



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA

MODELAGEM MATEMÁTICA APLICADA AO
DIAGNÓSTICO DE FALHA DE COMPONENTES
ELÉTRICOS DE SUBESTAÇÃO

RAFAEL AUGUSTO MAGALHÃES FERREIRA

Belo Horizonte, 23 de Fevereiro de 2015

Rafael Augusto Magalhães Ferreira

**MODELAGEM MATEMÁTICA APLICADA AO
DIAGNÓSTICO DE FALHA DE COMPONENTES
ELÉTRICOS DE SUBESTAÇÃO**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de Concentração: Energia e Sustentabilidade

Orientador: Prof. Dr. Roberto Márcio de Andrade
Universidade Federal de Minas Gerais

Belo Horizonte
Escola de Engenharia da UFMG

2015

F383m

Ferreira, Rafael Augusto Magalhães.

Modelagem matemática aplicada ao diagnóstico de falha de componentes elétricos de subestação [manuscrito] / Rafael Augusto Magalhães Ferreira. – 2015.

xxii, 130 f., enc.: il.

Orientador: Roberto Márcio de Andrade.

Dissertação (mestrado) Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Anexos: f. 121-130.

Bibliografia: f. 114-120.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Modelos matemáticos - Teses.
3. Conectores elétricos - Teses. I. Andrade, Roberto Márcio de.
II. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia.
III. Título.

CDU: 621(043)



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA

Av. Antônio Carlos, 6627 - Campus Universitário
31270-901 - Belo Horizonte - MG
Tel.: +55 31 3409.5145
E-mail: cpgmec@demec.ufmg.br

**"MODELAGEM MATEMÁTICA APLICADA AO DIAGNÓSTICO DE
FALHA DE COMPONENTES ELÉTRICOS DE SUBESTAÇÃO"**

RAFAEL AUGUSTO MAGALHÃES FERREIRA

Dissertação submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "**Mestre em Engenharia Mecânica**", na área de concentração de "**Energia e Sustentabilidade**".

Dissertação aprovada no dia 23 de fevereiro de 2015.

Por:

Prof. Roberto Márcio de Andrade
Orientador - Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG

Prof. Ramon Molina Valle
Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG

Prof. José Luiz Silvino
Departamento de Engenharia Elétrica/UFMG

Prof. Matheus Pereira Porto
Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG

A todos aqueles que me permitiram vislumbrar a conquista de hoje.

Agradecimentos

Certa vez me deparei com um texto que dizia que, para alguém ser bem sucedido em alguma coisa na vida, seria necessário duplicar a sua taxa de fracassos. Passar pelo mestrado e escrever essa dissertação me permitiram vivenciar o real sentido dessa frase...

Agradeço a Deus por mais essa conquista. Se para alcançá-la precisei fracassar mais vezes do que acertar, foi Ele quem me deu forças para levantar e seguir em frente;

à família pelo apoio incondicional e pela compreensão em todos os momentos nos quais precisei me tornar ausente. Aos meus avós, que de algum lugar me acompanham e comemoram essa vitória;

ao meu orientador Roberto Márcio. Sua contribuição na minha formação acadêmica e como ser humano vão além do papel de mero educador. Ele poderia ser apenas mais um professor e eu apenas mais um aluno, no entanto somos amigos;

a todos os amigos que fiz durante os mais de 4 anos de laboratório. A lista pode ser grande e enfadonha, mas eu não me importo: Eduardo Ferreira, Luis Guilherme, Julia D'Aquino, Leonardo Fonseca, Tatiana Martins, Paula Glória, Carol, Júnior Pimentel, Maria Emília, Kilder Fagundes, Marcellye Miranda, Paul Silva, Túlio Borel, Guilherme Gonçalves, Gisele Souza, Daniel Leite, Rafael Ricardo, André Lúcio, Guilherme Teixeira, Victor Vilella, Gustavo Leão, Arthur Lima, André Alvim, Wagner Ursine, Nilton Jr. Cada um de vocês participou disso, mesmo que não saibam como.

ao atual grupo Labterm que participa do meu dia a dia e que fazem com que o mérito desse trabalho não seja de uma pessoa apenas: Flávio Calado, Selson Gomes, Bruno Phillip, Glenda Dias, Willian Ferreira, Alessandro, Cris, Thiago Quirino, Benedito Andrade. Suas sugestões, críticas, debates, brincadeiras e contribuições foram fundamentais no meu desenvolvimento... a cada um de vocês meus sinceros agradecimentos.

à Companhia Energética de Minas Gerais e a Agência Nacional de Energia Elétrica por viabilizarem o projeto. Em especial aos amigos Nilton Sores e Henrique Diniz por não medirem esforços para garantir o andamento da pesquisa.

hoje vejo que meu mestrado não foi feito em dois anos, foi feito em 25. A todas pessoas que passaram na minha vida e que, para o bem ou para o mal, me transformaram na pessoa que sou hoje: meus mais profundos agradecimentos. Se a frase que iniciou essa sessão realmente for verdade... que venham mais fracassos!

“Eu descobri uma demonstração maravilhosa, mas a margem deste papel é muito estreita para contê-la.”

Pierre de Fermat.

“A ciência nunca resolve um problema sem criar pelo menos outros dez.”

George Bernard Shaw – dramaturgo irlandês.

RESUMO

A manutenção de componentes elétricos das subestações de energia é parte fundamental na busca por uma maior eficiência dentro do sistema elétrico de potência nacional. Como o desgaste de equipamentos elétricos é normalmente acompanhado por alterações em sua temperatura de funcionamento, a termografia infravermelha é atualmente a técnica mais utilizada para o monitoramento da condição dos ativos nas subestações. No entanto, o desconhecimento dos princípios físicos envolvidos e das interferências associadas ao processo de medição conduz, muitas vezes, à má utilização da termografia e o não aproveitamento da potencialidade da técnica. Neste trabalho, foram desenvolvidos modelos matemáticos para descrição do processo de aquecimento e resfriamento de conectores elétricos e chaves seccionadoras frente a condições típicas de funcionamento desses componentes em ambiente de subestação de energia do tipo desabrigada. A validação desses modelos foi realizada a partir de uma bateria de testes em laboratório, túnel de vento e ambiente aberto, incluindo, nesse último caso, efeitos de radiação solar sobre as amostras ensaiadas. Resultados teóricos dos modelos foram utilizados para avaliar fatores de influência sobre as medições, bem como os melhores momentos para realizar as inspeções termográficas de forma a minimizar tais interferências. Além disso, foi investigada a resposta térmica teórica apresentada por conectores elétricos e chaves seccionadoras após aplicação de um histórico anual de carregamento de correntes, obtido a partir de um banco de dados de operação de uma subestação da CEMIG. Essas simulações em regime transiente permitiram avaliar o mecanismo de perda de resistência mecânica dos cabos condutores na região das conexões elétricas ao longo de vários anos de funcionamento e, para as chaves seccionadoras, o processo de formação e crescimento da camada de óxido nas interfaces metálicas em contato. Os resultados mostraram que a perda de resistência mecânica dos condutores de uma conexão nova não é expressiva no primeiro ano de funcionamento, mas pode se tornar significativa nos anos seguintes, necessitando de monitoramento contínuo. Já o crescimento do filme de óxido nos contatos nas chaves seccionadoras não é um mecanismo crítico de aumento de resistência elétrica em condições normais de funcionamento, porém, para correntes próximas ao valor nominal, o fenômeno influencia significativamente a falha elétrica do contato.

Palavras-chave: Modelagem matemática, diagnóstico, conectores elétricos, chaves seccionadoras

ABSTRACT

Electrical components maintenance in power substations is a fundamental part in the search for greater efficiency within the national electric power system. As the wear of electrical equipment is normally followed by changes in its operating temperature, infrared thermography is currently the most used technique for monitoring assets' condition in substations. However, the lack of knowledge of physical principles involved and interferences associated with measurement process often leads to the misuse of thermography and the non-use of its potential. In this work, mathematical models were developed in order to describe the heating and cooling process of electrical connectors and switchgears under typical operating conditions of these components in an unsheltered power substation's environment. The validation of these models was performed from a battery of laboratory tests, wind tunnel and outdoor environment, including, in the latter case, solar radiation effects on test samples. Theoretical results of the models were used to evaluate influence factors on measurements, and also the best moment to perform thermographic inspections in order to minimize such interferences. Furthermore, a theoretical thermal response of electrical connectors and switchgears was investigated after implementing an annual historical load, obtained from an operational database of a substation CEMIG. These simulations in transient regime allowed the evaluation of mechanical resistance loss mechanism in conductors within electrical connections over several years of operation; and to switchgears, the formation process and growth of oxide layer on metal interfaces in touch. The results showed that conductors' strength loss on a new connection is not significant in the first year of operation, but can be significant in following years, requiring a continuous monitoring. The growth of the oxide layer on the contacts in switchgears is not a critical mechanism that increases electrical resistance under normal operating conditions, however for currents close to nominal value, the phenomenon significantly influences electrical contact failure.

Keywords: Mathematical modeling, diagnosis, electrical connectors, switchgears.

Sumário

1	INTRODUÇÃO	1
2	VISÃO GERAL DO SISTEMA ELÉTRICO BRASILEIRO	5
	2.1 – O cenário nacional.....	5
	2.2 – Os setores do sistema elétrico.....	6
	2.3 – As subestações de energia	8
	2.4 – Manutenção dos equipamentos em subestações de distribuição	9
3	DIAGNÓSTICO DE COMPONENTES ELÉTRICOS DE SUBESTAÇÃO	12
	3.1 – Termografia	13
	3.1.1 – Aplicações e características gerais	13
	3.1.2 – Fatores de influência.....	15
	3.1.3 – O modelo matemático de medição	20
	3.1.4 – Balanço das inspeções termográficas em subestações	22
	3.2 – Mecanismos de falhas em uniões elétricas	23
	3.3 – Modelos térmicos de componentes do SEP	25
	3.3.1 – Estudos em conectores elétricos	25
	3.3.2 – Estudos em chaves seccionadoras	29
4	MODELAGEM TÉRMICA DE CONECTORES ELÉTRICOS E CHAVES SECCIONADORAS	31
	4.1 – Conectores elétricos.....	33
	4.1.1 – Geração de calor	35
	4.1.2 – Dissipação por convecção e radiação	38
	4.1.3 – Dissipação por condução para os cabos	42
	4.1.4 – Radiação solar.....	44
	4.1.5 – Fechamento do balanço de energia.....	46

4.2 – Conectores encapsulados	47
4.3 – Chaves seccionadoras	50
4.4 – Teoria do contato elétrico	54
4.5 – Análise de incertezas	57
5 METODOLOGIA	60
5.1 – Metodologia de cálculo	60
5.1.1 – Solução da equação da condução	61
5.1.2 – Solução do balanço de energia	65
5.1.3 – Definição de risco técnico	67
5.2 – Metodologia experimental	69
5.2.1 – Ensaios em laboratório	69
5.2.2 – Ensaios de avaliação da condução térmica.....	71
5.2.3 – Ensaios em túnel de vento	72
5.2.4 – Ensaios térmicos com carregamento solar.....	75
6 RESULTADOS E DISCUSSÃO	78
6.1 – Validação dos modelos	78
6.1.1 – Conectores elétricos.....	79
6.1.2 – Cunha encapsulada	84
6.1.3 – Chaves seccionadoras	86
6.2 – Verificação das influências.....	89
6.2.1 – Dissipação por condução	90
6.2.2 – Carregamento solar.....	94
6.3 – Aplicação do modelo	96
6.3.1 – Carregamento de corrente variável.....	96
6.3.2 – Simulação de ventos	97
6.3.3 – Sobrenível na dissipação	99
6.4 – O critério por diferenças de temperatura	101
6.5 – Diagnóstico	104
6.5.1 – Conectores elétricos.....	105
6.5.2 – Chaves seccionadoras	108

7	CONCLUSÕES	111
	Referências Bibliográficas	114
A	Relatório de Inspeção Termográfica	121
B	Principais Localizações de Falhas nos Componentes Elétricos de Subestações	123
C	Correlações Empíricas para Cálculo do Coeficiente Convectivo	124
D	Fluxogramas do Modelo para Determinação de Risco Técnico	126
E	Cálculo da Incerteza Associada à Estimativa de Resistência Elétrica pelo Modelo Matemático	128

Lista de Símbolos

A	Área	$[m^2]$
A_p	Área aparente por Efeito Pelicular	$[m^2]$
A_{sup}	Área superficial de troca de calor	$[m^2]$
A_{sr}	Área de secção reta	$[m^2]$
a	Raio do <i>a-spot</i>	$[m]$
Bi	Número de Biot	
c_i	Coefficiente de sensibilidade da função f em relação à x_i	
c_p	Calor específico molar à pressão constante	$[J/kgK]$
D_e	Diâmetro equivalente	$[m]$
E	Poder emissivo	$[W/m^2]$
E_λ	Poder emissivo espectral	$[W/m^2\mu m]$
F	Força de contato aplicada	$[N]$
F_{12}	Fator de forma entre as superfícies S_1 e S_2	
F_d	Fator de correção para a radiação solar difusa	
G	Irradiação	$[W/m^2]$
G_λ	Irradiação espectral	$[W/m^2\mu m]$
H	Dureza	$[Pa]$
\bar{h}	Coefficiente convectivo médio	$[W/m^2K]$
h_{rad}	Coefficiente de transferência de calor por radiação	$[W/m^2K]$
h_t	Coefficiente total de dissipação de calor por convecção e radiação	$[W/m^2K]$
I	Radiação solar total	$[W/m^2]$
I_D	Radiação solar direta	$[W/m^2]$
I_d	Radiação solar difusa	$[W/m^2]$

i	Corrente elétrica	[A]
K_p	Fator de correção na geração devido ao Efeito Pelicular	
K_t	Fator de correção na geração devido à temperatura	
k	Condutividade térmica	[W/m.K]
k_i	Condutividade térmica do isolamento do cabo	[W/m.K]
L	Espessura da camada de ar no interior do invólucro	[m]
L	Largura do anel de sombreamento	[m]
L_c	Comprimento característico	[m]
m	Massa do sistema	[kg]
n	Número total de <i>a-spots</i> na interface de contato	
n_k	Constante multiplicativa do número n	
P	Perímetro	[m]
Pr	Número de Prandtl	
\dot{Q}_{cond}	Taxa de dissipação de calor por condução térmica	[W]
\dot{Q}_{conv}	Taxa de dissipação de calor por convecção	[W]
\dot{Q}_{ger}	Taxa de geração de calor por Efeito <i>Joule</i> e pelicular	[W]
\dot{Q}_{rad}	Taxa de dissipação de calor por radiação	[W]
$\dot{Q}_{rad,12}$	Troca líquida de radiação entre as superfícies S_1 e S_2	[W]
\dot{Q}_s	Taxa de absorção de radiação solar	[W]
R	Raio do anel de sombreamento	[m]
R	Resistência elétrica	[Ω]
R_0	Resistência elétrica na temperatura de referência T_0	[Ω]
R_c	Resistência elétrica de contato	[Ω]
R_f	Resistência elétrica de filme de óxido	[Ω]
R_p	Resistência elétrica aparente por Efeito Pelicular	[Ω]
R_s	Resistência elétrica de constrição	[Ω]
Ra_D	Número de Rayleigh com referência no diâmetro D	
Ra_L	Número de Rayleigh com referência na dimensão L	
Re_D	Número de Reynolds com referência no diâmetro D	
r	Raio do condutor	[m]

r_e	Raio do condutor, incluindo isolamento	[m]
r_{ij}	Coefficiente de correlação entre as variáveis x_i e x_j	
S_a	Área efetiva de contato elétrico	[m ²]
s	Espessura do filme de óxido	[Å]
s_0	Espessura da camada inicial de óxido formada	[Å]
$s_{i,j}$	Distância de separação entre a -spots i e j	[Å]
T	Temperatura em um ponto qualquer	[K]
T_0	Temperatura de referência	[K]
T_e	Temperatura da superfície externa do isolamento do cabo	[K]
T_f	Temperatura de filme	[K]
T_{refl}	Temperatura média refletida	[K]
T_s	Temperatura superficial	[K]
T_{viz}	Temperatura da vizinhança	[K]
T_∞	Temperatura ambiente	[K]
t	Tempo	[s]
t_0	Ângulo horário do pôr do Sol	[rad]
U	Energia interna do sistema	[J]
u	Incerteza padrão	
u_c	Incerteza padrão combinada	
V	Velocidade média do escoamento	[m/s]
W	Sinal de radiação	[W]
w	Energia de ativação da reação	[J]
X	Constante multiplicativa da taxa de crescimento do filme de óxido	
x	Variável de entrada do modelo	
y	Variável de saída do modelo	
α	Absortividade	
α	Coefficiente de temperatura	[K ⁻¹]
α	Difusividade térmica	[m ² /s]
α_s	Coefficiente de absorção solar	
β	Coefficiente de expansão térmica	[K ⁻¹]

