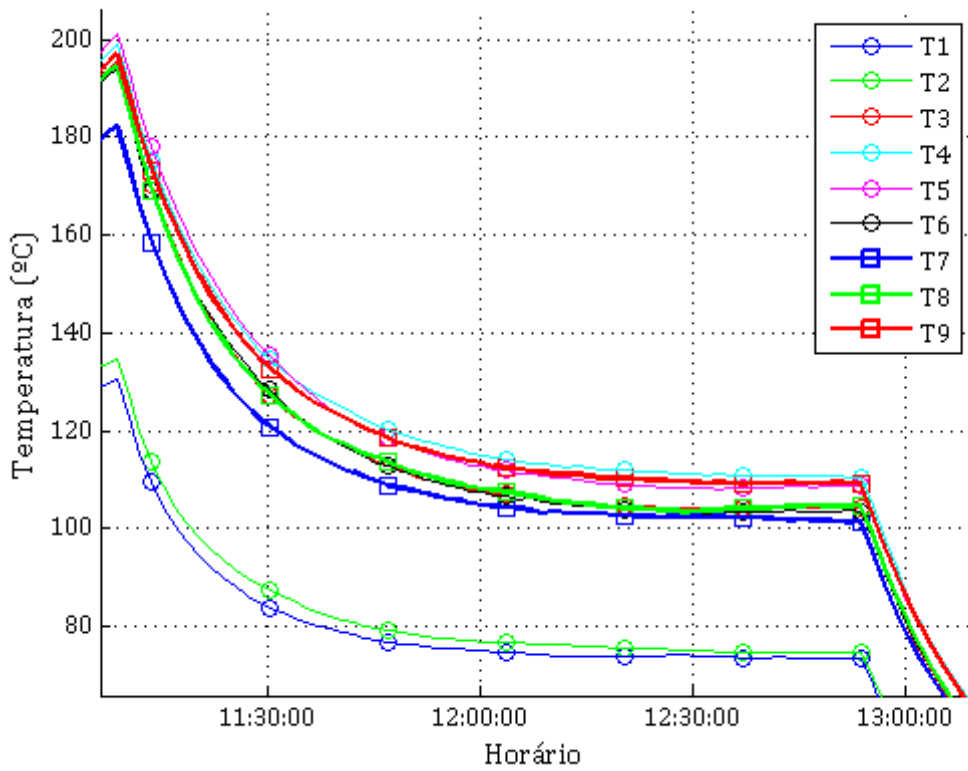


Figura 4.39. Detalhe para a temperatura superficial medida ao longo do cabo para a primeira aplicação de corrente de 800 A.

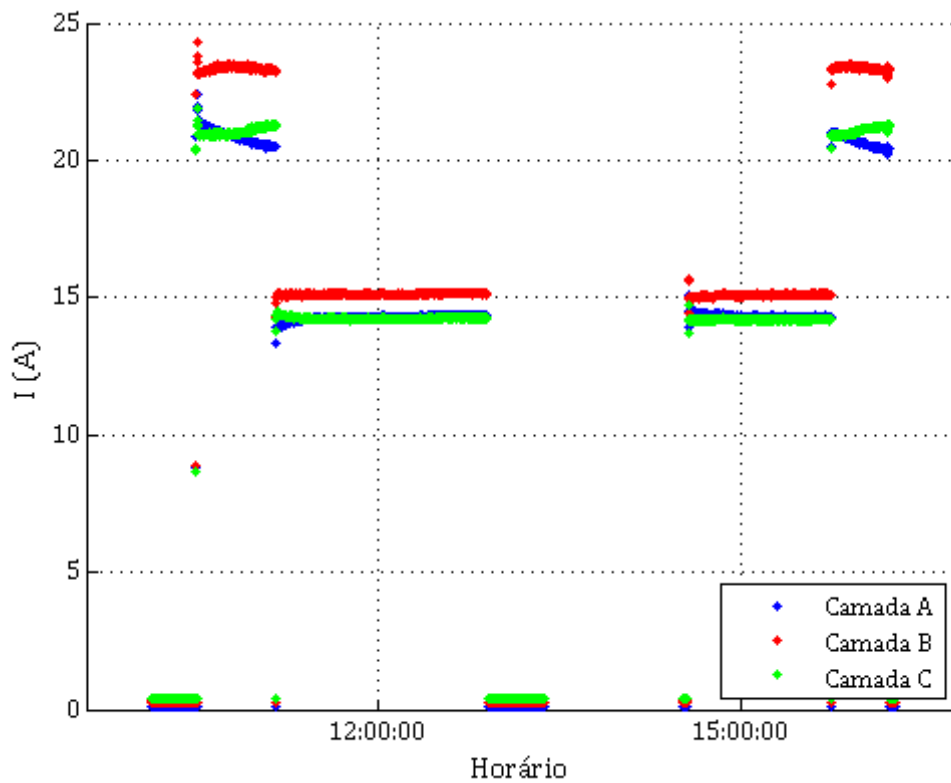


Figura 4.40. Corrente média por condutor medida em cada camada.

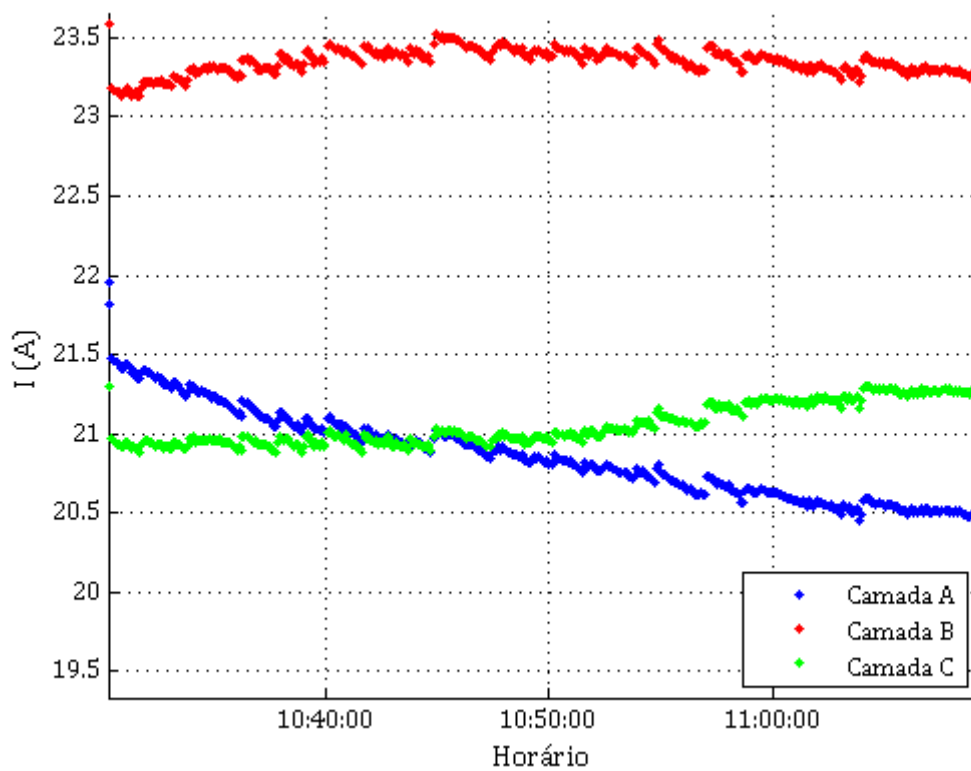


Figura 4.41. Detalhe da corrente média por condutor medida em cada camada para a primeira aplicação de corrente de 1200 A.

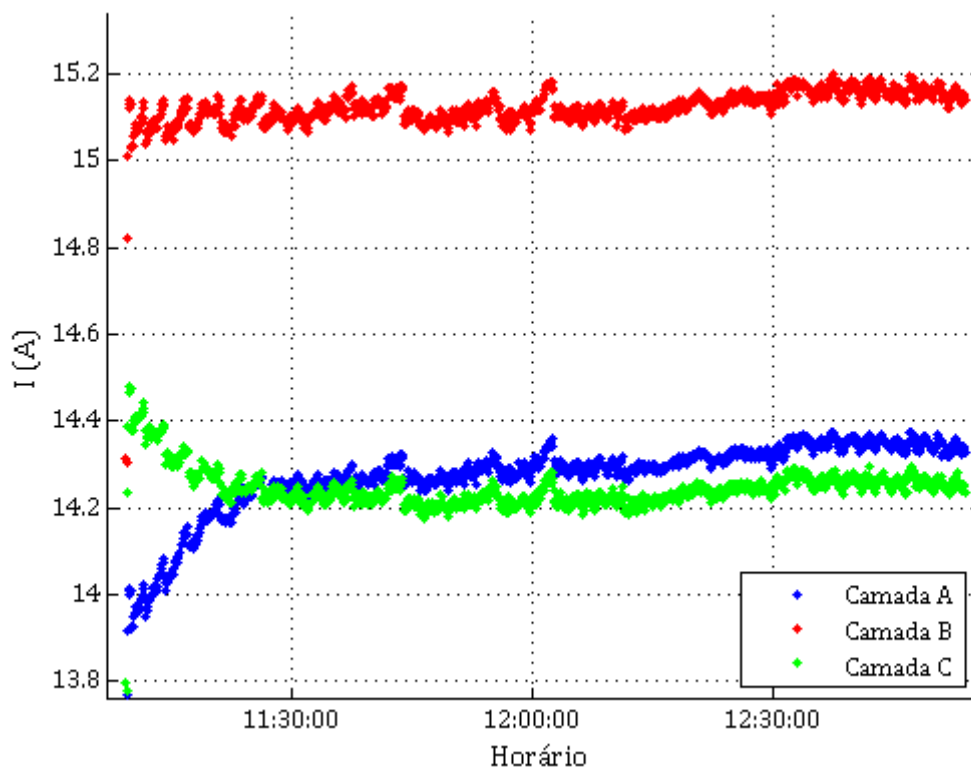


Figura 4.42. Detalhe da corrente média por condutor medida em cada camada para a primeira aplicação de corrente de 800 A.

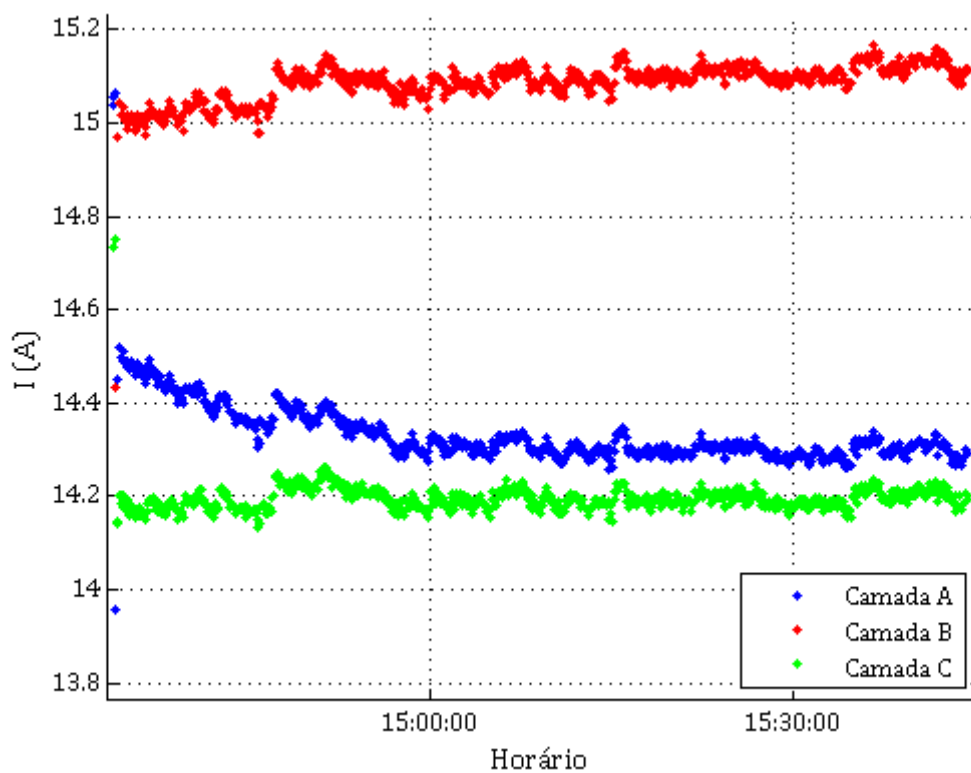


Figura 4.43. Detalhe da corrente média por condutor medida em cada camada para a segunda aplicação de corrente de 800 A.

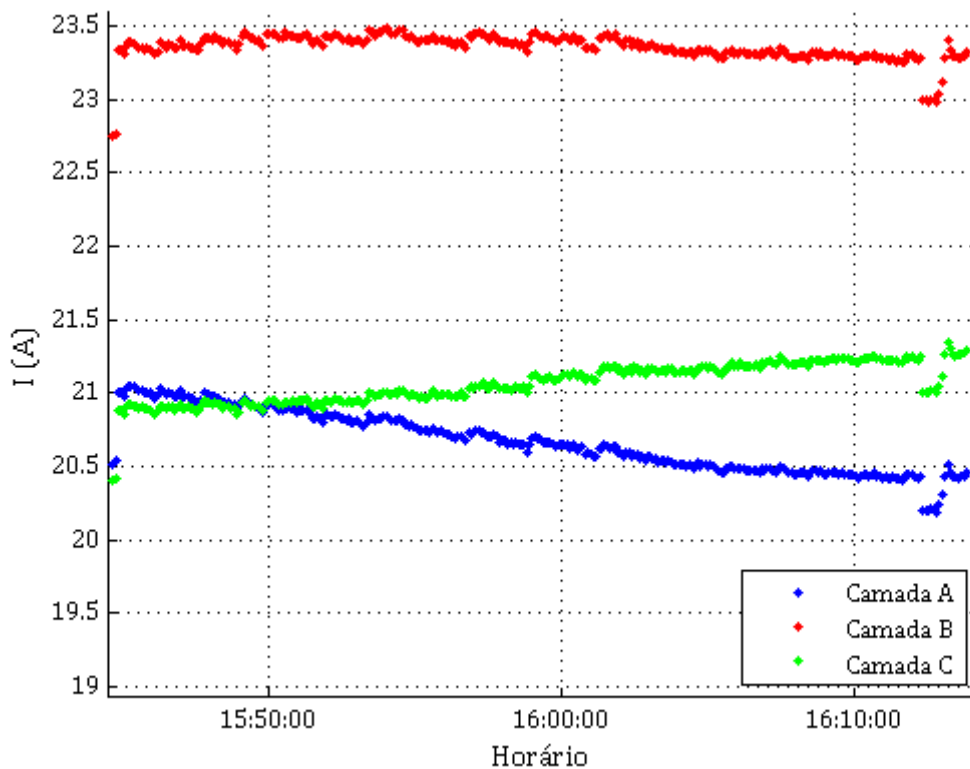


Figura 4.44. Detalhe da corrente média por condutor medida em cada camada para a segunda aplicação de corrente de 1200 A.

Como pode ser visto na Figura 4.41 e Figura 4.44, apesar da distribuição de corrente entre camadas convergir para os mesmo valores nas duas aplicações de corrente de 1200 A, a distribuição inicial de corrente é distinta nas duas aplicações. Essa distinção pode ser atribuída à temperatura inicial do cabo. Na primeira aplicação o cabo está inicialmente desenergizado, sua temperatura é, portanto, a mesma do ambiente. Conforme o cabo é aquecido pela passagem de corrente, ocorre a reorganização de corrente entre as camadas A e C (interna e externa, respectivamente) devido ao gradiente de temperatura formado. O mesmo processo ocorre na segunda aplicação de 1200 A porém a temperatura inicial do cabo é a resultante da condução de corrente de 800 A, por volta de 100°C. A convergência para a temperatura final e, conseqüentemente, para a distribuição de corrente por ela afetada é acelerada.

De forma análoga, a distribuição de corrente ao final do ciclo térmico nas duas aplicações de corrente de 800 A são semelhantes, porém a distribuição de corrente inicial entre as camadas A e C apresentam comportamento distinto. A primeira aplicação é feita a partir de uma corrente de 1200 A, sob elevada temperatura e,

possivelmente, sobre um significativo gradiente de temperatura interno, o qual mantém a concentração de corrente inicial entre as camadas A e C até que sejam invertidas durante a redução da temperatura do cabo.

Na segunda aplicação, o cabo parte da temperatura ambiente, sem gradiente de temperatura interna, e mantém a distribuição de corrente entre camada A e C próximas à inicial.

Em um outro ciclo de ensaio, foi aplicada a corrente de 2000 A, a fim de verificar a redistribuição de corrente para este nível de carregamento do cabo. A corrente média em cada camada está apresentada em detalhe na Figura 4.45.

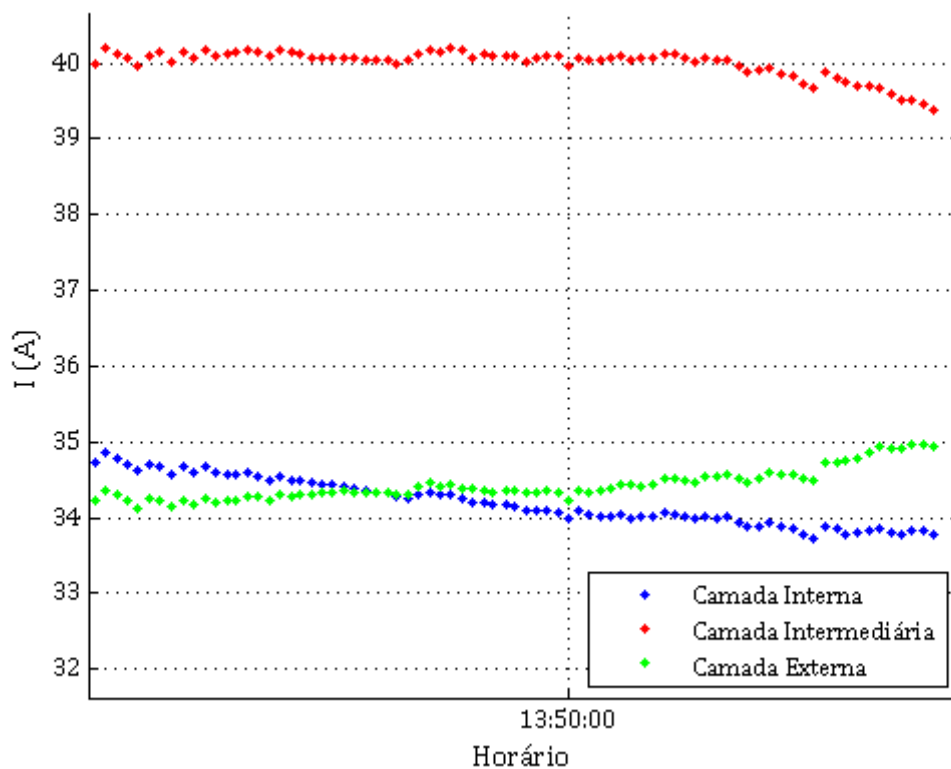


Figura 4.45. Corrente média por condutor medida em cada camada para a corrente aplicada de 2000 A.

Como pode ser visto na Figura 4.45, a corrente média por condutor na camada intermediária chega a ser 5 A maior que a corrente na camada interna, demonstrando a intensidade do efeito com o carregamento do cabo.

4.3.1. Análise da Corrente Média por Camada em Amplitude e Fase

Através das amostras da forma de onda aquisitionadas pelo sistema IMA-MEC, foram analisadas as correntes em cada condutor em amplitude e fase. Para o primeiro ciclo de ensaios, apresentado na Figura 4.14, foram analisadas as formas de onda de cada condutor em um instante inicial da corrente aplicada de 500 A. Na Figura 4.46 estão representados os valores em RMS medido em cada um dos 54 condutores e o valor médio por condutor em cada camada. No instante analisado a temperatura média na superfície do cabo medida pelos termopares foi de 22,79 °C.

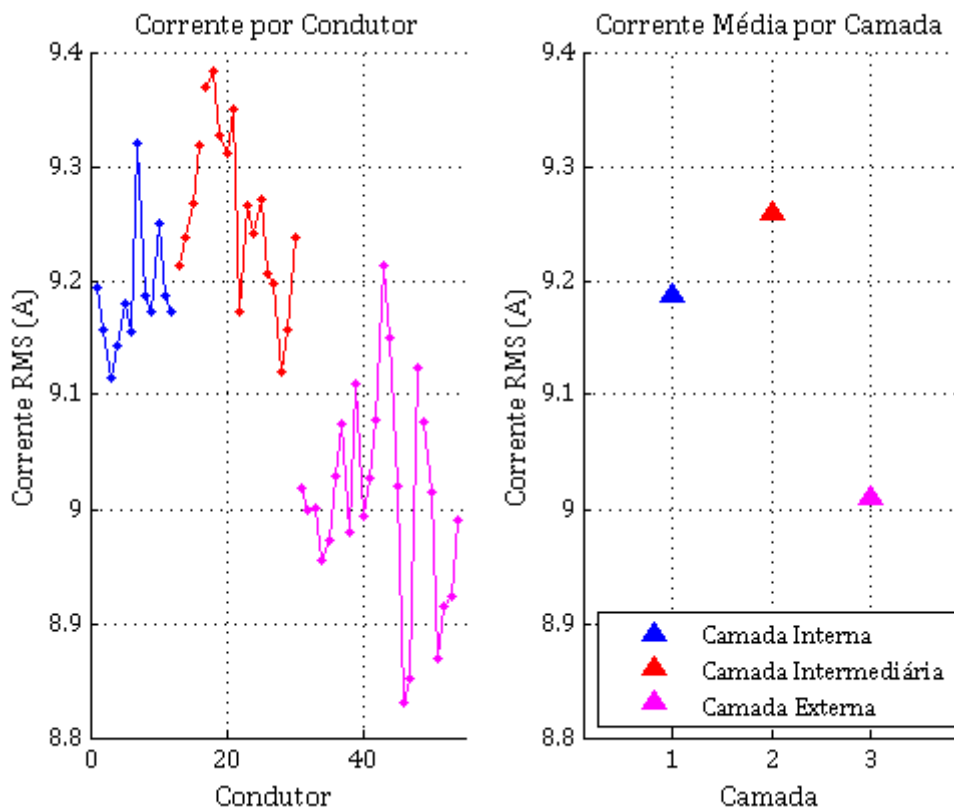


Figura 4.46. Valor RMS da corrente medida de cada condutor e valor médio por condutor em cada camada a partir da forma de onda aquisitionada para o instante inicial de corrente de 500 A.