δ	Declinação solar	[rad]
δ	Profundidade pelicular	[m]
ε	Emissividade	
λ	Comprimento de onda	[μm]
μ	Permeabilidade magnética	[H/m]
μ_R	Permeabilidade magnética relativa	
ν	Viscosidade cinemática	[m^2/s]
ξ	Coefficiente de achatamento do material	
ρ	Refletividade	
ρ	Resistividade elétrica	[Ωm]
ρ_0	Resistividade elétrica na temperatura de referência T_0	[Ωm]
ρ_f	Resistividade elétrica do filme de óxido	[Ωm]
σ_0	Resistividade de túnel	[Ωm^2]
τ	Transmissividade	
ϕ	Latitude local	[rad]
ω	Frequência angular da corrente elétrica aplicada	[rad/s]

Constantes

e	Número de Euler	2,718 282
g	Aceleração da gravidade	9,81 m/s^2
k	Constante de Boltzmann	$1,3805 \times 10^{-23} \text{ J}/\text{K}$
μ_0	Permeabilidade magnética do vácuo	$4\pi \times 10^{-7} \text{ H}/\text{m}$
π	Número Pi	3,141 593
σ	Constante de Stefan-Boltzmann	$5,67 \times 10^{-8} \text{ W}/\text{m}^2\text{K}^4$

Subscritos

1	Referente à superfície S_1
2	Referente à superfície S_2
3	Referente à superfície S_3
<i>abs</i>	Referente à parcela absorvida
<i>AMB</i>	Referente ao ambiente
<i>atm</i>	Referente à atmosfera
<i>AR</i>	Referente ao ar confinado
<i>b</i>	Referente ao corpo negro
<i>CABO</i>	Referente ao cabo condutor
<i>INV</i>	Referente ao invólucro
<i>i</i>	Referente ao i-ésimo elemento
<i>obj</i>	Referente ao objeto
<i>ref</i>	Referente à parcela refletida
<i>tr</i>	Referente à parcela transmitida
θ	Referente à dependência direcional da variável
λ	Referente à dependência espectral da variável

Lista de Figuras

Figura 2.1	Empreendimentos de geração em operação no Brasil em função da potência total instalada	6
Figura 2.2	O caminho percorrido pela energia elétrica	7
Figura 2.3	Perfil esquemático de uma subestação de distribuição.....	9
Figura 3.1	Diagrama simplificado de um termovisor genérico	14
Figura 3.2	Evolução dos termovisores: (a) Detector AGA 680 resfriado a nitrogênio líquido e sistema de varredura óptico/mecânico, peso total de 37 kg. (b) Termovisor modelo FLIR SC660, peso total de 1,7 kg	14
Figura 3.3	Espectro eletromagnético e as faixas espectrais onde se inserem os termovisores comerciais	16
Figura 3.4	Transmissão atmosférica em diferentes faixas de comprimento de onda na região do infravermelho.....	16
Figura 3.5	Distribuição espectral de um corpo negro	17
Figura 3.6	Representação gráfica da radiação incidente em um objeto real e as possíveis frações de radiação absorvida $G_{\lambda,abs}$, refletida $G_{\lambda,ref}$ e transmitida $G_{\lambda,tr}$	19
Figura 3.7	Parcelas que compõem o sinal de radiação em uma medição termográfica.....	21
Figura 3.8	Frequências de registros de anomalias em componentes de subestação ..	22
Figura 3.9	Resultados de medição das temperaturas experimentais de conectores em função da corrente elétrica aplicada, para diferentes emissividades ..	26
Figura 3.10	Distribuição do coeficiente convectivo local obtido por simulação numérica de um conector H em condições de convecção natural e corrente de 250 A	27
Figura 3.11	Estratégia de associação entre efeitos térmicos e perda de resistência mecânica no ponto de conexão elétrica.....	28
Figura 3.12	Termograma de um ensaio térmico de chave seccionadora de 15 kV.....	29
Figura 3.13	Exemplo de identificação de mau fechamento de chave-seccionadora através da termografia	30

Figura 4.1	Esquema de ativos dentro de uma subestação de energia	33
Figura 4.2	Exemplos de conectores por pressão.....	34
Figura 4.3	Representação da área efetiva de passagem de corrente elétrica devido ao Efeito Pelicular	37
Figura 4.4	Configurações de escoamento do meio fluido em condições de convecção natural (à esquerda) e convecção forçada (à direita) ao redor de um cilindro.....	38
Figura 4.5	Representação das energias emitida e incidente na superfície do conector na modelagem do mecanismo de radiação térmica	41
Figura 4.6	Simplificação geométrica do problema da condução.....	42
Figura 4.7	Representação esquemática do problema do aquecimento em conexões elétricas.....	46
Figura 4.8	Mecanismos de transferência de calor na modelagem do conector encapsulado	47
Figura 4.9	Detalhamento das partes de uma chave seccionadora.....	50
Figura 4.10	Modelos diversos de chaves seccionadoras.....	51
Figura 4.11	Chave seccionadora unipolar Tipo Faca 15 kV.	52
Figura 4.12	Transferência de calor por condução na chave seccionadora.....	53
Figura 4.13	Linhas de corrente se constringindo ao atravessar os a-spots	54
Figura 4.14	Relação entre variáveis de entrada e saída do modelo matemático.....	58
Figura 5.1	Determinação do fluxo de calor por condução segundo balanço global ..	62
Figura 5.2	Representação gráfica da temperatura media da função $T(x)$	62
Figura 5.3	Fracionamento do domínio físico.....	63
Figura 5.4	Teste de convergência do modelo em um conector H, 200 $\mu\Omega$, 100A e resfriamento por vento.....	66
Figura 5.5	Definição de risco técnico associado ao mecanismo de oxidação dos contatos.....	67
Figura 5.6	Representação esquemática dos testes e amostras utilizadas no conjunto de experimentos.....	69
Figura 5.7	Equipamentos utilizados para os ensaios em laboratório.....	70
Figura 5.8	Posicionamento dos termopares durante o ensaio na chave seccionadora.....	71
Figura 5.9	Montagem da estrutura de ensaio em túnel de vento	72

Figura 5.10	Configurações de escoamento transversal e longitudinal em túnel de vento	73
Figura 5.11	Metodologia de ensaio em túnel de vento	74
Figura 5.12	Quantitativo total de medições realizadas em túnel de vento.....	75
Figura 5.13	Montagem do ensaio a céu aberto	75
Figura 5.14	Detalhes construtivos típicos dos piranômetros	76
Figura 5.15	Interface do programa de medição de radiação solar	76
Figura 6.1	Temperatura em função da corrente elétrica para um conector tipo H, com resistência elétrica avaliada em $85 \mu\Omega$	79
Figura 6.2	Exemplo de curva obtida nos ensaios e simulação teórica. Conexão tipo H, corrente aplicada de 300 A	80
Figura 6.3	Histograma de todos resultados da etapa de convecção natural nos testes em túnel de vento.....	81
Figura 6.4	Adaptação do modelo para cálculo do coeficiente convectivo	81
Figura 6.5	Comparação entre os coeficiente convectivos experimentais e obtidos por correlação ao longo de um ensaio completo em túnel de vento.....	82
Figura 6.6	Coefficientes convectivos médios para os diferentes tipos de escoamento na conexão cunha.....	82
Figura 6.7	Coefficientes convectivos médios para os diferentes tipos de escoamento na conexão H	83
Figura 6.8	Comparação entre os valores teóricos e experimentais para as temperaturas de estabilização obtidas para a superfície da conexão elétrica e para a superfície do invólucro.....	84
Figura 6.9	Temperaturas estimadas pelo modelo matemático para uma conexão tipo Cunha, $160 \mu\Omega$, com e sem invólucro	85
Figura 6.10	Registro das temperaturas na superfície da conexão cunha. Corrente de ensaio: 350 A, escoamento transversal	85
Figura 6.11	Modelo geométrico da parte viva da chave seccionadora nova	86
Figura 6.12	Modelo geométrico da parte viva da chave seccionadora retirada de linha.....	87
Figura 6.13	Definição dos volumes de controle para as chaves seccionadoras analisadas.....	87
Figura 6.14	Comparação entre as temperaturas teóricas e experimentais para a região da articulação da chave seccionadora nova	88
Figura 6.15	Comparação entre as temperaturas teóricas e experimentais para a região do contato principal da chave seccionadora nova	88
Figura 6.16	Comparação entre as temperaturas teóricas e experimentais para a região da articulação da chave seccionadora retirada de linha.....	89

Figura 6.17	Comparação entre as temperaturas teóricas e experimentais para a região do contato principal da chave seccionadora retirada de linha	89
Figura 6.18	Evolução da temperatura superficial do conector durante o ensaio	90
Figura 6.19	Comparação entre os perfis de temperatura teórico e experimental.....	90
Figura 6.20	Desvio percentual entre as temperaturas teóricas e experimentais	91
Figura 6.21	Comparação entre os perfis térmicos na aleta e o desvio percentual no coeficiente h_T	92
Figura 6.22	Representação das taxas de transferência de calor atuantes em cada elemento gerado ao longo do comprimento da aleta discretizada ($\Delta x = 0,001 m$).....	93
Figura 6.23	Radiação global medida e radiação difusa estimada no experimento	94
Figura 6.24	Comparação entre as temperaturas teóricas e experimentais para o teste com radiação solar.....	95
Figura 6.25	Variação da corrente no horário de maior demanda.....	96
Figura 6.26	Resposta do conector à variação de corrente simulada	97
Figura 6.27	Ilustração do problema do carregamento variável e convecção forçada combinados.....	98
Figura 6.28	Resposta do conector ao carregamento combinado.....	98
Figura 6.29	Alteração da estimativa do regime permanente sem efeitos de vento.....	99
Figura 6.30	Simulação do efeito de chuva sobre um conector tipo H, $50 \mu\Omega$ de resistência e $300 A$	100
Figura 6.31	Efeito de uma rajada de vento constante de $1 m/s$ durante 3 minutos	101
Figura 6.32	Teste de convergência do modelo na simulação e corrente variável e condições de convecção natural	104
Figura 6.33	Carregamento de corrente referente ao mês de janeiro de 2012 em um trecho selecionado da subestação Adelaide.....	105
Figura 6.34	Diagnóstico final do modelo matemático após uma medição termográfica.....	107
Figura 6.35	Relatório de inspeção termográfica na subestação Adelaide – Jan/2012.	108
Figura 6.36	Imagem radiométrica utilizada para diagnóstico da seccionadora.....	108
Figura 6.37	Evolução do filme de óxido no contato principal da chave seccionadora em resposta ao carregamento na corrente nominal.....	110

Lista de Tabelas

Tabela 2.1	Prazos para intervenção em anomalias térmicas identificadas em contato principal de seccionadora ou disjuntor extraível	11
Tabela 4.1	Valores típicos para resistividade de túnel em contatos de cobre e alumínio.....	55
Tabela 5.1	Posição dos termopares	71
Tabela 5.2	Número de posições ensaiadas	74
Tabela 6.1	Comparação entre coeficientes convectivos [W/m^2K]	79
Tabela 6.2	Comparação entre a média dos coeficientes convectivos experimentais e de literatura [W/m^2K]	83
Tabela 6.3	Taxas de transferência de calor calculadas.....	93
Tabela 6.4	Coefficientes de absorção solar para o alumínio	94
Tabela 6.5	Carregamento de vento aplicado	98
Tabela 6.6	Evolução do processo transiente	100
Tabela 6.7	Temperaturas obtidas em regime transiente.....	103
Tabela 6.8	Compensação dos efeitos de vento.....	103
Tabela 6.9	Comparação entre os fatores de correção.....	104
Tabela 6.10	Resistência remanescente do condutor após 1 ano.....	106
Tabela 6.11	Classificação das grandezas em faixas	107
Tabela 6.12	Evolução da camada de óxido no contato principal da chave.....	109

Lista de Abreviaturas e Siglas

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ABRADEE	Associação Brasileira de Distribuidores de Energia Elétrica
ANEEL	Agência Nacional de Energia Elétrica
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
CEMIG	Companhia Energética de Minas Gerais
CEMIG-D	CEMIG Distribuição S.A.
EPE	Empresa de Pesquisa Energética
FMEA	<i>Failure Mode and Effects Analysis</i>
FPA	<i>Focal Plane Array</i>
GUM	<i>Guide to the Expression of the Uncertainty in Measurement</i>
IEC	<i>International Electrotechnical Commission</i>
JCGM	<i>Joint Committee for Guides in Metrology</i>
LW	<i>Long-Wave</i>
MCM	<i>Monte Carlo Method</i>
MIL	Método Iterativo Linear
MW	<i>Mid-Wave</i>
NASA	<i>National Aeronautics and Space Administration</i>
NBR	Norma Brasileira
NDTE	<i>Non Destructive Thermal Evaluation</i>
SAC	<i>Solid Aluminum Conductor</i>
SEP	Sistema Elétrico de Potência
SIN	Sistema Interligado Nacional

Capítulo 1

INTRODUÇÃO

O setor elétrico brasileiro tem passado por grandes transformações nos últimos anos. O aumento da demanda energética nacional em conjunto com os recentes regimes irregulares de chuvas trazem à tona discussões sobre como realizar um planejamento sustentável visando o futuro da energia elétrica no país. A busca por fontes alternativas para produção de energia elétrica, de forma a diminuir a grande dependência da produção hidrelétrica, já foi iniciada há algumas décadas e inclui projetos de usinas termelétricas, termonucleares, parques eólicos, centrais de captação de energia solar e diversos outros empreendimentos. A outra forma de lidar com o problema da energia é através da melhoria da eficiência do sistema já existente, não apenas no que diz respeito à diminuição das perdas físicas ao longo das linhas de transmissão, como também eficiência no sentido da gestão estratégica da energia.

Nesse contexto, a regulação e fiscalização do setor elétrico ganha novos rumos. Particularmente sobre o setor de distribuição, as metas definidas pela Agência Nacional de Energia Elétrica forçam as concessionárias de energia a desenvolverem estratégias cada vez mais eficientes de gestão das unidades distribuidoras sob sua responsabilidade. Como o lucro das concessionárias é estabelecido pela diferença entre a meta definida pelo órgão regulador e o padrão efetivamente atingido, os custos praticados para manutenção dos componentes elétricos tem impacto fundamental no retorno financeiro.

Dentro das subestações de energia, a necessidade de uma manutenção confiável e eficaz dos ativos passa por um planejamento dos custos envolvidos desde a movimentação de pessoal para registro da condição do equipamento em campo até a tomada de decisão sobre uma eventual manobra corretiva ou não intervenção no sistema, para uma dada anomalia identificada.

Atualmente, a principal técnica de monitoramento empregada para avaliar o estado de degradação de componentes elétricos é a inspeção termográfica. Na avaliação dos resultados das inspeções, são estabelecidos critérios de manutenção baseados por um método comparativo entre as temperaturas apresentadas por componentes do mesmo tipo, adjacentes na linha. Tal procedimento é questionável, uma vez que diversos fatores podem influenciar o ΔT que está sendo medido e negligenciar esse fato pode conduzir a um diagnóstico equivocado do componente.

Aliado a isso, está associada a carência de aplicação de rigor metrológico às medições termográficas. Em várias aplicações de engenharia, que vão além do contexto da manutenção de ativos de subestações de energia, é comum a utilização de valores padronizados de emissividade nas análises termográficas. O ajuste de emissividade diferente do real conduz a erros grosseiros de medição e que podem comprometer significativamente a interpretação dos resultados obtidos. Em particular, medições termográficas realizadas em objetos com baixa emissividade superficial possuem uma elevada incerteza associada, sendo que uma redução substancial dessa incerteza pode ser obtida através da aplicação de revestimentos superficiais de alta emissividade (TEIXEIRA, 2012).

Uma avaliação mais criteriosa, capaz de fornecer dados quantitativos a respeito da real condição do componente que está sendo inspecionado, é melhor realizada a partir da modelagem matemática do processo. Dentro de um modelo relativamente simples podem ser incorporados os principais fatores causadores de alterações na temperatura que está sendo medida, agregando maior confiabilidade ao diagnóstico.

É importante destacar que a qualidade dos dados de entrada fornecidos (resultados de medições em campo) é requisito fundamental para o êxito na utilização de qualquer modelo matemático como ferramenta de diagnóstico. Aplicado ao contexto de manutenção das subestações, esse fato reforça a ideia de que a potencialidade da técnica de medição termográfica não pode ser reduzida a um mero procedimento de identificação de anomalias térmicas.

A metodologia desse trabalho inclui o desenvolvimento e validação de modelos matemáticos que descrevem os processos de aquecimento ou resfriamento de conectores elétricos em geral, conectores tipo cunha com capa polimérica protetora e as chaves seccionadoras. Registros de carregamento variável de corrente elétrica obtidos de um banco de dados de subestação de energia foram utilizados para avaliar a resposta térmica transiente de conectores e chaves seccionadoras no período de alguns anos. Para os conectores, o perfil térmico obtido foi utilizado para estimar a perda de resistência mecânica associada ao condutor que forma a conexão elétrica. Para as chaves seccionadoras, os resultados dessa simulação foram utilizados para avaliar a evolução do processo de oxidação das interfaces metálicas.

O objetivo geral deste trabalho é desenvolver e validar um modelo matemático geral para estimativas das temperaturas teóricas de operação de conectores elétricos a partir de dados de funcionamento dos ativos, bem como das condições ambientais atuantes. Ainda como objetivo geral está a extensão desse modelo para as conexões tipo cunha encapsuladas e dois tipos de chaves seccionadoras, sendo uma amostra inteiramente nova e outra desgastada.

Os objetivos específicos incluem:

- Determinar as influências da convecção forçada, do carregamento solar e da dissipação por condução térmica dentro do processo;
- Comparar as respostas transiente e permanente do modelo e identificar as condições onde esses resultados mais se aproximam;
- Aplicar o modelo matemático para avaliação de condições especiais de funcionamento, incluindo efeitos combinados de corrente variável e rajadas de vento, bem como sobreníveis na dissipação de calor;
- Verificar os modos de falha por perda de resistência mecânica e formação de filme de óxido, para os conectores elétricos e chaves seccionadoras, nessa ordem.

O conteúdo dessa dissertação é dividido em sete capítulos. O Capítulo 2 é um texto introdutório que apresenta o Sistema Elétrico de Potência brasileiro, contendo uma breve descrição dos setores de energia e com enfoque no sistema de distribuição. Neste capítulo, o trabalho é inserido dentro do contexto de manutenção das subestações de energia.

O Capítulo 3 apresenta a técnica da termografia e faz uma revisão sobre os principais fatores que interferem diretamente o sinal de radiação que é captado durante uma inspeção termográfica. Na sequência, são detalhados os mecanismos que conduzem à falha de uniões elétricas, a relação que guardam entre si e como a termografia pode contribuir na identificação deste processo. Ao final deste capítulo é feita uma discussão a respeito dos trabalhos já realizados que estão diretamente relacionados com esse estudo.

A modelagem matemática desenvolvida nesse trabalho é apresentada no Capítulo 4. Nesta parte são apresentados os principais conceitos de transferência de calor envolvidos no problema, sua formulação básica e a forma como foram encadeados esses conceitos dentro da modelagem de conectores elétricos e chaves seccionadoras. O capítulo ainda aborda brevemente a teoria do contato elétrico e uma breve distinção entre métodos consolidados para análise de incertezas.

Nesse trabalho, optou-se por dividir os conteúdos do Capítulo 5 em duas partes. Na parte inicial, são apresentadas as técnicas utilizadas para resolução do conjunto de equações que modelam o problema tanto em regime permanente quanto em regime transiente. Na sequência, é feita a descrição dos ensaios térmicos em laboratório, em túnel de vento, bem como dos ensaios de avaliação dos efeitos da radiação solar e da perda de calor por condução.

No Capítulo 6 são apresentados todos os resultados obtidos pelo modelo. O capítulo começa tratando da comparação entre as estimativas teóricas do modelo e os resultados dos ensaios térmicos nas amostras utilizadas. Após essa parte, o modelo matemático é utilizado para extrair uma série de resultados a respeito do comportamento transiente dos componentes sob condições de correntes variáveis e rajadas de vento. Também é feita uma breve discussão sobre os critérios comumente seguidos para diagnóstico de componentes elétricos através de diferenças de temperatura. O Capítulo 6 encerra com a apresentação dos resultados da aplicação de duas estratégias distintas para diagnóstico de conectores elétricos e chaves seccionadoras.

As principais conclusões do trabalho estão reunidas no Capítulo 7. Ao final, também são apresentadas propostas de continuidade dos estudos aqui iniciados.

Capítulo 2

VISÃO GERAL DO SISTEMA ELÉTRICO BRASILEIRO

2.1 – O cenário nacional

O Brasil é um país de vasta extensão territorial e detentor de uma diversidade natural ímpar no mundo. A necessidade energética do país experimentou nas últimas décadas um crescimento elevado e muito tem-se investido na busca por formas alternativas de energia a exemplo da instalação de novos parques eólicos, desenvolvimento de tecnologias em painéis fotovoltaicos e projetos de usinas termelétricas que utilizem biomassa em substituição aos combustíveis fósseis convencionais.

O potencial hídrico brasileiro é o terceiro maior do planeta. Dados da Empresa de Pesquisa Energética apontam que o país detém 10% de todo o recurso hídrico tecnicamente aproveitável no mundo atrás apenas de China (13%) e Rússia (12%). Esse fato, aliado à conjuntura histórica, faz com que a produção de energia elétrica do Brasil seja predominantemente realizada através das usinas hidrelétricas (EPE, 2006).

Diante disso, a quantidade de energia gerada no país depende do regime de chuvas nas bacias hidrográficas, que variam de região para região. Como instrumento de manobra para o gerenciamento de um eventual déficit de energia, são também utilizadas usinas termelétricas, as quais não dependem de regimes sazonais para a produção de eletricidade (ABRADEE, 2014). As usinas termelétricas já representam hoje aproximadamente 29% de toda potência instalada no Brasil, Figura 2.1.

Com o crescimento da viabilidade econômica de pequenos geradores elétricos, dentre estes os geradores de fontes renováveis, apresenta-se de forma crescente no atual cenário brasileiro um novo paradigma de operação dos sistemas elétricos: a geração distribuída. Dados da Agência Nacional de Energia Elétrica indicam que as micro e pequenas unidades geradoras representam praticamente 30% do número total de unidades geradoras distribuídas por todo o território nacional (ANEEL, 2014).

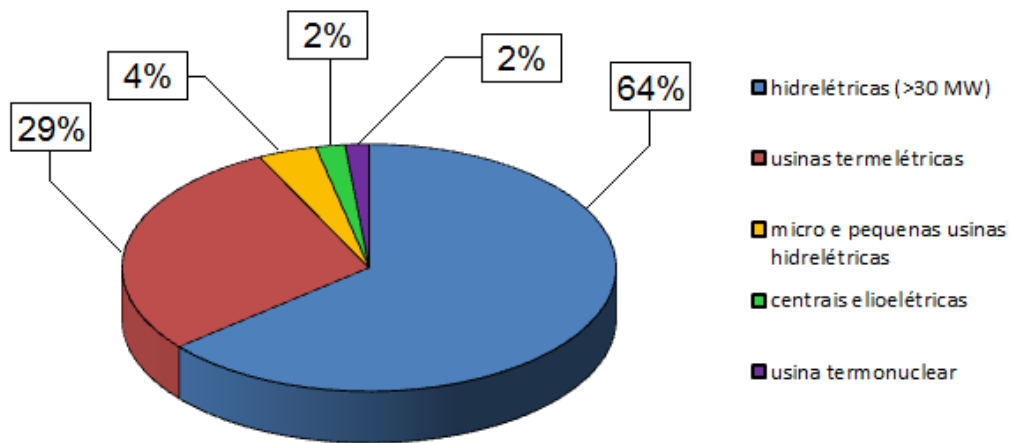


Figura 2.1 – Empreendimentos de geração em operação no Brasil em função da potência total instalada. (Fonte: Relatório de Informações Gerenciais – ANEEL, 2014).

Diferente de outros sistemas de redes, como saneamento e gás, a energia elétrica não pode ser armazenada em grande escala de forma economicamente viável, fazendo com que as políticas de gestão energética sejam elaboradas de forma a manter continuamente o equilíbrio entre oferta e demanda nacionais. A grande maioria das empresas de energia do Brasil está associada através do Sistema Interligado Nacional (SIN), de onde partem as decisões de despacho das usinas geradoras de forma a contemplar as necessidades regionais.

2.2 – Os setores do sistema elétrico

A geração de energia elétrica no Brasil é bastante fragmentada contando, segundo dados da Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL, 2014), com 3.152 empreendimentos geradores. Muitas das unidades geradoras espalhadas pelo país encontram-se afastadas dos centros consumidores, demandando um complexo sistema eletricamente conectado de geração, transmissão, distribuição e comercialização de energia, formando a chamada “indústria de rede”. A maioria dos setores do sistema elétrico, incluindo o setor de distribuição, segue uma ideia sustentada pela livre concorrência, sendo administrada e operada por agentes distintos, cabendo ao Estado o papel da regulação.

Ao sair das usinas geradoras, a energia elétrica precisa ser transportada em direção aos centros consumidores: indústria, comércio e sistemas residenciais (Figura 2.2). De forma simplificada, quando a energia elétrica deixa a instalação geradora, os níveis de tensão são elevados por uma subestação (transmissora), depois a energia é transportada por linhas de transmissão até uma subestação (distribuidora) que abaixará novamente os níveis de tensão para adequá-los à distribuição. Em seguida, a energia é distribuída para os consumidores de acordo com suas necessidades e contratos estabelecidos. (URSINE, 2013).

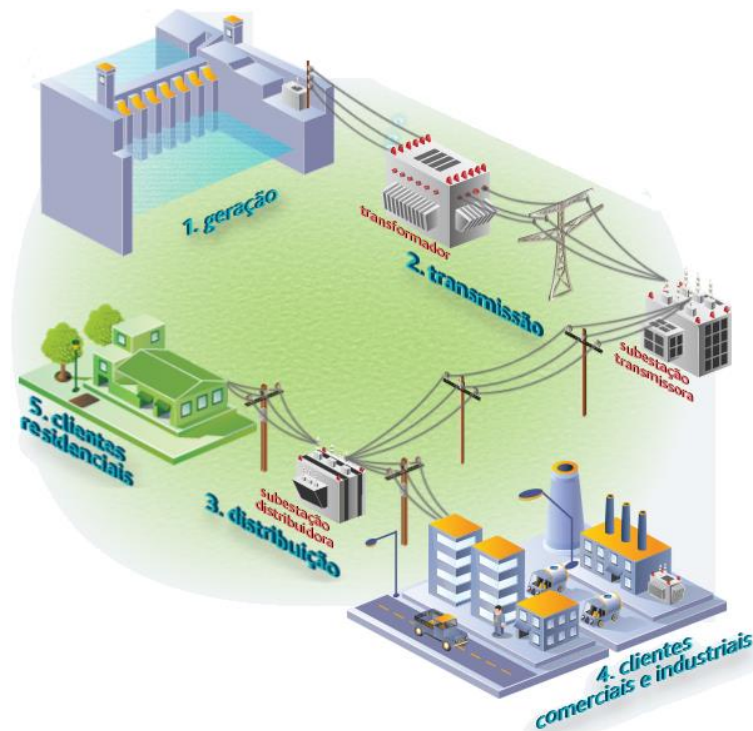


Figura 2.2 – O caminho percorrido pela energia elétrica. (Fonte: AES Eletropaulo).

Atualmente, existem 77 concessionárias responsáveis pela administração e operação de mais de 100.000 km de linhas de transmissão espalhadas pelo país. O grande desafio do setor de transmissão é garantir que o transporte da energia elétrica a grandes distâncias apresente níveis aceitáveis de perdas por Efeito *Joule*, que é o processo de transformação irreversível da energia elétrica em energia térmica durante o processo. A elevação de tensão da energia que será transportada é uma forma de reduzir o desperdício uma vez que, para uma mesma potência de transmissão, tensões maiores possibilitam níveis de corrente elétrica mais baixos e, conseqüentemente, menores serão as perdas por Efeito *Joule*. Além disso, a menor corrente permite o uso de cabos de menor área de seção transversal e peso, economizando em material condutor e estruturas de sustentação (DINIZ, 2013).

A viabilidade técnica e econômica de outras soluções também é alvo de estudos recentes na área de ampacidade de cabos condutores. Pesquisas apontam alternativas para aumentar a dissipação de calor por radiação através da aplicação de um revestimento de alta emissividade, sendo capaz de reduzir em até 15% os níveis de temperatura dos cabos condutores utilizados no sistema de transmissão (OLIVEIRA, 2014). É uma alternativa que aumenta a eficiência no transporte de energia sem a necessidade de implantação de novas linhas.

O último estágio do processo de transporte de energia elétrica fica ao encargo das distribuidoras, que são as agências responsáveis pela conexão, atendimento e entrega efetiva de energia elétrica ao consumidor. Apesar do cenário de ampla concorrência, o setor de distribuição é um dos mais regulados e fiscalizados de todo o sistema elétrico nacional, onde a agência reguladora (ANEEL), dentre outras diretrizes, estabelece os

preços máximos que podem ser praticados pelas concessionárias. Segundo a Associação Brasileira de Distribuidores de Energia Elétrica, O Brasil conta, em 2014, com mais de 74 milhões de “Unidades Consumidoras”, sendo desse montante 85% do tipo residenciais.