O ângulo de fase da corrente de cada condutor foi obtido através da fundamental de sua forma de onda. Entre cada canal do sistema de aquisição há uma defasagem de cerca de 20 μ s e uma defasagem variante entre as três placas de aquisição. A defasagem entre canais de uma mesma fase foi compensada subtraindo o equivalente em ângulo de fase, ou seja:

$$\varphi = 2\pi f \Delta t \text{ rad} \quad (4.10)$$

sendo φ o equivalente angular da defasagem entre canais em radianos, f a frequência de excitação (60 Hz) e Δt a defasagem entre canais em segundos.

Os ângulos calculados nos condutores de cada placa de aquisição bem como o valor corrigido estão apresentados na Figura 4.47, Figura 4.48 e Figura 4.49.

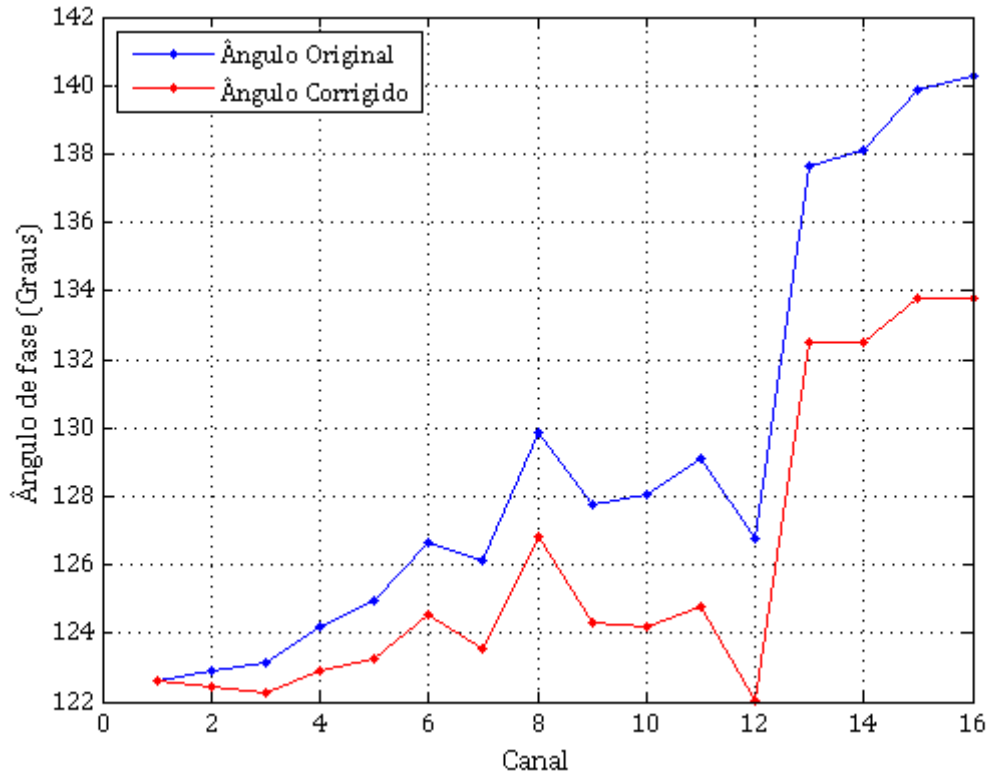


Figura 4.47. Ângulo de fase das formas de onda de corrente obtidos pela primeira placa de aquisição e correção devido à defasagem entre canais.

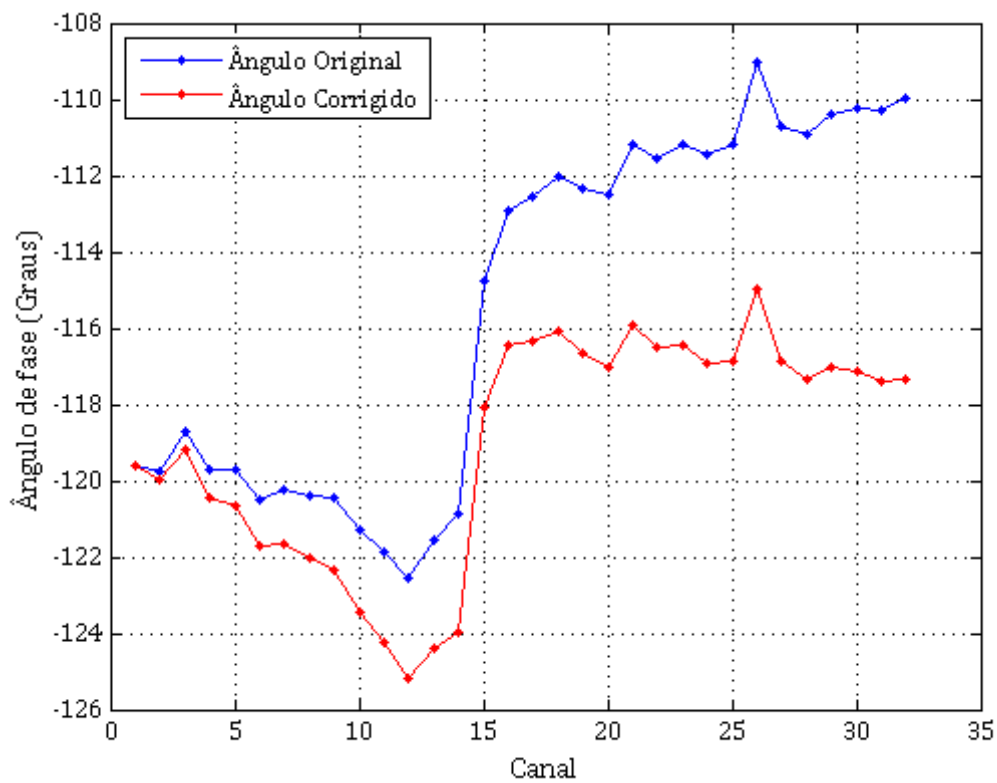


Figura 4.48. Ângulo de fase das formas de onda de corrente obtidos pela segunda placa de aquisição e correção devido à defasagem entre canais.

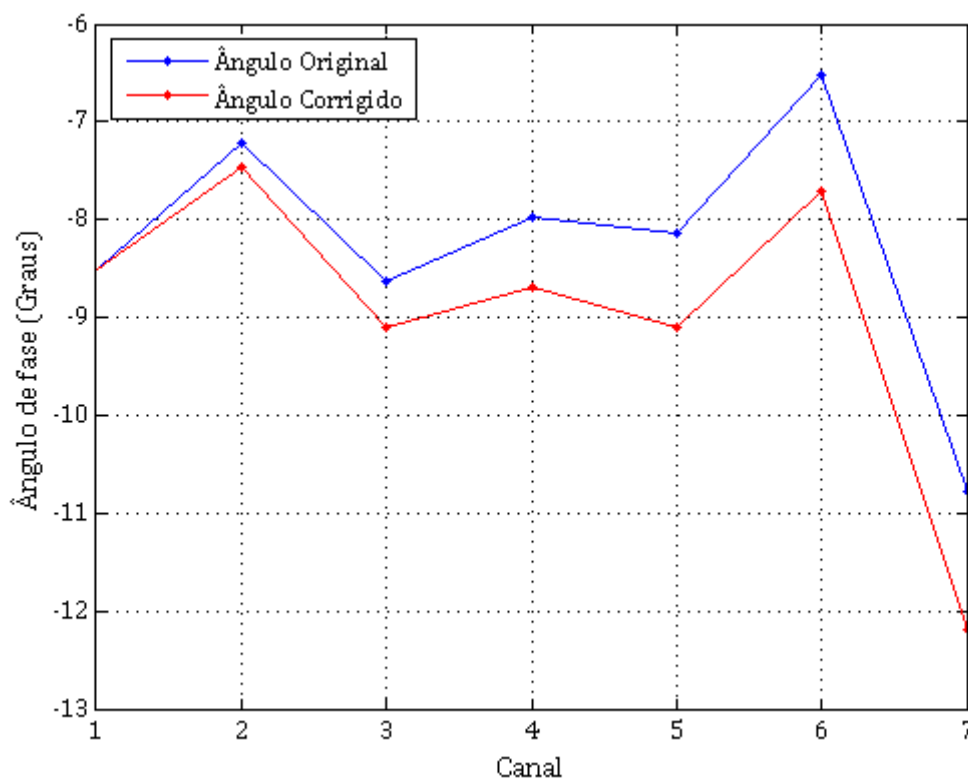


Figura 4.49. Ângulo de fase das formas de onda de corrente obtidos pela primeira placa de aquisição e correção devido à defasagem entre canais.

Como pode ser visto na Figura 4.47, Figura 4.48 e Figura 4.49, foram utilizadas os 16 canais da primeira placa, os 32 canais da segunda placa e apenas os 7 primeiros canais da terceira placa. Os canais de cada placa foram direcionados aos condutores das três camadas do cabo da seguinte maneira:

Os 12 primeiros canais da primeira placa foram destinados aos 12 condutores da camada A (interna), os 4 seguintes foram destinados aos 4 primeiros condutores da camada B (intermediária).

Os 14 condutores restantes da segunda camada foram alocados pelos 14 primeiros canais da segunda placa. Nesta mesma placa foram utilizados os 18 canais restantes para os 18 condutores da camada C (externa).

Os 6 condutores restantes da camada C foram alocados pelos 6 primeiros canais da terceira placa. O sétimo canal desta placa foi destinado à corrente total no cabo.

Houve, desta forma, um compartilhamento de condutores de uma mesma camada entre as placas de aquisição. A defasagem entre as placas foi compensada igualando-se a média do ângulo de fase dos condutores de uma mesma camada em placas diferentes.

Na Figura 4.50 estão representados os valores de ângulo de fase de cada condutor nas diferentes camadas, aplicadas as correções de defasagem entre canais e entre placas, utilizando o ângulo de fase da corrente total do cabo como referência. Na mesma figura estão representados os valores médios assumidos em cada camada.

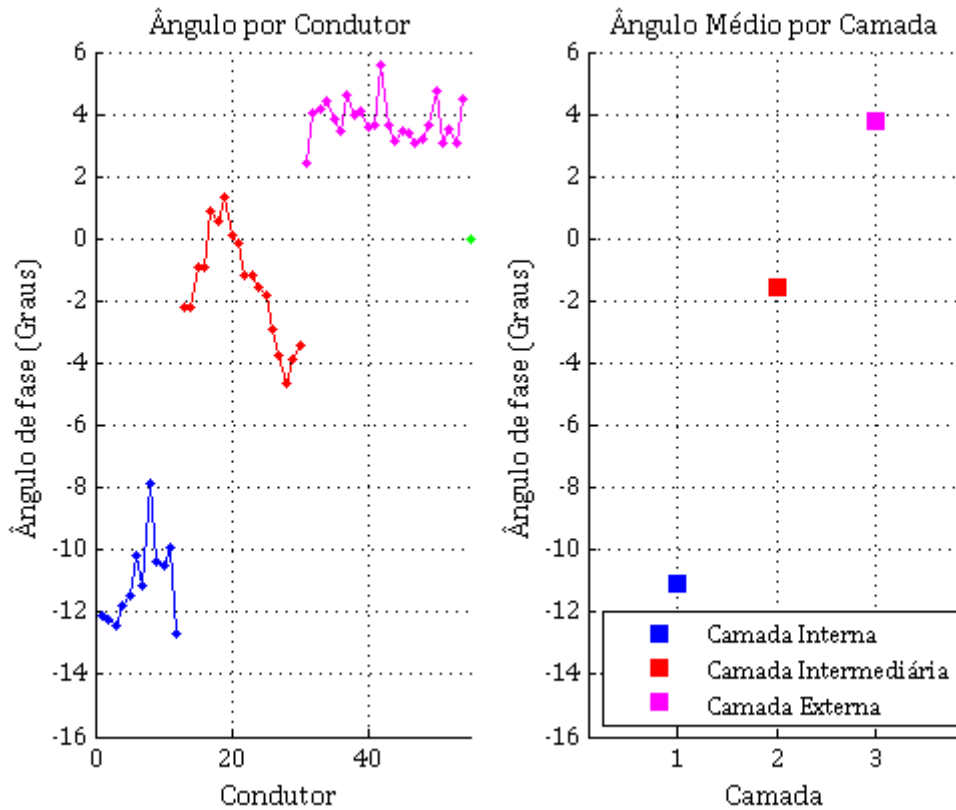


Figura 4.50. ângulo de fase medida de cada condutor e valor médio por camada a partir da forma de onda adquirida para o instante inicial de corrente de 500 A.

Os resultados obtidos são semelhantes ao apresentado por BARRETT *et al.* (1986) em medições realizadas sobre a densidade de corrente superficial em um condutor de cada camada do cabo *Grackle*.

A corrente média por condutor em cada camada em seu valor complexo e a corrente total no cabo é portanto:

$$I_{A\ medido} = 9,0160 - j1,7602\ \text{A/fio}$$

$$I_{B\ medido} = 9,2548 - j0,2500\ \text{A/fio}$$

$$I_{C\ medido} = 8,9896 + j0,5921\ \text{A/fio}$$

$$I_{total} = 501,6673\ \text{A}$$

Através do modelo de BARRETT *et al.* (1986) utilizado a permeabilidade magnética apresentada pelo próprio autor (equação (4.8)), a permeabilidade magnética apresentada por MORGAN *et al.* (1996) (equação (4.7)), ambos levantados da alma de aço de cabos *Grackle* e a permeabilidade magnética levantada do cabo de aço nesta dissertação (equação (2.50)) foi calculada a distribuição de corrente para o

instante analisado ($I_{total} = 501,6673$ A e temperatura no cabo de $22,7856$ °C), apresentadas a seguir, junto ao erro percentual em relação aos valores medidos.

Correntes calculadas utilizando a permeabilidade magnética complexa de BARRETT *et al.* (1986):

$$I_{A\text{ Barrett}} = 8,7524 - j1,7366 \text{ A/fio (Erro percentual de 2,88\%)}$$

$$I_{B\text{ Barrett}} = 9,5644 + j0,6064 \text{ A/fio (Erro percentual de 9,84\%)}$$

$$I_{C\text{ Barrett}} = 8,9360 + j0,4591 \text{ A/fio (Erro percentual de 1,59\%)}$$

Correntes calculadas utilizando a permeabilidade magnética de MORGAN *et al.* (1996):

$$I_{A\text{ Morgan}} = 8,7717 - j1,7448 \text{ A/fio (Erro percentual de 2,67\%)}$$

$$I_{B\text{ Morgan}} = 9,5378 + j0,6180 \text{ A/fio (Erro percentual de 9,86\%)}$$

$$I_{C\text{ Morgan}} = 8,9466 + j0,4544 \text{ A/fio (Erro percentual de 1,60\%)}$$

Correntes calculadas utilizando a permeabilidade magnética do cabo de aço levantada nesta dissertação:

$$I_{A\text{ aço}} = 8,7188 - j1,8164 \text{ A/fio (Erro percentual de 3,29\%)}$$

$$I_{B\text{ aço}} = 9,6119 + j0,7162 \text{ A/fio (Erro percentual de 11,13\%)}$$

$$I_{C\text{ aço}} = 8,9168 + j0,4154 \text{ A/fio (Erro percentual de 2,12\%)}$$

O erro percentual obtido utilizando as três permeabilidades magnéticas é semelhante, com uma pequena variação no cálculo através da permeabilidade magnética do cabo de aço, levantado experimentalmente na presente dissertação.

O campo magnético estimado pelo modelo de BARRETT *et al.* (1986) para a distribuição de corrente medida é de 645 A/m. As três permeabilidades magnéticas assumem valores próximos nesta intensidade de campo magnético, como pode ser visto na Figura 4.5 e Figura 4.6, produzindo valores próximos também no cálculo da resistência elétrica do cabo, como pode ser visto na Figura 4.11, para a corrente total de 500 A.

Pelos erros percentuais pode-se verificar também o erro no cálculo da redistribuição de corrente causada pelo fenômeno, sobrestimando a corrente na camada intermediária do cabo.

Sobre o mesmo ciclo de ensaio e corrente de 500 A, foi refeita a análise das correntes em cada condutor em amplitude e fase, e recalculada a distribuição de corrente segundos as três permeabilidades magnéticas apresentadas em um instante

final do ciclo térmico, quando a temperatura média medida na superfície do cabo foi de 54,41°C. Os valores medidos são apresentados a seguir:

$$I_{A \text{ medido}} = 8,9718 - j1,6458 \text{ A/fio}$$

$$I_{B \text{ medido}} = 9,2367 - j0,17341 \text{ A/fio}$$

$$I_{C \text{ medido}} = 8,9975 + j0,5176 \text{ A/fio}$$

$$I_{total} = 500,3765 \text{ A}$$

Os valores medidos não apresentam alterações significativas na distribuição de corrente comparado com os valores medidos no início do ciclo térmico, sob uma temperatura 31,63°C inferior à temperatura final.

Para o cálculo da distribuição de corrente, além de utilizar a permeabilidade magnética apresentada por BARRETT *et al.* (1986) e a levantada sobre o cabo de aço nesta dissertação, foi utilizado os dados da permeabilidade magnética levantada por MORGAN *et al.* (1996) para diferentes temperaturas, apresentada na Figura 4.3 e Figura 4.4.

Para tanto foram feitos ajustes polinomiais para três diferentes níveis de intensidade de campo magnético ($H < 1200 \text{ A/m}$, $1200 < H < 2000 \text{ A/m}$ e $H > 2000 \text{ A/m}$) para a permeabilidade magnética medida a cada temperatura (25°C, 40°C, 60°C, 80°C, 100°C e 120°C), obtendo assim 18 curvas. A permeabilidade na temperatura desejada é obtida através da interpolação cúbica spline. Os valores calculados são apresentados a seguir junto ao erro percentual em relação aos valores medidos.

Correntes calculadas utilizando a permeabilidade magnética complexa de BARRETT *et al.* (1986):

$$I_{A \text{ Barrett}} = 8,7892 - j1,5583 \text{ A/fio (Erro percentual de 2,22\%)}$$

$$I_{B \text{ Barrett}} = 9,4851 + j0,5637 \text{ A/fio (Erro percentual de 8,42\%)}$$

$$I_{C \text{ Barrett}} = 8,9224 + j0,3967 \text{ A/fio (Erro percentual de 1,58\%)}$$

Correntes calculadas utilizando a permeabilidade magnética de MORGAN *et al.* (1996):

$$I_{A \text{ Morgan}} = 8,8766 - j1,4945 \text{ A/fio (Erro percentual de 1,96\%)}$$

$$I_{B \text{ Morgan}} = 9,3635 + j0,4765 \text{ A/fio (Erro percentual de 7,17\%)}$$

$$I_{C \text{ Morgan}} = 8,9711 + j0,4312 \text{ A/fio (Erro percentual de 1,00\%)}$$

Correntes calculadas utilizando a permeabilidade magnética do cabo de aço levantada nesta dissertação:

$$I_{A \text{ aço}} = 8,7614 - j1,6329 \text{ A/fio (Erro percentual de 2,31\%)}$$

$$I_{B \text{ aço}} = 9,5244 + j0,6665 \text{ A/fio (Erro percentual de 9,61\%)}$$

$$I_{C \text{ aço}} = 8,9065 + j0,3558 \text{ A/fio (Erro percentual de 2,06\%)}$$

Pelos valores é possível notar uma sensível melhora na precisão dos cálculos utilizando a permeabilidade magnética de MORGAN *et al.* (1986), ao considerar as variações na permeabilidade magnética do aço com a temperatura. A precisão atingida é superior a alcançada utilizando a permeabilidade de BARRETT *et al.* (1986) cuja a temperatura pela qual foi submetido o ensaio para levantamento da grandeza foi de 22°C.

Para a intensidade do campo magnético de 645 A/m, estimado pelo modelo de BARRETT *et al.* (1986) para a distribuição de corrente medida, não foi verificada uma variação significativa da permeabilidade magnética da alma de aço com a temperatura pelos valores medidos por MORGAN *et al.* (1996) (Figura 4.3 e Figura 4.4). As maiores variações foram apresentadas para o campo magnético superior a 1000 A/m.

Sobre o mesmo ciclo de ensaio, para a corrente aplicada de 1100 A, foi refeita a análise das correntes em cada condutor em amplitude e fase, e recalculadas segundos as três permeabilidades magnéticas apresentadas em um instante inicial do ciclo térmico, para a temperatura média na superfície do cabo de 22,64°C. Os valores medidos são apresentados a seguir:

$$I_{A \text{ medido}} = 19,3669 - j3,9453 \text{ A/fio}$$

$$I_{B \text{ medido}} = 21,0943 - j0,0404 \text{ A/fio}$$

$$I_{C \text{ medido}} = 19,2151 + j1,2503 \text{ A/fio}$$

$$I_{total} = 1105,5122 \text{ A}$$

Os valores calculados são apresentados a seguir junto ao erro percentual em relação aos valores medidos. Foram utilizados as permeabilidade de BARRETT *et al.* (1986), a permeabilidade do cabo de aço levantada nesta dissertação e a permeabilidades levantada por MORGAN *et al.* (1996) para as diferentes temperaturas.

Correntes calculadas utilizando a permeabilidade magnética complexa de BARRETT *et al.* (1986):

$$I_{A \text{ Barrett}} = 17,6608 - j4,2388 \text{ A/fio (Erro percentual de 8,76\%)}$$

$$I_{B \text{ Barrett}} = 23,3302 + j1,8821 \text{ A/fio (Erro percentual de 13,98\%)}$$

$$I_{C \text{ Barrett}} = 18,7920 + j0,7999 \text{ A/fio (Erro percentual de 3,21\%)}$$

Correntes calculadas utilizando a permeabilidade magnética de MORGAN *et al.* (1996):

$$I_{A \text{ Morgan}} = 17,9534 - j3,9459 \text{ A/fio (Erro percentual de 7,15\%)}$$

$$I_{B \text{ Morgan}} = 22,9218 + j1,4810 \text{ A/fio (Erro percentual de 11,28\%)}$$

$$I_{C \text{ Morgan}} = 18,9557 + j0,9590 \text{ A/fio (Erro percentual de 2,026\%)}$$

Correntes calculadas utilizando a permeabilidade magnética do cabo de aço levantada nesta dissertação:

$$I_{A \text{ aço}} = 17,4613 - j3,9890 \text{ A/fio (Erro percentual de 9,64\%)}$$

$$I_{B \text{ aço}} = 23,6027 + 1,5342 \text{ A/fio (Erro percentual de 14,04\%)}$$

$$I_{C \text{ aço}} = 18,6841 + 0,9393 \text{ A/fio (Erro percentual de 3,19\%)}$$

Os valores apresentam uma maior erro percentual ao obtido anteriormente, para a corrente de 500 A, e mantém um erro mais elevado na concentração de corrente na camada intermediária do cabo.