2.3 – As subestações de energia

Uma subestação de energia é uma instalação elétrica constituída de um conjunto de equipamentos de manobra e/ou transformação, responsável pela alteração dos níveis de tensão e corrente dentro do Sistema Elétrico de Potência. Na saída das usinas geradoras ficam instaladas as subestações de transmissão (elevadoras), responsáveis pelo aumento da tensão e melhoria das condições de transporte da energia. Nos centros consumidores localizam-se as subestações distribuidoras (abaixadoras) que diminuem a tensão da energia elétrica, facilitando a ramificação do sistema e evitando inconvenientes como rádio interferência e campos magnéticos muito intensos nas áreas urbanas. Existem ainda as subestações de manobra que não realizam transformação de tensão, sendo responsáveis por interligar circuitos de suprimento de energia ou seccionar um circuito em trechos menores (MUZY, 2012).

Particularmente no Estado de Minas Gerais, ao final de 2012, foi contabilizado um total de 391 subestações de energia (CEMIG, 2013). A grande maioria dessas instalações sendo do tipo convencional e desabrigada, isto é, unidades instaladas a céu aberto e tendo o ar atmosférico como o meio isolante entre os diversos tipos de equipamentos. Fatores climáticos tais como chuva, vento, poeira e radiação solar interferem na temperatura de operação e, conseqüentemente, na vida útil dos equipamentos elétricos.

Atualmente, existem soluções tecnológicas para compactar a estrutura elétrica das subestações de forma a reduzir espaço, e assim os custos de terreno para sua instalação. Projetos mais recentes de subestações, denominadas unidades isoladas, incluem a utilização de gases inertes, geralmente o hexafluoreto de enxofre (SF_6), para o isolamento dos equipamentos. Pela rigidez dielétrica típica apresentada pelo ar, são necessários alguns metros para garantir isolamento adequado dos ativos das subestações convencionais; o mesmo requisito de segurança pode ser atingido com distâncias da ordem de centímetros de SF_6 , fazendo com que as subestações isoladas tenham uma redução física por um fator de 1:10 (McDONALD, 2012). Tornam-se uma alternativa atraente uma vez que tem-se tornado constante a preocupação das empresas concessionárias com o espaço necessário para a implantação de novas subestações de distribuição nas proximidades dos centros consumidores.

Dentro de uma subestação, seja do tipo de transmissão ou distribuição, o transformador é o equipamento responsável pela elevação ou redução da tensão elétrica, respectivamente. Além dos transformadores, as subestações contam com equipamentos de seccionamento (chaves) para promover isolamento visível entre seções de circuitos, ou em manobras de manutenção e em situações de contingência; de disjuntores, capazes

de interromper ou restabelecer o circuito elétrico em qualquer condição; e equipamentos com função de proteção contra surtos (para-raios), medição de grandezas (transformadores de corrente e de potencial) e controle de tensão (capacitores e reguladores de tensão). Todos estes equipamentos são interligados através de condutores, com suas emendas e conectores. Conectados as subestações, estão os fios condutores suportados por estruturas ou torres de transmissão e protegidos de descargas atmosféricas pelo cabo guarda (CALADO, 2013). Um perfil esquemático de uma subestação típica do sistema de distribuição (convencional e desabrigada) é apresentado na Figura 2.3.

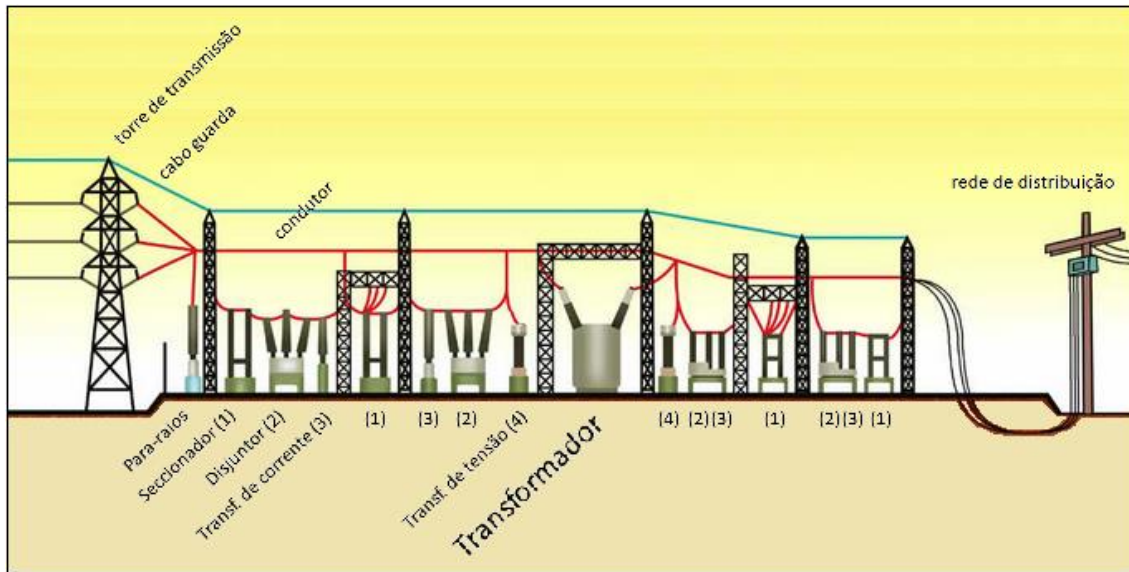


Figura 2.3 – Perfil esquemático de uma subestação de distribuição. (Adaptado de: ABRADDEE, 2014).

2.4 – Manutenção dos equipamentos em subestações de distribuição

O gerenciamento das subestações por parte das concessionárias de energia está sujeita às questões normativas que vigoram sobre o setor de distribuição do sistema elétrico brasileiro. Conforme mencionado, esse setor opera sob forte regulação e fiscalização por parte da Agência Nacional de Energia Elétrica, que age como Poder Concedente do serviço a ser prestado. Os mecanismos de regulação das distribuidoras são, basicamente, a revisão tarifária e o reajuste tarifário anual. (ABRADDEE, 2014). Portanto, as concessionárias de distribuição não se tratam de empresas de produção; seus lucros advêm do tamanho do parque de ativos disponibilizado e dos custos que praticam para mantê-los, entregando os níveis de serviço regulamentados (DINIZ, 2013).

Sob esse ponto de vista, a busca por melhores práticas de manutenção em todos os equipamentos torna-se essencial para a garantia do retorno financeiro às concessionárias. A gestão estratégica dos ativos de subestações estabelece diretrizes para a definição do plano de manutenção mais adequado a cada equipamento (CEMIG, 2011). Esta sistemática determina a extensão dos riscos potenciais que a falha

do componente representa para a segurança (humana e patrimonial) e continuidade no fornecimento de energia, além de aspectos como regime de operação do equipamento, frequência de falhas e custo de reparo. Esse conjunto de critérios está alinhado com a filosofia FMEA (*Failure Mode and Effects Analysis*), ferramenta largamente utilizada na indústria com o objetivo de detectar problemas e avaliar a extensão dos danos, antes que uma falha em potencial ocorra dentro de um processo (KARDEC, 2009).

A necessidade de identificação de falhas em potencial, aliada ao fato de que anomalias térmicas são indicativos comuns de defeitos em componentes elétricos, fazem da medição de temperatura sem contato uma opção bastante atraente e, em certos casos, a única aplicável a sistemas elétricos (ARAÚJO, 2008). Nesse contexto, a termografia apresenta-se como uma solução tecnicamente viável por permitir a varredura de grandes áreas em um curto período de tempo, garantindo alto rendimento. Além disso, características como segurança, agilidade na obtenção da informação e não interferência no funcionamento dos equipamentos fazem com que as inspeções termográficas sejam rotina dentro do sistema elétrico de potência, particularmente nas subestações.

O detalhamento do procedimento de inspeção termográfica, suas recomendações operacionais, critérios específicos para avaliação das anomalias térmicas identificadas em cada tipo de equipamento elétrico, as diretrizes para acompanhamento e intervenção, bem como orientações para gerenciamento de acervo histórico encontram-se devidamente documentados (CEMIG, 2010). Esses documentos têm por base as informações contidas nas normas NBR 15424, “Ensaio Não Destrutivo – Termografia – Terminologia” e NBR 15572, “Ensaio Não Destrutivo – Termografia – Guia para Inspeção de Equipamentos Elétricos e Mecânicos” disponibilizados pela Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT NBR 15424, 2004 e ABNT NBR 15572, 2006).

Os resultados das inspeções termográficas são avaliados por meio de softwares próprios para análise e tratamento de imagens radiométricas. Dentre outras funcionalidades, nesses programas é possível alterar escalas, selecionar regiões específicas para análise e redefinir parâmetros de medição para valores compatíveis ao momento da aquisição. Muitas vezes, com o propósito de facilitar as inspeções termográficas permite-se que o operador utilize, por exemplo, um valor de emissividade qualquer e, no pós-processamento, defina um novo valor, próximo ao verdadeiro.

Uma vez identificada anomalia térmica em algum componente elétrico de subestação, é prática comum que a tomada de decisão seja sustentada por critérios baseados na diferença entre a temperatura indicada pelo termovisor antes de quaisquer correções (temperatura aparente) e a temperatura de um ponto submetido às mesmas condições operacionais do ponto inspecionado (temperatura de referência). Quanto maior essa diferença de temperatura, assume-se que maior é a severidade da condição do equipamento. Um sistema de índices fundamentado nesse critério e na importância do elemento para o sistema é então utilizado para determinar o melhor momento de correção do problema. A Tabela 2.1 ilustra o critério de intervenção que se aplica aos equipamentos de manobra dentro das subestações de distribuição.

Tabela 2.1 – Prazos para intervenção em anomalias térmicas identificadas em contato principal de seccionadora ou disjuntor extraível

Somatório dos índices	Prazo para manobrar
12 (ΔT até $25^{\circ}C$)	60 dias (antes da próxima medição)
18 (ΔT de $26^{\circ}C$ a $40^{\circ}C$)	30 dias
21 (ΔT de $41^{\circ}C$ a $60^{\circ}C$)	10 dias
25 (ΔT acima de $60^{\circ}C$)	48 horas
Acima de 32 (sinais de fusão)	Retirar de serviço

Fonte: CEMIG, 2007

Ao fazer uma análise crítica desse procedimento, três aspectos importantes devem ser observados. O primeiro deles e o mais imediato é que caso os equipamentos estejam em um mesmo nível de degradação, a diferença de temperatura entre eles não aparece e o resultado da inspeção pode ser um falso negativo. O segundo ponto decorre do fato de que as temperaturas acusadas nas inspeções são resultado das condições operacionais e climáticas impostas, sendo que estas condições continuamente se alteram ao longo do dia. Além disso, as respostas térmicas dos componentes elétricos muitas vezes apresentam um regime transiente muito longo e, obviamente, equipamentos em diferentes estágios de degradação apresentam transientes próprios e, portanto, a diferença de temperatura varia enquanto a estabilização não é alcançada. Tudo isso indica que a adoção de um critério de falha baseado em diferenças de temperatura é suscetível a eventuais diagnósticos errôneos.

A sistematização de todo o procedimento de manutenção, desde a aquisição dos termogramas, passando pela análise de imagens, emissão de diagnóstico até a tomada de decisão é de fundamental importância para o aumento da qualidade dos registros históricos de todo o parque de ativos, permitindo acompanhar a evolução de cada equipamento, bem como suas características de desempenho. Além disso, uma base de dados mais confiável é cenário favorável para diminuição da frequência de inspeções, o que representa considerável redução de custos para as concessionárias. Dentro do âmbito do setor energético, acompanha-se nos últimos anos um vultoso direcionamento de recursos para projetos de pesquisa em sistemas autônomos de inspeção. Sistemas capazes de emitir um parecer técnico particular já são uma realidade e certamente avanços ainda maiores serão verificados num futuro próximo.

Capítulo 3

DIAGNÓSTICO DE COMPONENTES ELÉTRICOS DE SUBESTAÇÃO

A crescente demanda por rapidez e precisão na emissão de diagnóstico sempre que uma falha ou indicativo de falha esteja identificado em algum equipamento de subestação tem contribuído para o surgimento de diversos sistemas auxiliares para tomada de decisão. Nos últimos anos, Sistemas de Supervisão e Aquisição de Dados, também conhecidos como softwares supervisórios, vem ganhando espaço dentro dos centros de controle das subestações, munindo as equipes de manutenção e o corpo gerencial do sistema de informações importantes para decidir como proceder com seus ativos de forma alinhada à política da empresa.

Para elaboração desses sistemas, têm-se utilizado técnicas computacionais como redes neurais, lógica Fuzzy, sistemas baseados em conhecimento, diagrama de causa e efeito, e redes Petri (SAMPAIO, 2005). Deve-se destacar que esses sistemas devem ser compreendidos como ferramentas de suporte técnico e, portanto, não diminuem a importância da experiência e conhecimento dos mantenedores dos equipamentos e muito menos substituem a decisão humana.

O potencial aumento de segurança e confiabilidade que a utilização dessas ferramentas de diagnóstico pode agregar ao setor de manutenção está intimamente associado à qualidade na aquisição da informação. Por mais que se utilize um sistema supervisório concebido com as técnicas de análise de dados mais atuais oferecidas pelo mercado, a disponibilização de uma informação de baixa qualidade é garantia de um parecer técnico pouco confiável e representa desperdícios tanto pela aquisição de um sistema oneroso quanto pela gestão equivocada dos ativos.

Portanto, a qualidade na aquisição de dados de operação dos equipamentos é fundamental para uma gestão confiável e eficaz das subestações de energia. Sendo a temperatura o parâmetro mais comumente associado ao desempenho dos componentes elétricos, o conhecimento das características da aquisição via termografia torna-se essencial para o êxito da aplicação da técnica e na emissão do diagnóstico.

3.1 – Termografia

3.1.1 – Aplicações e características gerais

A termografia permite o mapeamento térmico de superfícies sem interferência no funcionamento ou na vida útil do material inspecionado. Segundo definição da Associação Brasileira de Normas Técnicas (NBR 15424), termografia é uma técnica de sensoriamento remoto que possibilita a medição de temperaturas e a formação de imagens térmicas de um componente, equipamento ou processo, a partir da radiação infravermelha, que é naturalmente emitida pelos corpos, em função de sua temperatura. Atualmente, o conceito de termografia é utilizado para definição de ensaios térmicos não destrutivos (NDTE).

São diversas as áreas onde a termografia encontra campo de aplicação. Em setores das indústrias automotiva, aeronáutica, siderúrgica, petroquímica, metalúrgica, robótica, elétrica e eletrônica dentre muitas outras é possível identificar a termografia sendo utilizada na avaliação de desempenho de equipamentos e componentes de máquinas, controle de qualidade de produtos e na validação de processos. Fora do âmbito industrial, a técnica também é adotada nos esportes, medicina, construção civil, identificação de anomalias em edificações (CORTIZO, 2007), fisioterapia, veterinária, caracterização de propriedades de materiais (BARBOSA, 2014), segurança patrimonial e inclusive na avaliação de obras de arte (TAVARES, 2006).

São duas as principais categorias onde a termografia pode ser dividida: termografia ativa e termografia passiva. Na termografia ativa, seja pela necessidade de ampliar o nível de radiação emitida pela superfície ou avaliar a resposta térmica do objeto em uma situação específica, existe uma excitação térmica aplicada com forma, intensidade e frequência muito bem definidas. Na termografia passiva, o campo de temperaturas da região a ser inspecionada é resultado do próprio processo ou do carregamento térmico natural submetido ao componente, sendo que nenhuma intervenção externa é necessária para a ocorrência do perfil térmico registrado. Atendendo a requisitos de segurança e operação, a termografia do tipo passiva é a técnica mais amplamente empregada no contexto da manutenção em sistemas de energia.