Ao final do ciclo térmico, a temperatura média medida sobre a superfície do cabo foi de 186,29°C. Para este instante, foi refeita a análise da corrente média por condutor em amplitude e fase, e recalculadas segundo as três permeabilidades magnéticas apresentadas. Os valores medidos são apresentados a seguir:

$$I_{A \text{ medido}} = 18,4297 - j3,3714 \text{ A/fio}$$

$$I_{B \text{ medido}} = 21,2708 - j0,0920 \text{ A/fio}$$

$$I_{C \text{ medido}} = 19,4732 + j0,7410 \text{ A/fio}$$

$$I_{total} = 1101,3 \text{ A}$$

Os valores calculados são apresentados a seguir junto ao erro percentual em relação aos valores medidos. Foram utilizados as permeabilidade de BARRETT *et al.* (1986), a permeabilidade do cabo de aço levantada nesta dissertação e a permeabilidades levantada por MORGAN *et al.* (1996) para a temperatura de 120°C.

Pelo cálculo ter de ser realizado sob uma temperatura mais elevada (186,29°C), a interpolação utilizada anteriormente sobre os dados apresentados por MORGAN *et*

al. (1996) para estimar a permeabilidade magnética foi substituída pela curva de maior temperatura levantada pelo autor, neste caso, 120°C.

Correntes calculadas utilizando a permeabilidade magnética complexa de BARRETT *et al.* (1986):

$$I_{A \text{ Barrett}} = 18,2632 - j2,9442 \text{ A/fio (Erro percentual de 2,45\%)}$$

$$I_{B \text{ Barrett}} = 22,4944 + j1,6695 \text{ A/fio (Erro percentual de 10,08\%)}$$

$$I_{C \text{ Barrett}} = 18,9358 + j0,2713 \text{ A/fio (Erro percentual de 3,66\%)}$$

Correntes calculadas utilizando a permeabilidade magnética de MORGAN *et al.* (1996):

$$I_{A \text{ Morgan}} = 17,8102 - j2,5181 \text{ A/fio (Erro percentual de 5,63\%)}$$

$$I_{B \text{ Morgan}} = 23,1174 + j1,0768 \text{ A/fio (Erro percentual de 10,27\%)}$$

$$I_{C \text{ Morgan}} = 18,6880 + j0,5086 \text{ A/fio (Erro percentual de 4,20\%)}$$

Correntes calculadas utilizando a permeabilidade magnética do cabo de aço levantada nesta dissertação:

$$I_{A \text{ aço}} = 17,9556 - j2,7595 \text{ A/fio (Erro percentual de 4,13\%)}$$

$$I_{B \text{ aço}} = 22,9182 + j1,4117 \text{ A/fio (Erro percentual de 10,49\%)}$$

$$I_{C \text{ aço}} = 18,7670 + j0,3747 \text{ A/fio (Erro percentual de 4,08\%)}$$

Os valores apresentam uma precisão ligeiramente superior à calculada para o início do ciclo térmico e perpetuando o erro de sobrestimar a concentração de corrente na camada intermediária. A maior precisão obtida ao final do ciclo térmico é decorrente da inversão da intensidade de corrente entre as camadas internas e externas observadas no ciclo térmico, na Figura 4.36. Esta distribuição de corrente, superior na camada intermediária seguido pela camada externa e interna, é a estimada pelo modelo de BARRETT *et al.* (1986) para qualquer nível de corrente.

A intensidade do campo magnético estimado pelo modelo de BARRETT *et al.* (1986) para a distribuição de corrente medida é de 1230 A/m. Para este valor de campo magnético há uma variação mais significativa da permeabilidade magnética com a temperatura, retratada no cálculo através da permeabilidade magnética levantada por MORGAN *et al.* (1986). Apesar desta variação, não se observa variações significativas entre os valores calculados pelas três permeabilidades magnéticas.

Por fim, a análise foi refeita para a corrente de 2000 A de ciclo térmico apresentado na Figura 4.45. Os valores medidos e calculados utilizando as três

permeabilidade magnéticas estão apresentadas a seguir. A temperatura média ao longo da superfície do cabo no instante que foram adquiridas as formas de onda é de 26,98°C.

Valores medidos:

$$I_{A \text{ medido}} = 33,9539 - j7,5069 \text{ A/fio}$$

$$I_{B \text{ medido}} = 39,7901 - j0,5354 \text{ A/fio}$$

$$I_{C \text{ medido}} = 34,2518 + j2,1824 \text{ A/fio}$$

$$I_{total} = 2006,23 \text{ A}$$

Os valores calculados são apresentados a seguir junto ao erro percentual em relação aos valores medidos.

Correntes calculadas utilizando a permeabilidade magnética complexa de BARRETT *et al.* (1986):

$$I_{A \text{ Barrett}} = 30,2348 - j7,0909 \text{ A/fio (Erro percentual de 10,76\%)}$$

$$I_{B \text{ Barrett}} = 44,8601 + j2,6821 \text{ A/fio (Erro percentual de 15,09\%)}$$

$$I_{C \text{ Barrett}} = 33,2438 + j1,9847 \text{ A/fio (Erro percentual de 3,66\%)}$$

Correntes calculadas utilizando a permeabilidade magnética de MORGAN *et al.* (1996):

$$I_{A \text{ Morgan}} = 30,5035 - j6,57491 \text{ A/fio (Erro percentual de 10,28\%)}$$

$$I_{B \text{ Morgan}} = 44,4820 + j1,9722 \text{ A/fio (Erro percentual de 13,37\%)}$$

$$I_{C \text{ Morgan}} = 33,2438 + j1,9847 \text{ A/fio (Erro percentual de 2,99\%)}$$

Correntes calculadas utilizando a permeabilidade magnética do cabo de aço levantada nesta dissertação:

$$I_{A \text{ aço}} = 29,8050 - j6,6149 \text{ A/fio (Erro percentual de 12,20\%)}$$

$$I_{B \text{ aço}} = 45,4482 + j2,0185 \text{ A/fio (Erro percentual de 15,60\%)}$$

$$I_{C \text{ aço}} = 32,8583 + j1,9684 \text{ A/fio (Erro percentual de 4,11\%)}$$

Os valores calculados possuem erros percentuais superiores aos encontrados para as corrente de 500 e 1100 A em todas as camadas do cabo. O cálculo através da permeabilidade levantada por MORGAN *et al.* (1996) apresenta maior precisão dentre os demais.

Os valores medidos e calculados ao final do ciclo térmico estão apresentados a seguir. A temperatura média medida sobre a superfície do cabo no instante analisado foi de 165,46°C.

Valores medidos:

$$I_{A \text{ medido}} = 33,0525 - j6,3916 \text{ A/fio}$$

$$I_{B \text{ medido}} = 39,6638 - j0,8919 \text{ A/fio}$$

$$I_{C \text{ medido}} = 34,7565 + j1,4057 \text{ A/fio}$$

$$I_{total} = 2005,40 \text{ A}$$

Correntes calculadas utilizando a permeabilidade magnética complexa de BARRETT *et al.* (1986):

$$I_{A \text{ Barrett}} = 31,7320 - j5,1538 \text{ A/fio (Erro percentual de 5,38\%)}$$

$$I_{B \text{ Barrett}} = 43,0803 + j2,8915 \text{ A/fio (Erro percentual de 12,85\%)}$$

$$I_{C \text{ Barrett}} = 33,6295 + j0,4977 \text{ A/fio (Erro percentual de 4,16\%)}$$

Correntes calculadas utilizando a permeabilidade magnética de MORGAN *et al.* (1996):

$$I_{A \text{ Morgan}} = 30,3160 - j3,9304 \text{ A/fio (Erro percentual de 10,93\%)}$$

$$I_{B \text{ Morgan}} = 45,0291 + j1,1888 \text{ A/fio (Erro percentual de 14,50\%)}$$

$$I_{C \text{ Morgan}} = 32,8543 + j1,1796 \text{ A/fio (Erro percentual de 5,51\%)}$$

Correntes calculadas utilizando a permeabilidade magnética do cabo de aço levantada nesta dissertação:

$$I_{A \text{ aço}} = 31,2419 - j4,7527 \text{ A/fio (Erro percentual de 7,25\%)}$$

$$I_{B \text{ aço}} = 43,755 + j2,3331 \text{ A/fio (Erro percentual de 13,13\%)}$$

$$I_{C \text{ aço}} = 33,3611 + j0,7214 \text{ A/fio (Erro percentual de 4,47\%)}$$

Assim como nos demais níveis de corrente, o cálculo da distribuição de corrente para o fim do ciclo térmico apresenta um menor erro percentual do que o realizado para o instante inicial, com os melhores resultados obtidos através da permeabilidade magnética levantada por BARRETT *et al.* (1986).

A ausência da levantamento da permeabilidade magnética da alma de aço do próprio cabo ensaiado limita a análise da precisão do modelo no cálculo da distribuição de corrente, como também a ausência de um modelo térmico que represente a distribuição de temperatura interna ao cabo, visto sua importância na

reorganização de corrente para níveis de carregamento mais elevados como o caso das correntes de 1100 e 2000 A. Ainda assim, o modelo proposto por BARRETT *et al.* (1986) é o qual realiza com maior êxito o cálculo da redistribuição de corrente entre camadas causada pelo *efeito transformador*, sem sofrer variações significativas nos cálculos pela variação da permeabilidade magnética utilizada.

5. Conclusões e Trabalhos Futuros

No presente capítulo são apresentadas as principais conclusões obtidas de cada ensaio realizado e sugestões de trabalhos futuros.

5.1. Medições Sobre a Permeabilidade Magnética Complexa

As medições para o levantamento da permeabilidade magnética foram realizadas de forma a ter seu resultado comparado com os valores apresentados por BARRETT *et al.* (1986) e MORGAN *et al.* (1996), ambos realizados sobre a alma de aço de um cabo *Grackle*. O ensaio foi realizado sobre um cabo de aço de 7 fios e 6,35 mm de diâmetros, enquanto a alma de aço do cabo *Grackle*, analisado por BARRETT *et al.* (1986) e MORGAN *et al.* (1996), é formada por 19 fios e de diâmetro de 11,3 mm.

A variação da permeabilidade magnética entre cabos de configurações semelhantes já havia sido prevista por BARRETT (1989), decorrente das variações nas propriedades magnéticas de cada amostra. As possíveis variações da permeabilidade magnética de cabos de configurações distintas, como o cabo utilizado nesta dissertação, apresentava-se como uma análise de interesse.

A permeabilidade magnética levantada do cabo de aço não apresentou variações significativas comparado com as duas amostras retiradas do cabo *Grackle*, apenas de mesma grandeza do que as variações entre as duas amostras do mesmo cabo. Este resultado indica uma semelhança no comportamento de cabos de aço de dimensões distintas, desde que sob a temperatura ambiente. Uma investigação das variações da permeabilidade magnética entre um maior número e diverso de amostras de almas de aço em diferentes temperaturas, entretanto, não foi realizada.

A utilização da permeabilidade magnética de cada amostra para o cálculo da resistência elétrica através do modelo de BARRETT *et al.* (1986) demonstrou que as variações da permeabilidade magnética entre amostras recaem sobre os valores da resistência elétrica calculadas também na forma de pequenas variações. Esta relação indica a viabilidade da utilização da permeabilidade magnética de cabos de configurações semelhantes no modelo eletromagnético de BARRETT *et al.* (1986) sem perdas significativas de precisão, desde que sob a temperatura ambiente, visto as alterações na permeabilidade magnética com a temperatura. (MORGAN *et al.* 1996).

5.2. Medições Sobre a Resistência Elétrica

O ensaio para medição da resistência elétrica foi realizado sobre um cabo CAA do tipo *Duck* (54/7) para diferentes níveis de corrente, durante poucos ciclos, evitando assim o seu aquecimento. A resistência elétrica do cabo foi calculada através do modelo proposto por BARRETT *et al.* (1986) e o modulo *tubular* com os fatores multiplicadores de correção propostos por DOUGLASS e KIRKPATRICK (1985) e ALUMINUM ASSOCIATION (1989).

Os valores calculados através do modelo de BARRETT *et al.* (1986) não apresentaram a mesma precisão alcançada anteriormente, em BARRETT *et al.* (1986) e BARRETT (1989). Apesar de não ter sido utilizada a permeabilidade magnética da alma de aço do próprio cabo ensaiado, sua ausência não deve interferir significativamente nos cálculos, visto os resultados do ensaio sobre a permeabilidade magnética realizado na presente dissertação.

O erro médio percentual absoluto (EMPA) obtido variou de 1,47% a 1,66% com a utilização da permeabilidade magnética de diferentes cabos de aço. Já o erro obtido através do modelo tubular e os fatores de correção foi de 0,92% com o fator de ALUMINUM ASSOCIATION (1989) e 1,27% com o fator de DOUGLASS e KIRKPATRICK (1985).

Pela boa precisão do modelo de BARRETT *et al.* (1986) obtida em trabalhos anteriores (BARRETT *et al.*, 1986 e BARRETT, 1989), pode-se atribuir a discrepância entre o comportamento medido e calculado ao arranjo utilizado nos ensaios. Nas duas referências, o ensaio foi realizado sobre o cabo esticado enquanto na presente dissertação, o cabo foi posicionado em forma de um laço fechado. A curvatura aplicada ao cabo para a formação do laço pode vir a ocasionar variações dos contatos entre fios e camadas alterando a distribuição de corrente, que vem a ter papel significativo do efeito *transformador* e na resistência elétrica do cabo.

Ainda assim todos os modelos apresentam erros médios percentuais menores que 1,7% no cálculo da resistência elétrica e representam boas ferramentas para este cálculo.

5.3. Medições Sobre a Distribuição de Corrente

Através de estruturas separadoras e sensores de corrente instalados em cada um dos 54 condutores de um cabo CAA do tipo *Duck* (54/7), foram feitas medidas da corrente conduzida em cada condutor do cabo para diferentes níveis de corrente, ao ciclo térmico do cabo, monitorado através de termopares instalados ao longo da superfície do cabo.

Os resultados das medições demonstraram a distribuição irregular de corrente entre as camadas de alumínio desde estágios iniciais de carregamento, conforme previsto pelo *efeito transformador*. Foi possível observar também uma inversão da intensidade de corrente entre camadas internas e externas ao longo do ciclo térmico do cabo. Atribuiu-se este fenômeno ao gradiente de temperatura interna ao cabo formado para níveis mais elevados de corrente, como observado por ABSI SALAS *et al.* (2009, 2013) e ABSI SALAS (2012).

Uma menor concentração de corrente na camada externa do cabo, observada no início do ciclo térmico de cada corrente aplicada, não havia sido retratada em literatura. A causa deste comportamento pode ser investigada através do levantamento da permeabilidade magnética da alma de aço do cabo *Duck* ensaiado e da utilização de um modelo térmico que represente a variação da temperatura interna do cabo.

Através do modelo de BARRETT *et al.* (1986) foi calculada a distribuição de corrente nos instantes iniciais e finais de cada aplicação de corrente. Os valores calculados apresentaram erros crescentes com a intensidade da corrente aplicada, sobrestimando a corrente na camada intermediária e determinando na camada externa do cabo uma intensidade de corrente superior à camada interna. Esta distribuição de corrente, entretanto, só foi observada ao final do ciclo térmico de cada nível de corrente.

Novamente não foi observadas variações significativas entre os erros obtidos utilizando a permeabilidade magnética dos três cabos de aço, mesmo considerando as variações da grandeza com a temperatura, através da permeabilidade apresentada por MORGAN *et al.* (1996), em níveis de intensidade do campo magnético onde esta variação é mais significativa.

Estes resultados confirmam a viabilidade da utilização da permeabilidade magnética de cabos de configurações semelhantes no modelo de BARRETT *et al.*

(1986) sem perdas significativas de precisão, mesmo que sob variações de temperatura. A influência da temperatura se mostra de maior relevância no perfil de temperatura interna ao cabo, como visto na variação da concentração de corrente entre a camada interna e externa.

5.4. Considerações Finais

Pelos resultados obtidos pode-se atribuir ao modelo proposto por BARRETT *et al.* (1986) menores erros no cálculo da resistência elétrica de cabos CAA, mesmo na ausência de dados sobre a permeabilidade magnética de sua alma de aço.

O modelo tubular, através dos fatores multiplicadores de correção, oferece um cálculo simplificado e representativo para uma determinada amostra de cabos. Neste sentido, os fatores propostos por ALUMINUM ASSOCIATION (1989), por agrupar as amostras de forma mais representativa, retrata melhor o comportamento dos cabos do que o único fator multiplicador proposto por DOUGLASS e KIRKPATRICK (1985).

Ao cálculo da distribuição de corrente de cabos CAA sob o *efeito transformador*, por sua vez, dedica-se apenas o modelo de BARRETT *et al.* (1986). Dos resultados obtidos, pode-se presumir que o arranjo utilizado tenha influenciado o comportamento eletromagnético do cabo, limitando a análise e demandando novos ensaios sobre o cabo.

De maneira geral, verifica-se a necessidade de novas análises sobre o comportamento do cabo mediante as variações de temperatura, visto que o comportamento de interesse a ser analisado consiste na sua real situação operação. Para tanto, as análises devem ser acompanhadas de modelos térmicos, visto sua influência na distribuição de corrente para níveis mais elevados de carregamento.

As análises sem a interferência da temperatura, como realizados para o cálculo da resistência elétrica nesta dissertação, consistem em um passo inicial da análise do comportamento do cabo e ainda requerem novas investigações, principalmente envolvendo medições experimentais como realizados nesta dissertação.

5.5. Trabalhos Futuros

Como sugestão de trabalhos futuros, pode-se citar:

- Reprodução dos ensaios para a medição da resistência elétrica e da distribuição de corrente através do cabo tracionado, verificando alterações sobre o comportamento eletromagnético como realizados nesta dissertação.

- Análise das variações da permeabilidade magnética em sua forma complexa entre cabos de aço de configurações semelhantes e distintas, sob um maior número de amostras possíveis, sob o efeito da temperatura.

- Desenvolvimento de uma formulação capaz de estimar a permeabilidade magnética complexa de cabos de aço em função de seus parâmetros e da propriedade magnética de um dos seus tentos.

- Utilização de elementos finitos para representar o comportamento do cabo sob o efeito transformador e variações da temperatura.

- Análises sobre os efeitos das variações do passo de encordoamento das camadas ao longo do cabo sobre o efeito *transformador*.

Referências Bibliográficas

ABSI SALAS, F. M., 2012, *Problemas Inversos de Condução de Calor em Cabos Condutores de Linhas de Transmissão*. Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

ABSI SALAS, F. M., DOMINGUES, L. A. M. C., MOREIRA, F. S., SILVA FILHO, J. I., 2009, "Comportamento Térmico em Cabos de Linhas de Transmissão – Medições Experimentais". In: *XX Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica - SNPTEE*, Refice, Nov.

ABSI SALAS, F. M., ORLANDE, H. R. B., DOMINGUES, L. A. M. C., SILVA FILHO, J. I., 2013, "Estimativa de Propriedades Termofísicas e Densidade de Corrente de Cabos Condutores por meio da Metodologia do Problema Inverso". In: *XXII Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica - SNPTEE*, Brasília, Oct.

BARRETT, J. S., 1989, "Optimization of conductor design," *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 4, n. 1 (Jan), pp. 453-464.

BARRETT, J. S., NIGOL, O., FEHERVARI, C. J., FINDLAY, R. D., 1986, "A New Model of AC Resistance in ACSR Conductors", *IEEE Transactions on Power Systems*, v. 1, n. 2 (Apr), pp. 198-208.

DOUGLASS, D. A., KIRKPATRICK, L. A., 1985, "AC Resistance of ACSR - Magnetic and Temperature Effects Prepared by a Task Force of the Working Group on Calculation of Bare Overhead Conductor Temperatures," *IEEE Power Engineering Review*, v. PER-5, n. 6 (June), pp. 1578-1584.

DWIGHT H.B., 1918, "Skin effect in tubular and flat conductors," *American Institute of Electrical Engineers, Proceedings of the*, vol.37, no.8, pp.977, 998.

DWIGHT H.B., 1922, "Skin Effect and Proximity Effect in Tubular Conductors," *American Institute of Electrical Engineers, Transactions of the*, vol.XLI, no., pp.189,198.

DWIGHT H.B., 1923, "A precise method of calculation of skin effect in isolated tubes," *American Institute of Electrical Engineers, Journal of the*, vol.42, no.8, pp.827,831.

ELECTRIC POWER RESEARCH INSTITUTE (EPRI), 2005, "AC Transmission Line Reference Book – 200 kV and Above", 3 Ed.

FINDLAY, R. D., 1973, "Analysis of Two Layer Aluminum Conductor Steel Reinforced", Paper C73 172-4, IEEE Winter Power Meeting.

FINDLAY, R. D., RIAZ, H., 1972, "An Analysis of the Jarvis Crossing AACSR Conductor", Paper C72 191-0, IEEE Winter Power Meeting.

FINDLAY, R. D., BROCILO, D., MORGAN, V. T., 1998, "Sensitivity analysis of Aluminum Conductor Steel Reinforced (ACSR) using historical permeability data

from a single wire versus stranded steel core permeability data", IEEE Canadian Conference on Electrical and Computer Engineering, v. 2, n. (May), pp. 906-909.

GOLDSCHMIDT, R. 1952, "The Resistance of Aluminum-Steel Cables to Alternating Current", CIGRE Paper 214.

KENNELLY, A. E., LAWS, F. A.; PIERCE, P. H., 1915, "Experimental Researches on Skin Effect in Conductors," Transactions of the American Institute of Electrical Engineers, V. XXXIV, n. 2 (July), pp. 1953-2021.