O termovisor é o principal instrumento de uma inspeção termográfica. A tecnologia atualmente embutida nesses equipamentos é expressiva, com ferramentas específicas para seleção e detalhamento de imagem, alternativas de captura automatizada, expansão de memória e possibilidades de emissão de relatório de inspeção, dentre outras funcionalidades disponíveis ao usuário as quais tornam os preços de aquisição bastante variados. Independente do modelo do termovisor, existe o princípio de funcionamento comum a todos que se dá através da radiação infravermelha emitida pelo objeto, sendo esta detectada, processada e convertida em imagem visível e em leituras de temperatura. A Figura 3.1 apresenta esquematicamente os subsistemas que compõem um termovisor genérico.

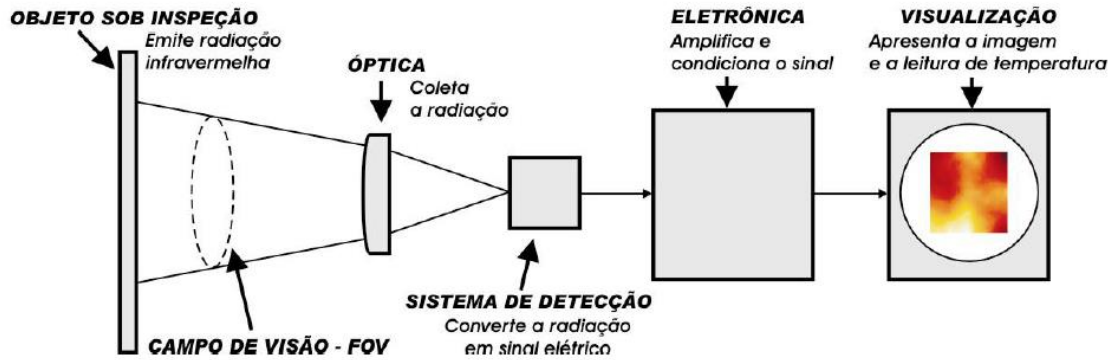


Figura 3.1 – Diagrama simplificado de um termovisor genérico. (Fonte: SANTOS, 2006)

As características construtivas e operacionais dos termovisores apresentaram grande alteração ao longo de todas as gerações desse equipamento. O desenvolvimento dos modernos conjuntos de lentes e filtros para expansão dos limites de utilização da termografia demandou pesquisa por novos materiais adequados para captação de sinais de radiação em diferentes intervalos de comprimento de onda, denominados sistemas multiespectrais.

Desde os primeiros modelos de termovisores de aplicação tipicamente militar na década de 70, o desenvolvimento tecnológico impulsionado pela microeletrônica promoveu uma profunda evolução na tecnologia das câmeras térmicas. A substituição dos sistemas de varredura pela tecnologia *Focal Plane Array* (FPA) foi um passo importante no aprimoramento dos termovisores, em que as leituras de temperatura passaram a ser apresentadas diretamente no monitor, conferindo também melhorias na resolução de imagem e sensibilidade térmica. O desenvolvimento dos microbolômetros atuando como sensores de radiação térmica foi um dos principais avanços responsáveis pela diminuição de tamanho e peso (Figura 3.2) dos equipamentos, permitindo a retirada dos sistemas de refrigeração criogênicos existentes nos modelos anteriores.



Figura 3.2 – Evolução dos termovisores: (a) Detector AGA 680 resfriado a nitrogênio líquido e sistema de varredura óptico/mecânico, peso total de 37 kg. (b) Termovisor modelo FLIR SC660, peso total de 1,7 kg. (Fonte: ARAÚJO, 2008; FLIR Commercial Systems, www.flir.com acesso em 23/12/2014).

Nos sensores térmicos em geral, a radiação térmica absorvida altera a temperatura do material do elemento detector, resultando na alteração de alguma propriedade física do material que o constitui e gerando um sinal elétrico correspondente. Os detectores térmicos podem ser do tipo bolômetro, piroelétrico ou termopilha (OLIVEIRA, 2010). Em especial nos microbolômetros, o que ocorre é uma variação da resistência elétrica.

Sendo um processo de medição indireta, é necessário ter conhecimento suficiente do relacionamento entre o sinal de radiação captado pelo termovisor e a temperatura equivalente que se quer determinar, possibilitando a compreensão dos fatores que interferem na aquisição dos dados e, principalmente, das condições que possam vir a inviabilizar a sua aplicação. Esse discernimento é o que difere o correto emprego da termografia como ferramenta de análise de processos, e o simples registro de imagens térmicas com pouco ou nenhum significado físico concreto.

As câmeras infravermelhas em geral apresentam grande sensibilidade, porém sua precisão é por vezes superada por sensores de contato (RIBEIRO, 2010). Em situações onde esse erro de leitura é superior ao gradiente de temperatura que se pretende captar, a termografia não é indicada. O mesmo vale para a tentativa de identificação de falhas em componentes internos de equipamentos, onde os efeitos da anomalia térmica não causam alterações perceptíveis de temperatura na superfície externa do objeto inspecionado.

Um cenário ainda comum na indústria e em trabalhos publicados é do uso de termografia em análises qualitativas de fenômenos térmicos (MALDAGUE, 2000). Existe na literatura uma significativa escassez de análises quantitativas, com a devida análise das incertezas associadas e avaliação dos impactos das condições atuantes durante o processo de medição. Negligenciar fatores como condição superficial da amostra, interferências na captura e processamento do sinal de radiação, bem como as condições operacionais submetidas ao objeto inspecionado e suas interações com o ambiente podem levar a má utilização da termografia. O estudo dessas interações é fundamental para a eliminação de erros grosseiros e a consequente obtenção de resultados mais confiáveis e condizentes com a realidade.

3.1.2 – Fatores de Influência

Os fatores que influenciam a medição termográfica podem estar em um nível mais fundamental, relacionado à natureza do sinal de radiação térmica captado pelo termovisor, ou inserido no conjunto de fatores climáticos e operacionais que interferem na temperatura apresentada pelo objeto inspecionado.

A radiação térmica pode ser emitida na faixa de $0,1 \mu m$ a $100 \mu m$ do espectro eletromagnético em função da temperatura da superfície emissora. No entanto, para as aplicações a que se destina a termografia, a radiação térmica captada se encontra delimitada pela faixa do infravermelho (CHRZANOWSKI, 2001). Dentro dessa faixa, foram definidas novas subdivisões de forma a apresentar intervalos específicos de aplicação dos termovisores, Figura 3.3.

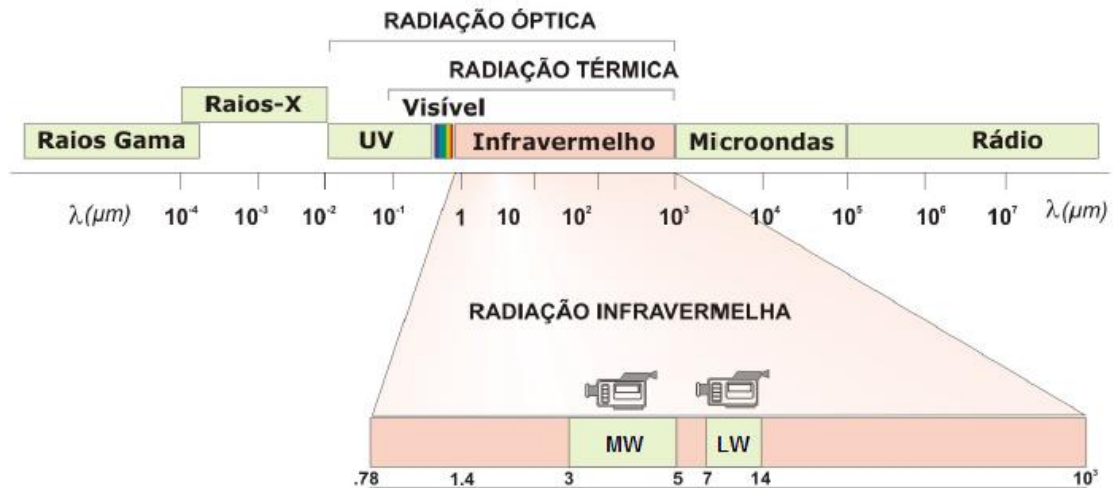


Figura 3.3 – Espectro eletromagnético e as faixas espectrais onde se inserem os termovisores comerciais. (Fonte: SANTOS, 2006).

Existem aplicações da termografia operando na faixa do infravermelho de ondas médias (MW), a exemplo da captação de radiação de gases e vapor d’água na identificação de vazamentos em instalações (CALADO, 2013). As câmeras térmicas de aplicação geral na indústria e pesquisa comumente operam no infravermelho de ondas longas (LW). Existem outras propostas de subdivisões do espectro que compreende a radiação infravermelha (ABNT, 2006; CHRZANOWSKI, 2010), não existindo, porém, uma única classificação que seja consensual entre pesquisadores e fabricantes de termovisores.

Na faixa do infravermelho, os fenômenos de espalhamento e absorção definem a atenuação do sinal radiação térmica, resultado das interações com o ambiente por onde ele se propaga. As características dessa interação dependem da composição química dos gases e da presença de partículas sólidas em suspensão. A Figura 3.4 apresenta o modo como a atmosfera transmite a radiação para diferentes comprimentos de onda a uma distância de aproximadamente 2 km da superfície.

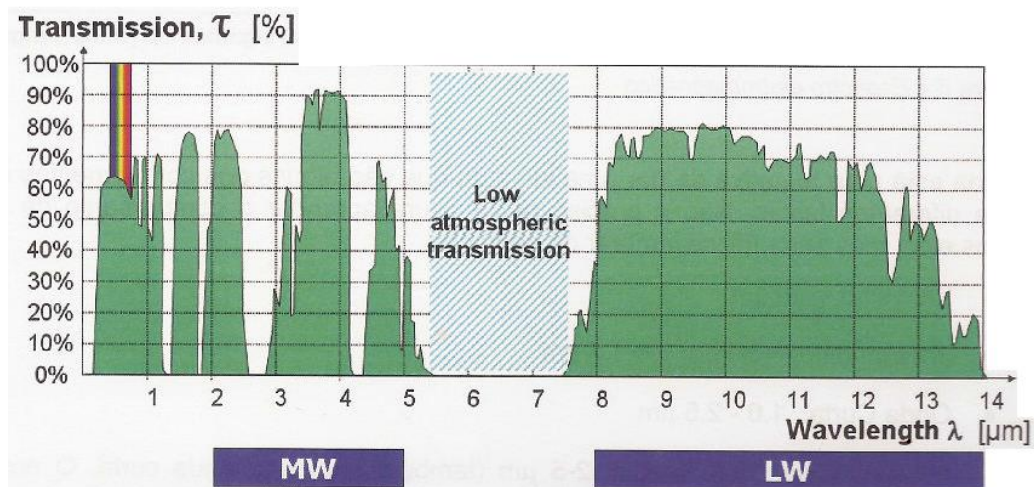


Figura 3.4 – Transmissão atmosférica em diferentes faixas de comprimento de onda na região do infravermelho. (Fonte: ITC, 2010)

Observa-se uma zona de baixíssima transmissão atmosférica no intervalo de $5-7\mu m$, tornando muito difícil o registro de sinal radiométrico nessa região. Em contrapartida, para os intervalos compreendidos entre $3-5\mu m$ e $7-14\mu m$, a atenuação da radiação devido aos fenômenos de espalhamento e absorção atmosférica é relativamente baixa quando comparada a outras faixas do espectro infravermelho (TEIXEIRA, 2012). Essas regiões do infravermelho são definidas como as “janelas atmosféricas” do espectro (ROGALSKI, 2002), sendo intervalos favoráveis a utilização da termografia e dentro das quais operam a grande maioria dos termovisores comerciais.

As condições que definem a intensidade como a superfície dos corpos emite a radiação também é importante para determinar as limitações de aplicação da termografia. Nesse contexto, define-se *emitância espectral* ou *poder emissivo* de um corpo como a taxa na qual a energia é liberada por unidade de área (INCROPERA, 2014). O valor máximo da taxa $E_{\lambda,b}$ na qual uma superfície ideal é capaz de emitir energia térmica depende basicamente do comprimento de onda λ da radiação liberada e da temperatura T do corpo, existindo uma relação bem definida e derivada por Max Planck¹. A Figura 3.5 apresenta a relação entre a emitância espectral do corpo negro em função do comprimento de onda para alguns valores de temperatura pré-selecionados.

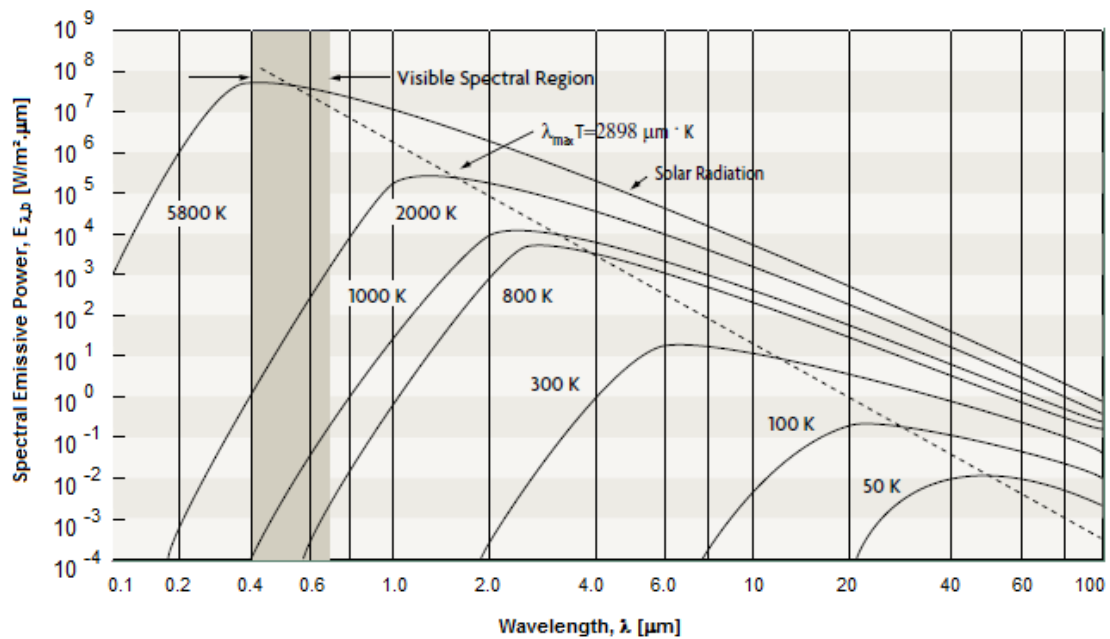


Figura 3.5 – Distribuição espectral de um corpo negro (Fonte: OMEGA, 2014).

Observa-se que, quanto maior o valor da temperatura, a máxima emissão de radiação acontece em comprimentos de onda cada vez menores e diminui consideravelmente com o afastamento desse ponto. Essa informação é extremamente útil no momento de selecionar o termovisor, garantindo a aquisição de um equipamento sensível a uma determinada faixa de comprimento de onda que permita captar o sinal de radiação com intensidade suficiente para realizar uma medição adequada de temperatura.

¹ físico alemão. É considerado o pai da física quântica e um dos físicos mais importantes do século XX. Planck foi premiado com o Nobel de Física de 1918 por suas contribuições na área de física moderna.