LEWIS, W. A., TUTTLE, P. D., 1958, "The Resistance and Reactance of Aluminum Conductors, Steel Reinforced," in: Power Apparatus and Systems, Part III. Transactions of the American Institute of Electrical Engineers, v. 77, n. 3 (Apr), pp. 1189-1214.

MALAYAN K. R., 1971, "Calculation of the Effective Resistance of Steel-Aluminum Conductors at Power Frequency", Izv., Akad., nauk Armyansk, SSR, v. 24, pp. 58 -66.

MORGAN, V. T., 1965, "Electrical characteristics of steel-cored aluminium conductors", in: Proceedings of the Institution of Electrical Engineers, v. 112, n. 2 (Feb), pp. 325-334.

MORGAN, V. T., 2003, "Effects of Alternating and Direct Current, Power Frequency, Temperature, and Tension on the Electrical Parameters of ACSR Conductors", *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 18, n. 3 (Jul), pp. 859-866.

MORGAN, V. T., 2013, "The Current Distribution, Resistance and Internal Inductance of Linear Power System Conductors — A Review of Explicit Equations", *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 28, n. 3 (Jul), pp. 1252-1262.

MORGAN, V. T., FINDLAY, R. D., 1991, "The Effect of Frequency on the Resistance and Internal Inductance of Bare ACSR Conductors", *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 6, n. 3 (Jul), pp. 1319-1326.

MORGAN V.T., PRICE C.F., 1964, "Magnetic properties in axial 50 Hz fields of steel core wire for overhead-line conductors," *Electrical Engineers, Proceedings of the Institution*, vol.116, no.10, pp.1681.

MORGAN V. T., FINDLAY R. D., DERRAH S., 2000, "New formula to calculate the skin effect in isolated tubular conductors at low frequencies," *Science, Measurement and Technology, IEE Proceedings -*, vol.147, no.4, pp.169,171.

MORGAN, V. T., FINDLAY, R. D., ZHANG, B., 1994, "Distribution of current density in ACSR conductors". In: *Proceedings of Canadian Conference on Electrical and Computer Engineering*, pp. 165-168, Halifax, NS, Canada, September.

MORGAN, V. T., ZHANG, B., FINDLAY, R. D., 1996, "Effects of temperature and tensile stress on the magnetic properties of a steel core from an ACSR conductor", *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 11, n. 4 (Oct), pp. 1907-1913.

MORGAN V.T., ZHANG B., FINDLAY R.D., 1997, "Effect of magnetic induction in a steel-cored conductor on current distribution, resistance and power loss," *Power Delivery, IEEE Transactions on* , vol.12, no.3, pp.1299,1308.

SENS, M. A., 2015, "Aplicações do sensor de fluxo magnético – Bobina de Rogowski – na medição da corrente alternada e contínua de alta intensidade, em campo, em barramentos blindados de até 2,7 metros de diâmetro", In: XI Congresso Internacional de Metrologia Elétrica – SEMETRO, Bento Gonçalves, Nov.

SCHELKUNOFF, S. A., 1934, "The electromagnetic theory of coaxial transmission lines and cylindrical shields," *The Bell System Technical Journal*, v. 13, n. 4 (Oct), pp. 532-579.

THE ALUMINUM ASSOCIATION, 1989, *Aluminum Electrical Conductor Handbook*, Third Edition.

ANEXO A

Cálculo da densidade radial de corrente e resistência elétrica efetiva de cabos CAA segundo o modelo tubular (SCHELKUNOFF 1934).

A.1. Cálculo da Densidade Radial de Corrente no Condutor

Considerando um segmento de um condutor tubular de raios interno e externo R_i e R_o , respectivamente, para uma corrente que flui longitudinalmente ao condutor, teremos um campo magnético circular e uma densidade de corrente axial, representados na Figura A.1 como os fasores de intensidade de campo magnético H_ϕ e densidade de corrente J_z .

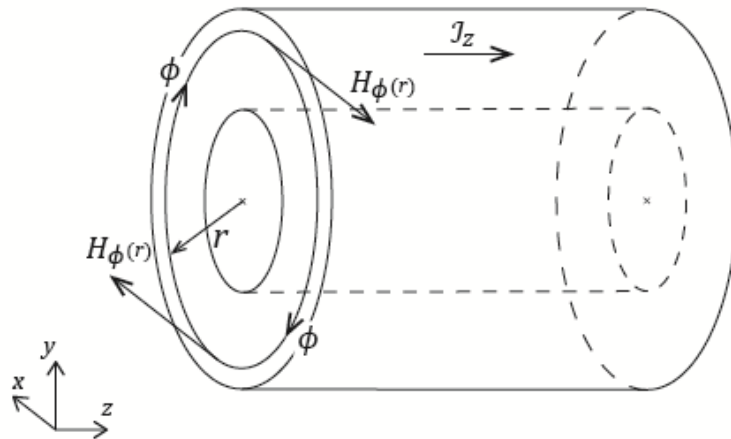


Figura A.1. Esquema de um segmento de condutor tubular e uma seção transversal.

Em uma seção transversal do condutor, para um contorno circular de raio r , interno ao cabo, temos pela lei de Ampère:

$$\oint \vec{H}_{(r)} \cdot d\vec{l} = \int \vec{J}_{(r)} \cdot d\vec{S}. \quad (\text{A.1})$$

Em coordenadas cilíndricas, desenvolvendo a parte esquerda da equação (A.1), temos:

$$\oint \vec{H}_{(r)} \cdot d\vec{l} = \oint H_{\phi(r)} \hat{\phi} \cdot r d\phi \hat{\phi} = \int_0^{2\pi} H_{\phi(r)} r d\phi = H_{\phi(r)} r \int_0^{2\pi} d\phi \quad (\text{A.2})$$

teremos assim:

$$\oint \vec{H}_{(r)} \cdot \vec{dl} = 2\pi r H_{\phi(r)}. \quad (\text{A.3})$$

Desenvolvendo a parte direita de (A.1) teremos:

$$\int \vec{J}_{(r)} \cdot \vec{dS} = \int_{R_i}^r \int_0^{2\pi} J_{z(r)} \hat{k} \cdot r d\phi dr \hat{k} = \int_{R_i}^r \int_0^{2\pi} J_{z(r)} r d\phi dr \quad (\text{A.4})$$

e assim:

$$\int \vec{J}_{(r)} \cdot \vec{dS} = 2\pi \int_{R_i}^r J_{z(r)} r dr. \quad (\text{A.5})$$

Substituindo (A.3) e (A.5) em (A.1) teremos:

$$2\pi r H_{\phi(r)} = 2\pi \int_{R_i}^r J_{z(r)} r dr. \quad (\text{A.6})$$

Dividindo a equação (A.6) por 2π e derivando parcialmente em relação ao raio r , teremos:

$$r \frac{\partial H_{\phi}}{\partial r} + H_{\phi(r)} = J_{z(r)} r. \quad (\text{A.7})$$

Finalmente dividindo (A.7) por r , teremos:

$$\frac{\partial H_{\phi}}{\partial r} + \frac{1}{r} H_{\phi(r)} = J_{z(r)}. \quad (\text{A.8})$$

Para seguir o equacionamento, analisamos o circuito $abb'a'$, em uma seção longitudinal do condutor tubular, representado na Figura A.1.

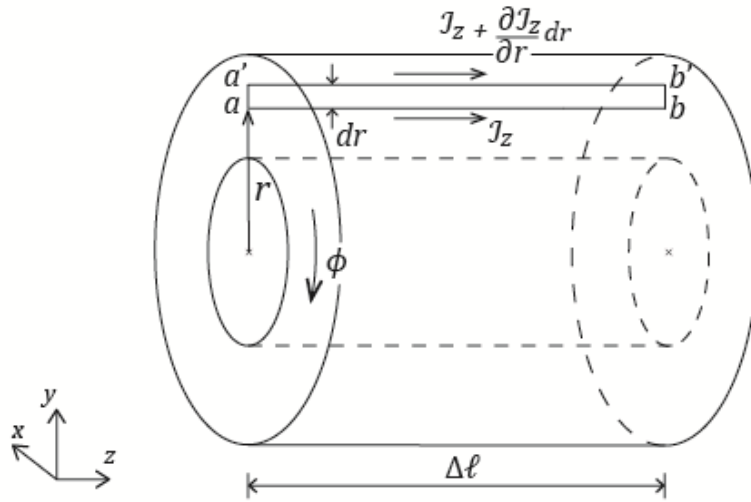


Figura A.1 . Esquema de um segmento de condutor tubular e uma seção longitudinal.

Pela lei de Faraday temos:

$$\oint \vec{E} \cdot d\vec{l} = -j\omega \int \vec{B} \cdot d\vec{S} \quad (\text{A.9})$$

sendo E e B os fasores da intensidade do campo elétrico e da densidade do campo magnético, respectivamente.

Desenvolvendo a parte esquerda de (A.9), integrando no sentido anti-horário do circuito $abb'a'$, teremos:

$$\oint \vec{E} \cdot d\vec{l} = \int_a^b \vec{E} \cdot d\vec{l} + \int_b^{b'} \vec{E} \cdot d\vec{l} + \int_{b'}^{a'} \vec{E} \cdot d\vec{l} + \int_{a'}^a \vec{E} \cdot d\vec{l}. \quad (\text{A.10})$$

Uma vez que só existe componente do campo elétrico no eixo z , teremos:

$$\oint \vec{E} \cdot d\vec{l} = \int_a^b \vec{E} \cdot d\vec{l} + \int_{b'}^{a'} \vec{E} \cdot d\vec{l}. \quad (\text{A.11})$$

Como $E = \rho J$, onde ρ é a resistividade elétrica do material condutor, teremos:

$$\oint \vec{E} \cdot d\vec{l} = \int_0^{\Delta\ell} \rho J_{z(r)} \hat{k} \cdot dz \hat{k} + \int_0^{\Delta\ell} \rho \left(J_{z(r)} + \frac{\partial J_z}{\partial r} dr \right) \hat{k} \cdot (-dz \hat{k}) \quad (\text{A.12})$$

$$= \int_0^{\Delta\ell} \rho J_{z(r)} dz - \int_0^{\Delta\ell} \rho \left(J_{z(r)} + \frac{\partial J_z}{\partial r} dr \right) dz \quad (\text{A.13})$$

$$= \rho \Delta \ell J_{z(r)} - \rho \Delta \ell \left(J_{z(r)} + \frac{\partial J_z}{\partial r} dr \right) \quad (\text{A.14})$$

e assim:

$$\oint \vec{E} \cdot \vec{dl} = -\rho \Delta \ell \frac{\partial J_z}{\partial r} dr. \quad (\text{A.15})$$

Desenvolvendo a parte direita de (A.9) teremos:

$$-j\omega \int \vec{B} \cdot \vec{dS} = -j\omega \mu \int H_{\phi(r)} \hat{\phi} \cdot dS \hat{\phi} = -j\omega \mu \int_r^{r+dr} \int_0^{\Delta \ell} H_{\phi(r)} dr dz \quad (\text{A.16})$$

sendo μ a permeabilidade magnética do material do condutor.