O valor global em termos de taxa de energia que uma superfície ideal consegue dissipar por radiação é obtida através da integração da Lei de Planck ao longo de todo o intervalo $[0, \infty]$ de comprimento de onda. Para cada temperatura, seu valor é numericamente equivalente às áreas individuais sob cada uma das curvas da Figura 3.5 e a expressão geral é dada pela Lei de Stefan-Boltzmann, Equação (3.1).

$$E_b(T) = \sigma T^4 \quad (3.1)$$

Onde $\sigma = 5.67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$ é a constante de Stefan-Boltzmann.

Isso significa que a cota máxima para a taxa de energia que pode ser emitida por um corpo é dependente apenas da temperatura absoluta T . Porém, para as superfícies reais, alguns fatores influenciam a capacidade de emissão de radiação, fazendo com que apenas uma fração do poder emissivo total seja efetivamente dissipada ao meio. Define-se então a emissividade como a razão entre a emissão de uma superfície real e a emissão de um corpo negro à mesma temperatura, Equação (3.2).

$$\varepsilon(T) = \frac{E(T)}{E_b(T)} \quad (3.2)$$

A rigor, essa definição corresponde à emissividade total-hemisférica, que é independente da direção e do comprimento de onda. Uma formulação mais geral para a emissividade envolve a razão entre as intensidades de emissão da superfície real e do corpo negro em uma determinada direção e comprimento de onda especificados; denominada emissividade espectral-direcional. Sendo a avaliação da emissividade espectral-direcional muitas vezes difícil de ser realizada, é comum a utilização da emissividade total-hemisférica nas análises térmicas.

O valor da emissividade total-hemisférica é fortemente dependente da condição superficial das amostras, apresentando variações significativas com variações de formato, acabamento e textura. Especialmente nos sistemas elétricos, o processo de oxidação é capaz de alterar consideravelmente a emissividade superficial dos equipamentos ou componentes que ficam expostos ao ambiente, como é o caso das subestações de energia desabrigadas.

A emissividade é uma variável muito importante no processo de medição termográfica. A sua correta avaliação, seja por técnicas experimentais antes da aquisição ou no pós-processamento dos dados via software de tratamento, é essencial para evitar uma medição termográfica incorreta.

Enquanto a emissividade está relacionada à radiação emitida, outras propriedades radiativas estão relacionadas à radiação incidente: a absorvidade (α), a refletividade (ρ) e a transmissividade (τ). De maneira geral, toda e qualquer radiação G_λ proveniente de uma fonte externa que incide sob uma superfície de um sólido semitransparente interage com o material, podendo ter parcelas absorvidas, refletidas ou transmitidas ao longo do meio constituinte como ilustra a Figura 3.6.

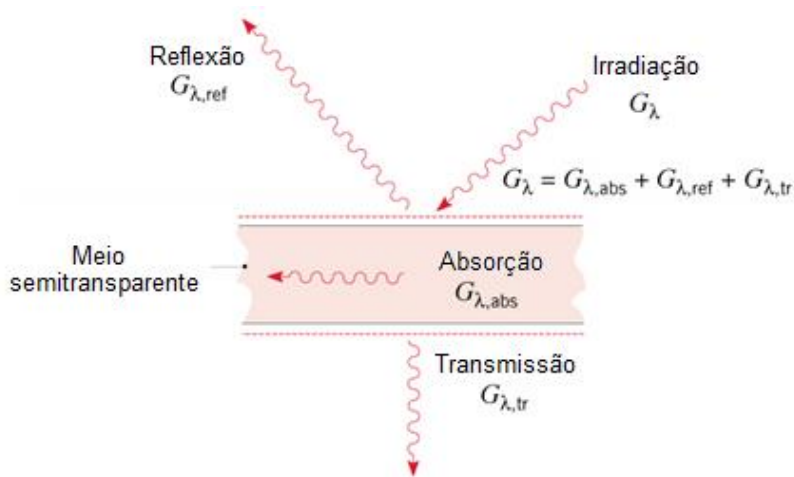


Figura 3.6 – Representação gráfica da radiação incidente em um objeto real e as possíveis frações de radiação absorvida $G_{\lambda,abs}$, refletida $G_{\lambda,ref}$ e transmitida $G_{\lambda,tr}$. (Fonte: INCROPERA, 2014)

Assim como para a emissividade, a dependência com a direção e comprimento de onda também existe para essas propriedades e, portanto, as definições de absortividade, refletividade e transmissividade hemisférica-total e espectral-direcional são igualmente válidas. Por argumento semelhante ao apresentado anteriormente serão tratados nesse texto apenas as propriedades do tipo total-hemisférica.

Como a energia térmica irradiada em uma superfície necessariamente se decompõe em alguma das três formas descritas na Figura 3.6, o princípio de conservação da energia determina que a Equação (3.3) seja sempre válida, para qualquer material.

$$\alpha + \rho + \tau = 1 \quad (3.3)$$

Num contexto geral, as radiações emitidas e absorvidas fazem variar a energia térmica de um corpo, enquanto as radiações refletidas e transmitidas não causam nenhum efeito do ponto de vista térmico ao material. Esse fato leva, por exemplo, ao emprego de painéis metálicos opacos de alta refletividade como isolantes térmicos refletivos na construção civil e na área de conforto térmico (VITTORINO, 2003).

No âmbito da termografia, situações onde existem várias fontes de calor a temperaturas diferentes, existe energia sendo propagada em vários comprimentos de onda e em várias direções. Embora a parcela de radiação que é refletida pelo alvo não cause alteração térmica no mesmo, a fração que alcançar o termovisor pode mascarar a medição termográfica, conforme será visto na próxima seção.

A utilização de revestimentos ou texturas sintéticas na superfície dos materiais pode alterar ou não suas propriedades radiativas. Tintas resistentes a altas temperaturas de diferentes tipos foram aplicadas na superfície de conectores elétricos submetidos à análise termográfica, evidenciando que a cor não é fator determinante para a emissividade da superfície (GOMES, 2011). No entanto, variações de cor alteram significativamente a absortividade, interferindo no comportamento térmico de amostras

de cabos condutores de linhas de transmissão. Além do emprego de revestimentos, o aumento de emissividade de cabos nus pode ser obtido por um processo de anodização dos fios de alumínio, ainda durante o processo de fabricação (SALAS, 2011).

Ao longo dessa seção foram apresentados alguns parâmetros que podem influenciar uma medição termográfica, particularmente na captura do sinal de radiação: o comprimento de onda, as condições de atenuação do sinal e as propriedades radiativas dos corpos. Conforme mencionado, fatores climáticos e operacionais também influenciam o resultado. No Capítulo 4 serão apresentados os principais fatores que atuam sobre a resposta térmica apresentada por alguns componentes elétricos de subestação, sua modelagem matemática e a relação que guardam com algumas variáveis mensuráveis características.

3.1.3 – O modelo matemático de medição

A radiação que deixa uma superfície é a soma da radiação emitida e da radiação refletida. O primeiro sinal depende da temperatura do próprio corpo e o segundo, da temperatura dos arredores, sendo que o elemento sensor do termovisor não é capaz de distingui-los. O problema da reflexão é mais agudo em casos onde fontes externas emitem calor de forma mais intensa que o objeto que se pretende analisar, podendo causar grandes erros de leitura.

Uma solução é a utilização de anteparos sobre a amostra inspecionada, gerando uma área sombreada que bloqueia as radiações provenientes de outras fontes (INFRATEMP, 2010). Nas subestações, essa solução não é viável por questões de segurança. Uma prática comum nesses casos é utilizar uma folha de alumínio corrugada, posicionada sob o mesmo ângulo de visão do objeto sob estudo. Esse procedimento possibilita a determinação da temperatura média refletida (T_{refl}), que é um parâmetro que pode ser ajustado nos termovisores, permitindo a compensação do sinal de radiação advindo da vizinhança do alvo.

A possibilidade de medição de temperatura à distância é uma das principais vantagens que viabilizam a utilização da termografia em sistemas elétricos. No entanto, o espaço percorrido pelo sinal é composto por diversos gases (por exemplo, vapor d'água e CO_2) que, de fato, não são transparentes à radiação térmica: quanto maior a distância, maior a atenuação sofrida. Em algumas aplicações industriais também pode haver janelas ou outras estruturas de proteção transparentes, onde é necessário verificar se o comprimento de onda de operação do termovisor é compatível com a banda de transmissão da estrutura. É também necessário compensar a eventual perda de energia e realizar alteração de emissividade para um valor compatível com a superfície da janela e não do alvo interno nesses casos.

A Figura 3.7 é uma representação esquemática das três parcelas do sinal de radiação que chegam ao termovisor devidamente compensadas pela atenuação da atmosfera: o sinal emitido pelo próprio objeto [$\varepsilon\tau W_{obj}$]; o sinal refletido pela sua superfície com origem na vizinhança [$(1 - \varepsilon)\tau W_{refl}$]; e o sinal emitido pela atmosfera [$(1 - \tau)W_{atm}$].

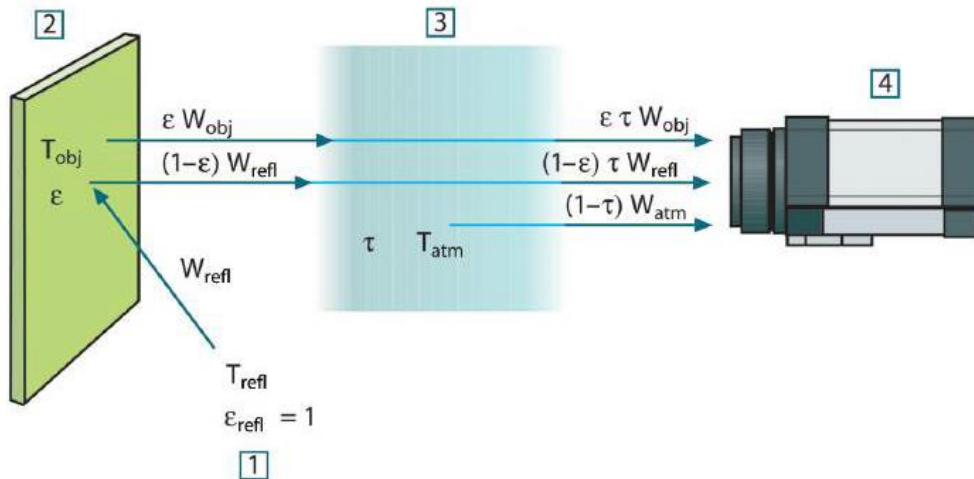


Figura 3.7 – Parcelas que compõem o sinal de radiação em uma medição termográfica. (Fonte: FLIR, 2011).

O sinal de radiação que chega à matriz de detectores térmicos do termovisor será então a soma dessas parcelas:

$$W_{tot} = \varepsilon\tau W_{obj} + (1 - \varepsilon)\tau W_{refl} + (1 - \tau)W_{atm} \quad (3.4)$$

Nesse modelo, algumas considerações são previamente assumidas. A primeira delas é que tanto o objeto quanto a atmosfera interagem como corpos cinzentos, admitindo-se que, para cada um, a emissividade (ε) e absortividade (α) são iguais. A segunda é de que o objeto é um meio opaco, e como tal, a transmitividade é nula e a refletividade pode ser então escrita como $(1 - \varepsilon)$. Por último, a atmosfera é assumida como um meio que não reflete a radiação e, portanto, sua emissividade se torna $(1 - \tau)$.

Uma vez fornecidos emissividade (ε), distância (que guarda relação com τ), temperatura média refletida (que define a parcela W_{refl}) e temperatura atmosférica (que define a parcela W_{atm}), o que a termocâmara faz é compensar o sinal total de radiação recebido segundo a Equação (3.4). A relação entre o sinal elétrico correspondente e a temperatura é fortemente não linear e depende da faixa de operação do termovisor, bem como dos filtros e lentes utilizados. Esse tratamento é bem descrito em literatura específica (MINKINA, 2009; TEIXEIRA, 2012).

3.1.4 – Balanço das inspeções termográficas em subestações

Nas subestações de distribuição, as inspeções termográficas são realizadas com uma periodicidade padrão de seis meses. Esse intervalo de tempo pode ser significativamente reduzido dependendo da severidade que uma eventual interrupção de energia representa para um determinado centro consumidor específico por ela alimentado, como redes hospitalares, instalações policiais, departamentos do governo, centros de grandes eventos públicos, dentre outros.

Para que a inspeção termográfica ocorra, algumas condições são observadas para garantir que interferências externas não inviabilizem o processo de medição. Uma das exigências é de que a umidade relativa do ar seja inferior a 70%, evitando assim uma atenuação excessiva do sinal de radiação por parte do vapor d'água presente na atmosfera. Outro fator recomendatório é a ausência de ventos fortes para que não ocorra uma leitura de temperatura mascarada pelo processo de convecção forçada. Por fim, o carregamento mínimo durante a inspeção deve ser 80% da carga máxima típica (URSINE, 2013).

Foi disponibilizada pela CEMIG-D uma extensa base de dados com os Relatórios de Inspeção Termográfica (exemplo no Apêndice A) em diversas subestações da região metropolitana de Belo Horizonte entre os anos de 2006 e 2012. Esses relatórios contêm informações a respeito da identificação de anomalias em componentes elétricos: descrição do componente, imagens térmica e no visível, condições de operação no momento da inspeção, localização do defeito, descrição dos responsáveis, dentre outros. Esses registros permitem avaliar quais tipos de equipamentos apresentam maior incidência de defeitos e que, conseqüentemente, demandam maior empenho das equipes de manutenção. A Figura 3.8 apresenta um levantamento das frequências de detecção de anomalias em componentes elétricos na subestação Adelaide.

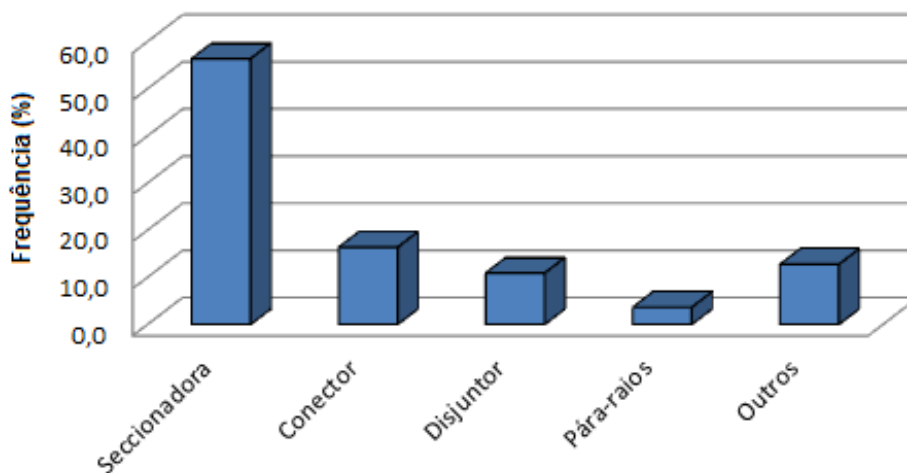


Figura 3.8 – Frequências de registros de anomalias em componentes de subestação. (Fonte: CEMIG-D)

Na última coluna estão reunidos registros de menor incidência: transformadores, chaves a óleo, reguladores de tensão, banco de capacitores e demais equipamentos com baixo número de registros entre os 7 anos de operação avaliados para a referida subestação. Apesar da Figura 3.8 apresentar informações relativas às inspeções realizadas apenas em uma subestação (Adelaide), a tendência observada de concentração de anomalias em chaves seccionadoras e conexões elétricas também se verifica em outras instalações da CEMIG-D. Resultados similares foram obtidos após análise de um conjunto de aproximadamente 330 registros de intervenção para correção de anomalias térmicas em equipamentos de subestações da região central de Minas Gerais que operam em tensão de 69 kV e 138 kV no ano de 2011 (LOPES, 2013).