Teremos, assim:

$$-j\omega \int \vec{B} \cdot \vec{dS} = -j\omega \mu H_{\phi(r)} \Delta \ell dr. \quad (\text{A.17})$$

Substituindo (A.15) e (A.17) em (A.9) teremos:

$$-\rho \Delta \ell \frac{\partial J_z}{\partial r} dr = -j\omega \mu H_{\phi(r)} \Delta \ell dr. \quad (\text{A.18})$$

Dividindo a equação (A.18) por $\rho \Delta \ell dr$ e invertendo seu sinal teremos:

$$\frac{\partial J_z}{\partial r} = \frac{j\omega \mu}{\rho} H_{\phi(r)}. \quad (\text{A.19})$$

Para termos uma equação descrita unicamente em função de H_{ϕ} , derivamos (A.8). Teremos assim:

$$\frac{\partial}{\partial r} \left[\frac{\partial H_{\phi}}{\partial r} + \frac{1}{r} H_{\phi(r)} \right] = \frac{\partial J_z}{\partial r}. \quad (\text{A.20})$$

Substituindo (A.19) em (A.20) teremos:

$$\frac{\partial}{\partial r} \left[\frac{\partial H_{\phi}}{\partial r} + \frac{1}{r} H_{\phi(r)} \right] = \frac{j\omega \mu}{\rho} H_{\phi(r)} \quad (\text{A.21})$$

$$\frac{\partial^2 H_{\phi}}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial H_{\phi}}{\partial r} - \frac{1}{r^2} H_{\phi(r)} = \frac{j\omega \mu}{\rho} H_{\phi(r)} \quad (\text{A.22})$$

$$\frac{\partial^2 H_\phi}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial H_\phi}{\partial r} - \left(\frac{j\omega\mu}{\rho} + \frac{1}{r^2} \right) H_{\phi(r)} = 0. \quad (\text{A.23})$$

A equação (A.23) consiste em uma equação de Bessel modificada de ordem 1, do tipo:

$$\frac{\partial^2 y}{\partial z^2} + \frac{1}{z} \frac{\partial y}{\partial z} - \left(k^2 + \frac{1}{z^2} \right) y = 0 \quad (\text{A.24})$$

cuja a solução genérica é do tipo:

$$y = A_1 I_1(kz) + B_1 K_1(kz) \quad (\text{A.25})$$

sendo A_1 e B_1 constantes definidas pelas condições de contorno, e I_1 e K_1 funções de Bessel modificadas de primeira ordem, de primeira e segunda espécie, respectivamente.

Para o caso analisado teremos como solução de (A.23):

$$H_{\phi(r)} = A_1 I_1(kr) + B_1 K_1(kr) \quad (\text{A.26})$$

sendo k o inverso da profundidade complexa de penetração, definida por:

$$k = \sqrt{\frac{j\omega\mu}{\rho}}. \quad (\text{A.27})$$

As condições de contorno a serem utilizadas consistem na intensidade do campo magnético no raio interno R_i e externo R_o , ou seja $H_{\phi(R_i)}$ e $H_{\phi(o)}$.

Para o raio interno R_i , pela lei de Ampère teremos:

$$\oint \vec{H}_{(R_i)} \cdot \vec{dl} = \int \vec{J}_{(r)} \cdot \vec{dS} = 0. \quad (\text{A.28})$$

Portanto:

$$H_{\phi(R_i)} = 0. \quad (\text{A.29})$$

Para o raio externo R_o , por sua vez, teremos:

$$\oint \vec{H}_{(R_o)} \cdot \vec{dl} = \int \vec{J}_{(r)} \cdot \vec{dS} = I \quad (\text{A.30})$$

sendo I a corrente total que passa no cabo condutor.

Teremos então:

$$\oint H_{\phi(R_o)} \hat{\phi} \cdot R_o d\phi \hat{\phi} = \int_0^{2\pi} H_{\phi(R_o)} R_o d\phi = 2\pi R_o H_{\phi(R_o)} = I \quad (\text{A.31})$$

e, portanto:

$$H_{\phi(R_o)} = \frac{I}{2\pi R_o} \quad (\text{A.32})$$

Teremos de (A.26) e da condição de contorno (A.29):

$$H_{\phi(R_i)} = A_1 \mathbb{I}_1(kR_i) + B_1 \mathbb{K}_1(kR_i) = 0 \quad (\text{A.33})$$

então:

$$B_1 = -A_1 \frac{\mathbb{I}_1(kR_i)}{\mathbb{K}_1(kR_i)}. \quad (\text{A.34})$$

De (A.26) e da condição de contorno (A.29):

$$H_{\phi(R_o)} = A_1 \mathbb{I}_1(kR_o) + B_1 \mathbb{K}_1(kR_o) = \frac{I}{2\pi R_o}. \quad (\text{A.35})$$

Substituindo (A.34) em (A.35) teremos:

$$H_{\phi(R_o)} = A_1 \mathbb{I}_1(kR_o) - A_1 \frac{\mathbb{I}_1(kR_i)}{\mathbb{K}_1(kR_i)} \mathbb{K}_1(kR_o) = \frac{I}{2\pi R_o} \quad (\text{A.36})$$

$$A_1 \left[\frac{\mathbb{I}_1(kR_o) \mathbb{K}_1(kR_i) - \mathbb{I}_1(kR_i) \mathbb{K}_1(kR_o)}{\mathbb{K}_1(kR_i)} \right] = \frac{I}{2\pi R_o} \quad (\text{A.37})$$

e assim:

$$A_1 = \frac{I}{2\pi R_o} \frac{\mathbb{K}_1(kR_i)}{D} \quad (\text{A.38})$$

sendo:

$$D = \mathbb{I}_1(kR_o) \mathbb{K}_1(kR_i) - \mathbb{I}_1(kR_i) \mathbb{K}_1(kR_o). \quad (\text{A.39})$$

Substituindo (A.38) em (A.34) teremos:

$$B_1 = -\frac{I}{2\pi R_o} \frac{I_1(kR_i)}{D}. \quad (\text{A.40})$$

Substituindo (A.38) e (A.40) em (A.26) teremos:

$$H_{\phi(r)} = \frac{I}{2\pi R_o D} [K_1(kR_i) I_1(kr) - I_1(kR_i) K_1(kr)]. \quad (\text{A.41})$$

A equação (A.41) define a intensidade do campo magnético no interior do condutor tubular $H_{\phi(r)}$.

De (A.8) temos que:

$$J_{z(r)} = \frac{\partial H_{\phi}}{\partial r} + \frac{1}{r} H_{\phi(r)} = \frac{1}{r} \left[r \frac{\partial H_{\phi}}{\partial r} + H_{\phi(r)} \right] = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} [r H_{\phi(r)}] \quad (\text{A.42})$$

substituindo (A.41) em (A.42) teremos:

$$J_{z(r)} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left\{ r \frac{I}{2\pi R_o D} [K_1(kR_i) I_1(kr) - I_1(kR_i) K_1(kr)] \right\} \quad (\text{A.43})$$

$$= \frac{1}{r} \frac{I}{2\pi R_o D} \frac{\partial}{\partial r} [r K_1(kR_i) I_1(kr) - r I_1(kR_i) K_1(kr)]. \quad (\text{A.44})$$

Como:

$$\frac{d}{dx} [(x)^n I_n(x)] = (x)^n I_{n-1}(x) \quad (\text{A.45})$$

e

$$\frac{d}{dx} [(x)^n K_n(x)] = -(x)^n K_{n-1}(x) \quad (\text{A.46})$$

para $x = kr$ e $n = 1$, temos:

$$\frac{d}{dx} [(kr) I_1(kr)] = k(kr) I_0(kr) \quad (\text{A.47})$$

e

$$\frac{d}{dx} [(kr)K_1(kr)] = -k(kr)K_{n-1}(kr). \quad (\text{A.48})$$

De (A.44), teremos:

$$\mathcal{J}_{z(r)} = \frac{1}{r} \frac{I}{2\pi R_o D} \frac{\partial}{\partial r} \left\{ \frac{1}{k} [K_{1(kR_i)}(kr)I_{1(kr)} - I_{1(kR_i)}(kr)K_{1(kr)}] \right\} \quad (\text{A.49})$$

$$= \frac{1}{r} \frac{I}{2\pi R_o D} \frac{1}{k} \left\{ K_{1(kR_i)} \frac{\partial}{\partial r} [(kr)I_{1(kr)}] - I_{1(kR_i)} \frac{\partial}{\partial r} [(kr)K_{1(kr)}] \right\} \quad (\text{A.50})$$

$$= \frac{1}{r} \frac{I}{2\pi R_o D} \frac{1}{k} [K_{1(kR_i)}k(kr)I_{0(kr)} + I_{1(kR_i)}k(kr)K_{0(kr)}]. \quad (\text{A.51})$$

Por fim teremos:

$$\mathcal{J}_{z(r)} = \frac{kI}{2\pi R_o D} [K_{1(kR_i)}I_{0(kr)} + I_{1(kR_i)}K_{0(kr)}]. \quad (\text{A.52})$$

A expressão (A.52) descreve a densidade de corrente radial no cabo e pode ser derivada da intensidade do campo magnético longitudinal de um condutor tubular, demonstrado por SCHELKUNOFF (1934).

A.2. Cálculo da Resistência Elétrica Efetiva do Condutor

Considerando o segmento do condutor tubular representado na Figura A.1 e o equacionamento realizado no item A.1, a queda de tensão superficial do condutor é dada por:

$$V_{ab} = \int_b^a \vec{E} \cdot \vec{dl}. \quad (\text{A.53})$$

Como $E = \rho \mathcal{J}$, teremos para a superfície do cabo:

$$V_{ab} = \int_b^a \rho \vec{\mathcal{J}} \cdot \vec{dl} = \int_b^a \rho \mathcal{J}_{z(R_o)} \hat{k} \cdot dz \hat{k} = \int_0^{\Delta \ell} \rho \mathcal{J}_{z(R_o)} dz. \quad (\text{A.54})$$

Substituindo (A.52) em (A.54) teremos:

$$V_{ab} = \int_0^{\Delta\ell} \rho \frac{kI}{2\pi R_o D} [K_1(kR_i) I_0(kR_o) + I_1(kR_i) K_0(kR_o)] dz \quad (\text{A.55})$$

sendo D definido em (A.39) e k definido em (A.27). Teremos:

$$V_{ab} = \rho \Delta\ell \frac{kI}{2\pi R_o D} [K_1(kR_i) I_0(kR_o) + I_1(kR_i) K_0(kR_o)]. \quad (\text{A.56})$$

A razão da queda de tensão na superfície do condutor pela corrente total conduzida corresponde a impedância interna do condutor. A parte real desta impedância representa a resistência elétrica do condutor, enquanto a parte imaginária representa sua reatância indutiva devido ao fluxo magnético interno ao condutor.

Para $\Delta\ell = 1$ m, ou seja, para uma queda de tensão unitária, teremos a impedância interna:

$$Z_{\text{int}} = \frac{V_{ab}}{I} = \rho \frac{k}{2\pi R_o D} [K_1(kR_i) I_0(kR_o) + I_1(kR_i) K_0(kR_o)]. \quad (\text{A.57})$$

A resistência elétrica é dada pela parte real de Z_{int} , ou seja:

$$R_{ac} = \text{Re}(Z_{\text{int}}) = \text{Re} \left\{ \rho \frac{k}{2\pi R_o D} [K_1(kR_i) I_0(kR_o) + I_1(kR_i) K_0(kR_o)] \right\}. \quad (\text{A.58})$$