Dentro do conjunto de relatórios analisados, os registros de anomalias ocorridas em conectores recebem essa classificação apenas em casos muito específicos, como na falha de junções em linhas energizadas afastadas de outros componentes. No entanto, falhas em conectores são bem mais frequentes do que é sugerido na Figura 3.8, fazendo parte da indicação de defeitos em muitos outros tipos de equipamentos de subestação. O Apêndice B mostra um resumo das principais localizações de falhas nos componentes elétricos de subestação segundo descrição dos Relatórios de Inspeção Termográfica da CEMIG-D, evidenciando a presença de defeitos em conectores na descrição de falhas de outros componentes.

Portanto, o conhecimento das condições de funcionamento e dos mecanismos que promovem a falha de chaves seccionadoras e conectores elétricos representa um domínio técnico sobre a maioria das anomalias térmicas presentes nas subestações de distribuição. A modelagem matemática da resposta térmica desses dois componentes é fundamental para a emissão de um diagnóstico consistente e confiável, capaz de auxiliar na tomada de decisão pelo corpo gerencial do sistema.

3.2 – Mecanismos de falha em uniões elétricas

Em equipamentos elétricos onde ocorre passagem de corrente, a elevação de temperatura devido ao Efeito *Joule* por si só não é um indicativo de defeito, pois trata-se de um processo inerente de aquecimento e que deve ser previsto ainda na fase de projeto do componente. Por outro lado, uma geração de calor anormal a ponto de caracterizar um defeito, quando acompanhada de uma elevada dissipação desse calor é uma condição onde a anomalia térmica não se apresenta, uma vez que a temperatura apresentada é o resultado do balanço entre essas duas taxas. A anomalia térmica de fato se manifesta quando o nível de temperatura apresentado está acima (ou abaixo) do habitual para condições normais de operação.

Para equipamentos elétricos em geral, uma anomalia térmica pode ocorrer por diversos fatores, incluindo defeitos em componentes internos, falhas em sistemas de controle, acionamento, refrigeração, lubrificação, isolamento térmico/elétrico de suas partes ou em algum dos diversos circuitos paralelos que os compõem, sendo que esses casos estão fora do escopo do presente trabalho.

Ao tratar dos mecanismos de falha em uniões elétricas nesse texto, o termo união ou junção elétrica está sendo reservado para se referir a toda e qualquer região delimitada pela superfície de contato entre dois materiais metálicos iguais ou dissimilares. Dessa forma, os processos aqui abordados se aplicam à interface entre superfícies metálicas em geral, onde se incluem os conectores elétricos e as partes móveis de chaves seccionadoras. Para essa classe de componentes, as anomalias térmicas eventualmente detectadas durante uma inspeção são na verdade resultado de interações entre mecanismos origem térmica, elétrica e mecânica que se combinam e conduzem a falha da junção. A relação entre as três manifestações é indissociável, sendo que qualquer perturbação de um tipo causará efeitos nos outros dois modos, com maior ou menor intensidade.

As uniões elétricas estão sujeitas a esforços que são, em geral, agentes responsáveis pela diminuição do número de pontos de contato, os quais têm a função de permitir a passagem de corrente elétrica ao longo da interface entre os materiais. Quando a capacidade do material de restabelecer novos pontos de contato é esgotada, isso faz com que a densidade de corrente sobre os pontos restantes seja maior e se inicie um processo de aquecimento localizado, caracterizando uma falha elétrica. Se o nível de temperatura alcançado nesse processo for elevado o suficiente, ocorre a falha térmica da junção, onde o fenômeno de recozimento torna-se relevante, modificando a microestrutura dos materiais constituintes e alterando algumas de suas propriedades mecânicas. Por fim, o amolecimento e perda de resistência permitem que o material experimente uma alta taxa de deformação plástica. Será caracterizada falha mecânica da junção quando ocorrer um nível de deformação excessivo que supere os limites especificados em projeto ou, em um caso mais crítico, o próprio rompimento físico da união.

Dentro do grupo das solicitações externas que podem ocorrer nas junções elétricas, em especial nas subestações de energia, algumas condições de operação podem aumentar a velocidade com que esses mecanismos se apresentam, potencializando o risco de falha. O carregamento térmico cíclico de alta amplitude, por exemplo, submete o conjunto a um forte estado de dilatação e contração, ocasionando movimentos relativos entre as partes. Isso contribui para um processo de corrosão por atrito e diminuição progressiva dos pontos de contato elétrico (BRAUNOVIC, 2006). No caso dos conectores em particular, isso pode favorecer a degradação da pasta antioxidante utilizada na confecção da união elétrica. Vibrações causadas por rajadas de vento também têm efeito similar, contribuindo para a falha elétrica e suas consequências térmicas e mecânicas (MADDING, 2000).

O processo mais comum que se observa é a oxidação das superfícies de contato. A oxidação é um processo de transferência definitiva de elétrons motivada pela reação química com ambiente ativo ou aproximação entre superfícies com diferentes potenciais elétricos, como é o caso da junção de materiais dissimilares. O processo de difusão do óxido tende a diminuir as áreas de contato elétrico, dificultando a passagem de corrente entre interfaces oxidadas. Além disso, a formação do filme de óxido pode dificultar a dissipação de calor, favorecendo a falha térmica. Umidade e partículas de poeira podem ser aceleradores desse processo, sendo que seus efeitos em contatos elétricos são analisados em literatura específica (LIN e ZHANG, 2004; WAN, 1999).

Nesta seção foram apresentados os principais mecanismos que levam a falha de uniões elétricas, com ênfase no inter-relacionamento entre os fenômenos elétrico, térmico e mecânico atuantes. A forma como essas falhas se apresentam, muitas vezes encontrado na literatura como modos de falha, é outra abordagem do assunto voltada para as características macroscópicas que indicam manifestação da falha e não dos mecanismos que fomentaram sua ocorrência. Uma listagem dos principais modos de falha de conectores e chaves seccionadoras será apresentada mais adiante nesse texto.

3.3 – Modelos térmicos de componentes do SEP

Existe uma razoável quantidade de trabalhos recentes disponíveis em literatura que se dedicam a avaliar o desempenho térmico de componentes do sistema elétrico de potência. Alguns desses estudos definem condições críticas identificáveis ou estabelecem critérios técnicos baseados em fundamentação teórica e resultados experimentais, que indicam a potencialidade de uma falha. Dentre os equipamentos elétricos de subestação, encontra-se estudos direcionados para avaliação da integridade física de para-raios (BRITTO, 2006; ÁLVARES, 2008; URSINE, 2013), disjuntores (MENSAH, 2011), isoladores (JIANG, 2010) e transformadores de potência (UTAMI, 2009). Nessa seção optou-se por reunir alguns resultados de trabalhos relacionados com a análise de conectores elétricos e chaves seccionadoras, cujas contribuições se alinham ao objetivo geral desse documento.

3.3.1 – Estudos em conectores elétricos

Conector é o componente utilizado para estabelecer uma conexão entre pontos distintos dentro de um circuito elétrico. Nesse texto, a palavra conexão será reservada para se referir ao conjunto formado por um conector e um par de cabos condutores seccionados. Por essa definição, a expressão ‘conexão elétrica’ é um caso particular das junções ou uniões elétricas definidas anteriormente, sendo que essas expressões serão utilizadas indistintamente a partir desse momento.

Teixeira (2012) investigou a incerteza de medição da temperatura por termografia quando aplicada no diagnóstico de anomalias térmicas em conexões elétricas usadas em sistemas de distribuição urbana. Apesar do foco em conexões formadas à compressão, muitos dos avanços alcançados nessa pesquisa servem como ferramentas de apoio para análise de outros componentes elétricos. Como prova disso, foi estabelecido um procedimento geral para análise de imagens termográficas, agregando rigor metrológico ao contabilizar as fontes de incerteza que compõem a incerteza de medição: fontes intrínsecas (relacionadas aos componentes internos do termovisor) e fontes externas (relacionadas aos parâmetros radiométricos e as condições ambientais). Esse tipo de análise permitiu a criação de um programa em ambiente MatLab® capaz de importar a matriz de sinais advinda de uma imagem termográfica e calcular o perfil térmico do objeto mediante os dados fornecidos pelo usuário, gerando dados de temperatura ponto a ponto com suas incertezas expandidas devidamente calculadas.

Com a completa sistematização do procedimento de análise de incertezas, foi possível obter resultados acerca da confiabilidade de medição de temperatura via termografia para várias situações de interesse, como na avaliação da resposta térmica de diferentes conectores em variados estados de degradação e condições superficiais. A Figura 3.9 mostra a evolução de temperaturas apresentada por conectores tipo H e cunha para um conjunto de valores de corrente, com as respectivas incertezas associadas a cada medição.

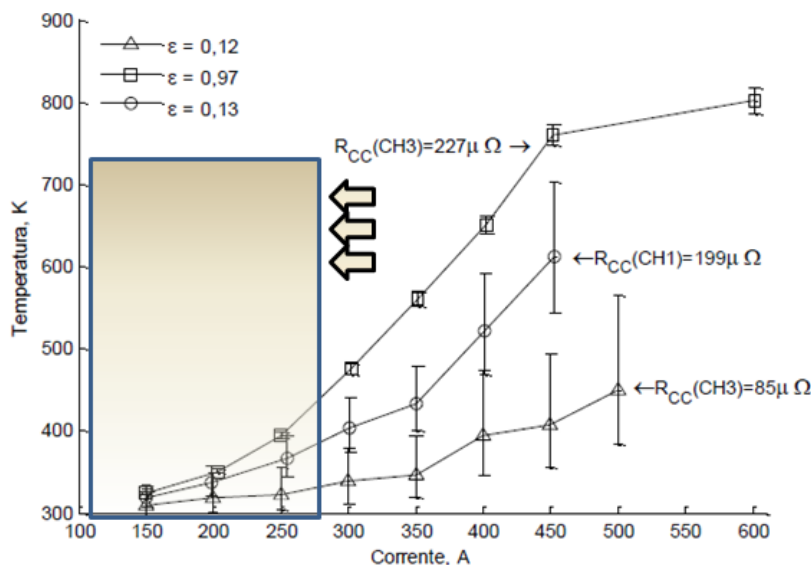


Figura 3.9 – Resultados de medição das temperaturas experimentais de conectores em função da corrente elétrica aplicada, para diferentes emissividades. (Adaptado de: TEIXEIRA, 2012).

Comparativamente, os resultados apontam faixas de incerteza significativamente maiores em medições termográficas de superfícies de baixa emissividade em relação às de alta emissividade. Em termos práticos, isso significou uma dificuldade de diagnóstico dos conectores para valores de corrente abaixo de 300 A, onde o resultado de medição não permitiu a distinção entre a temperatura apresentada por um conector com resistência elétrica de 85 $\mu\Omega$ (em bom estado) e outro de 199 $\mu\Omega$ (em mau estado).

Aliado ao estudo das conexões, foi desenvolvido um modelo matemático capaz de estabelecer a relação entre a temperatura superficial média apresentada pelo componente e a resistência elétrica através de um balanço de energia, admitindo as interferências da variação de carga, temperatura ambiente e rajadas de vento (FERREIRA, 2013).

Rennó (2013) analisou numericamente o processo de geração e transferência de calor em conectores tipo H, com foco nos efeitos do processo de convecção. O desenvolvimento de uma abordagem desse tipo inclui as etapas de geração e discretização de um modelo tridimensional do conjunto, definição das condições de contorno e solução de um sistema de equações diferenciais de massa, momento e energia. A descrição detalhada do método de simulação numérica contida nesse trabalho serve como referência importante para o estudo e simulação de outros componentes. Além disso, os resultados apresentados mostram que, para os conectores tipo H, o perfil de temperaturas e a distribuição dos valores de coeficiente convectivo local obtidos podem ser razoavelmente aproximados por valores médios, como mostra a Figura 3.10.

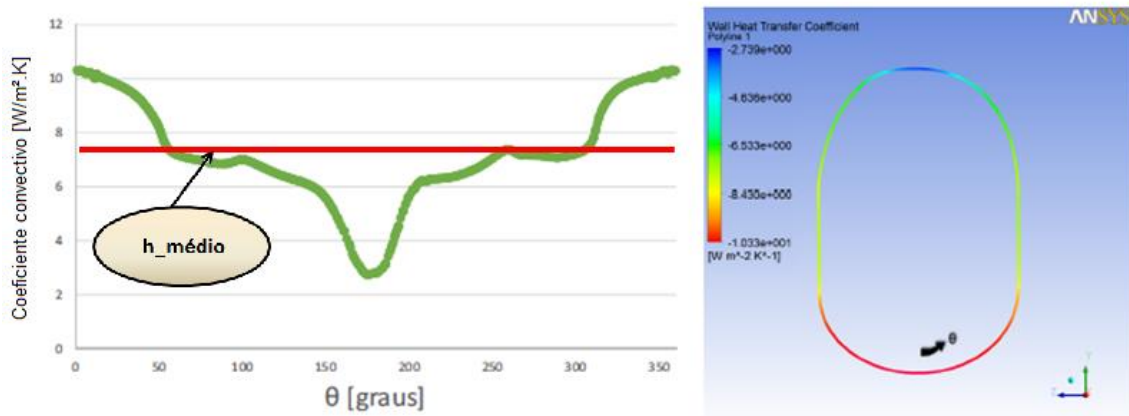


Figura 3.10 – Distribuição do coeficiente convectivo local obtido por simulação numérica de um conector H em condições de convecção natural e corrente de 250 A (Adaptado de: RENNÓ, 2013).

Pela análise da Figura 3.10 nota-se que os valores obtidos para o coeficiente convectivo se afastam de maneira perceptível da média apenas em curtos trechos nas proximidades das extremidades superior e inferior do conector. A dispersão do conjunto de dados, como um todo, em torno do valor central é baixa (em torno de $2,5 \text{ W/m}^2\text{K}$) e reforça a ideia de que a solução por balanço global de energia é satisfatória, além de gerar um menor esforço computacional.

A combinação dos resultados de modelagem matemática por balanço global de energia, simulação numérica e análise de incertezas fornece um conjunto de informações significativo para uma boa determinação da ligação existente entre os fenômenos térmico e elétrico atuantes no mecanismo de desgaste das conexões. Como já apresentado anteriormente, a caracterização completa do processo fica dependente da avaliação de como os resultados em termos de temperaturas e resistências elétricas influenciam nas características mecânicas da junção.

Partindo para uma abordagem sob o ponto de vista dos princípios de Gestão de Ativos, Diniz (2013) desenvolveu um método para estimar, a partir da termografia, o momento em que uma união elétrica poderá se romper em função da perda de resistência à tração do condutor associado.

A partir de uma série de registros de intervenções em conectores elétricos de subestação e utilizando outros modelos matemáticos desenvolvidos, foi possível calcular um valor para a resistência elétrica das conexões bem como a incerteza associada a essa estimativa. Aplicando novamente o modelo matemático do balanço de energia, foi possível associar o histórico de carregamento elétrico submetido ao conector ao longo de todo um ano de serviço a um histórico de temperaturas atingidas ao longo do mesmo período.

Harvey (1972) desenvolveu, a partir de dados experimentais, expressões para computar os efeitos danosos que a exposição a altas temperaturas pode causar a condutores elétricos. Através de um ajuste de curvas, o autor foi capaz de derivar um modelo matemático que prediz a perda de resistência mecânica para cabos da classe SAC, uma

vez conhecidos os valores e durações de cada temperatura submetida ao componente. Portanto, esse modelo representa uma contribuição importante na determinação do elo entre os efeitos térmicos e efeitos mecânicos no mecanismo de falha da junção entre cabos e conectores, assumido como o ponto mais crítico ao longo de todo o condutor. A Figura 3.11 representa esquematicamente a abordagem desenvolvida para se estimar a perda de resistência mecânica nessas regiões.

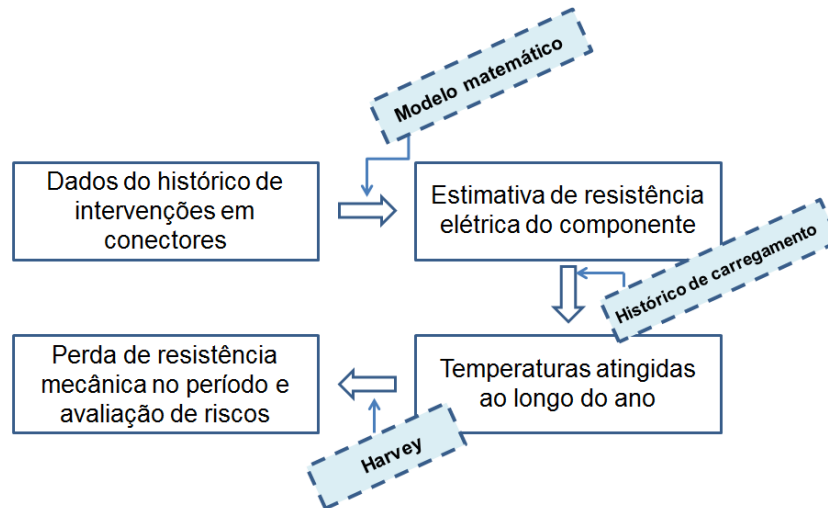


Figura 3.11 – Estratégia de associação entre efeitos térmicos e perda de resistência mecânica no ponto de conexão elétrica.

Diniz (2013) aplicou essa estratégia de análise em treze exemplos de condutores, onde havia disponibilidade dos relatórios de intervenção e de dados a respeito das correntes de operação. Os resultados mostraram que a maioria dos condutores não teve redução apreciável de resistência à tração, suficiente para ser considerada uma falha. Além disso, as perdas de energia associadas à geração de calor por Efeito *Joule* convertidas em valores monetários resultam em perdas anuais insignificantes para a concessionária.

No entanto, o Modelo de *Harvey* parte do princípio de dano cumulativo e não considera outros fatores como efeitos da forma de aplicação do carregamento térmico ou o próprio aumento de resistência elétrica do componente como resultado de seu envelhecimento, podendo ambos impactar no processo de desgaste mecânico da junção e diminuir a estimativa de vida útil calculada anteriormente. Assim como nesse caso, é prática comum em trabalhos na literatura associar estudos de falhas em conectores com falhas em cabos elétricos, exatamente pelo fato da conexão ser uma região preferencial para perda de resistência mecânica.

Andrade (2014) realizou ensaios térmicos de longa duração aplicando correntes na faixa de 600 A em cabos condutores Linnet (150 mm² de seção, sem alma de aço), comuns em sistemas de distribuição. Utilizando a técnica de microdureza Vickers, os resultados dessa investigação experimental evidenciaram uma diminuição da ordem de 9% na dureza superficial das amostras em relação ao valor medido antes de iniciar o ensaio térmico. Como a relação entre dureza superficial e resistência mecânica é bem estabelecida, esse estudo possibilita determinar uma ligação entre efeitos térmicos e

mecânicos no processo de falha de condutores, especialmente nas regiões das conexões elétricas. Outros fatores também impactam na resistência mecânica de cabos, como o processo de fadiga sob condições de *fretting* que, em condições críticas, pode causar o rompimento dos fios mais externos do condutor (BELLORIO, 2009).

3.3.2 – Estudos em chaves seccionadoras

Algumas chaves seccionadoras podem ser operadas remotamente a partir das salas de controle das subestações de energia. Para essa classe de equipamentos, existem estudos direcionados para análise das curvas de corrente do motor de acionamento e sua relação com problemas comuns como é o caso do mau fechamento nas operações de manobra (SOUZA, 2002).

Resultados de testes em laboratório com chave seccionadora retirada de linha e consideravelmente degradada pelo uso indicam que o fluxo de corrente elétrica nas lâminas está relacionado à resistência nos contatos (LOPES, 2013). Isso faz com que a corrente elétrica passe pela lâmina de menor resistência, fazendo com que o processo de aquecimento tenha início em uma região diferente da que realmente esteja avariada. A Figura 3.12 é um termograma extraído de um ensaio térmico dessa chave seccionadora, evidenciando o aquecimento desigual das lâminas de contato.

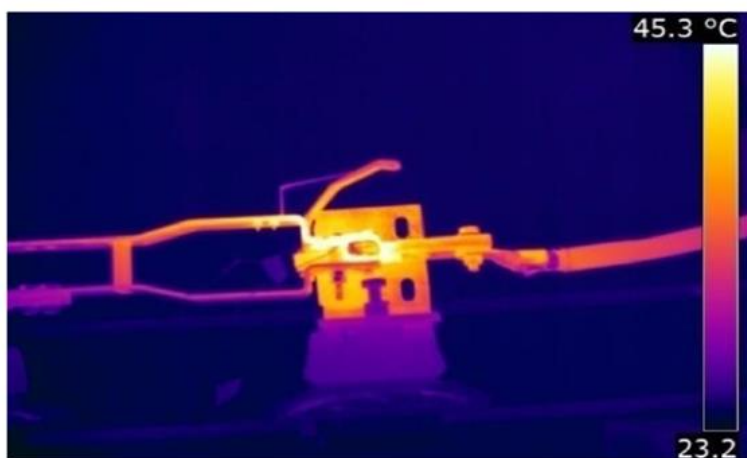


Figura 3.12 – Termograma de um ensaio térmico de chave seccionadora de 15 kV (Fonte: LOPES, 2013).

A termografia também tem sido aplicada como ferramenta de identificação do mau acoplamento entre as lâminas e o contato principal durante a operação de fechamento das chaves seccionadoras. Nessas situações, uma imagem termográfica pode sinalizar muito mais claramente uma falha por mau fechamento comparado a uma rápida inspeção visual do equipamento, como pode ser observado na Figura 3.13. Para esse tipo de problema, isso significa uma identificação direta, simples e rápida da desconformidade, sem a necessidade de utilização de sistemas robustos e caros de diagnóstico através de imagens no visível, por exemplo.

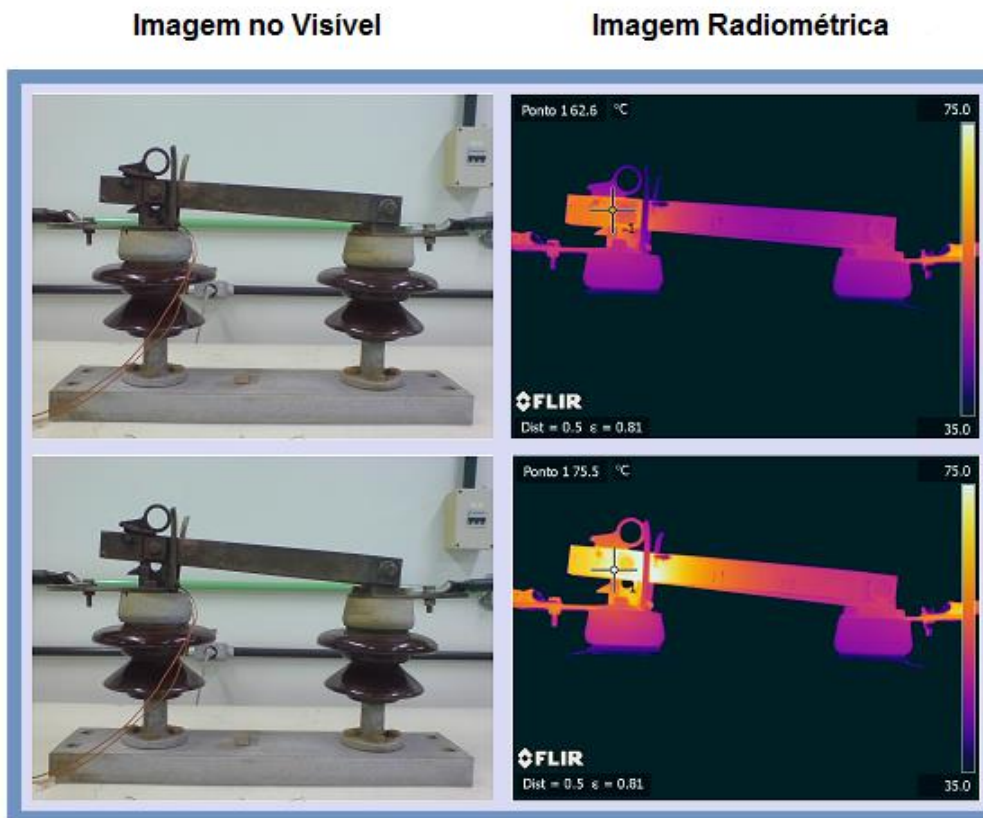


Figura 3.13 – Exemplo de identificação de mau fechamento de chave-seccionadora através da termografia.

Outros trabalhos buscam desenvolver metodologias de avaliação do melhor momento de manutenção em chaves seccionadoras, tendo em vista as condições de operação a que estão usualmente submetidas dentro das subestações de energia. Amoni (2014) buscou aliar o risco técnico, em termos de probabilidades de falha, com o impacto econômico gerado pela exposição a esses riscos; obtendo resultados satisfatórios ao aplicar sua metodologia na análise de chaves seccionadoras de 15 kV da CEMIG-D.

Não foram encontradas na literatura abordagens quantitativas, através de modelagem térmica do processo, que estabeleçam o real impacto de fatores como carregamento solar, ocorrência de ventos e variações de corrente sobre a resposta térmica não apenas de chaves seccionadoras, como de equipamentos elétricos de subestações em geral. Muito ainda se recorre a documentos normativos, dados tabelados, ajustes de curvas e correlações empíricas para compensação desses efeitos. Uma melhor fundamentação à tomada de decisão pode ser obtida a partir de um detalhamento dos mecanismos de transferência de calor atuantes, permitindo uma representação mais adequada do sistema físico que se pretende analisar. A qualidade e consistência dos resultados é consequência direta da profundidade da análise e das considerações assumidas.

Capítulo 4

MODELAGEM TÉRMICA DE CONECTORES ELÉTRICOS E CHAVES SECCIONADORAS

Quando aplicada corretamente, a modelagem matemática é uma excelente ferramenta capaz de representar um sistema físico real através de um conjunto de leis e relações algébricas bem definidas. O objetivo desse capítulo é obter um conjunto de equações matemáticas que descrevam suficientemente bem o processo de aquecimento ou resfriamento dos conectores elétricos e das chaves seccionadoras utilizadas nas subestações de energia. Neste trabalho, optou-se pela descrição e modelagem dos componentes estudados em um capítulo à parte, de forma a apresentar uma sequência lógica desde a formulação do problema até a concepção dos modelos matemáticos. Os aspectos computacionais efetivamente utilizados para resolver o conjunto de equações são descritos no Capítulo 5. De posse do modelo validado, será possível extrair uma série de resultados acerca da resposta térmica que esses componentes apresentam e a relação causa-efeito frente a variações em suas condições de funcionamento seja por parâmetros operacionais ou climáticos, apresentados no Capítulo 6.

Sendo tipicamente um problema que envolve fenômenos de transferência de calor, a equação que governa o processo a todo momento é a Primeira Lei da Termodinâmica, ou *lei da conservação da energia*. Uma vez delimitada a região de interesse (volume de controle) para análise, a Primeira Lei estabelece que, a diferença entre todos os mecanismos que adicionam energia ao sistema e todos os mecanismos que retiram energia do sistema, é necessariamente igual à variação da energia interna do sistema. Na ausência de trabalho de fronteira entre o sistema e sua vizinhança, essa relação pode ser escrita conforme a Equação (4.1).

$$\sum \dot{Q}_{entra} - \sum \dot{Q}_{sai} = \frac{\partial U}{\partial t}_{sistema} \quad (4.1)$$

Para qualquer ponto em estado de equilíbrio energético, existe uma temperatura correspondente que garante que a Equação (4.1) seja sempre satisfeita. A introdução de qualquer fator que venha a alterar o equilíbrio térmico causa um processo transiente

onde o sistema busca um novo patamar energético, e eventualmente uma nova temperatura, que o traga novamente ao equilíbrio. De forma alternativa ao conceito formal, a temperatura de um sistema pode ser definida como o resultado de um balanço de energia.

Particularmente para os componentes de subestação, os fluxos de calor positivos do balanço de energia estão associados aos efeitos causados pela passagem de corrente elétrica (Efeito *Joule*, corona e magnético) e pelo carregamento solar. Já os mecanismos de dissipação de calor são definidos pelos processos de convecção, radiação, condução térmica e perda de calor por evaporação, sendo esse último em geral ignorado.

O efeito corona ocorre na superfície de materiais condutores submetidos a níveis de tensão elevados o suficiente para ionizar o ar circundante e gerar correntes elétricas periféricas. Sua ocorrência é mais comum em linhas de transmissão, sendo que seus efeitos não serão considerados na modelagem dos componentes de subestação.

A natureza alternada da corrente elétrica empregada induz o surgimento de correntes parasitas, além de efeitos como histerese e viscosidade magnética (MORGAN, 1982). Suas implicações são significativas em alguns casos como na modelagem de condutores com alma de aço ou, de forma mais geral, na modelagem de uniões elétricas de materiais dissimilares. Para o estudo dos conectores e chaves seccionadoras tais efeitos não serão considerados.

Um fenômeno mais significativo é o efeito pelicular dado pelo surgimento de forças magnéticas orientadas perpendicularmente ao sentido da corrente alternada que forçam a passagem de elétrons por uma região mais estreita, aumentando a densidade de corrente próxima a superfície e, conseqüentemente, a resistência elétrica oferecida nessa região. A extensão de seus efeitos pode ser calculada em conjunto com o Efeito *Joule*, conforme será tratado adiante no texto.

Diante de todas essas considerações, o balanço global de energia pode ser reescrito em termos apenas dos mecanismos mais significativos de transferência de calor. Ao detalhar o primeiro e o segundo somatório do lado esquerdo da Equação (4.1), substituindo pelos mecanismos que adicionam ou retiram energia no processo, respectivamente, obtém-se:

$$(\dot{Q}_{ger} + \dot{Q}_s) - (\dot{Q}_{conv} + \dot{Q}_{rad} + \dot{Q}_{cond}) = \frac{\partial U}{\partial t}_{sistema} \quad (4.2)$$

Onde,

\dot{Q}_{ger} = Taxa de geração de calor por Efeito *Joule* e pelicular;

\dot{Q}_s = Taxa de absorção de radiação solar;

\dot{Q}_{conv} = Taxa de dissipação de calor por convecção;

\dot{Q}_{rad} = Taxa de dissipação de calor por radiação;

\dot{Q}_{cond} = Taxa de dissipação de calor por condução térmica;

$\frac{\partial U}{\partial t}_{sistema}$ = Taxa de variação da energia acumulada pelo sistema.

As próximas seções se dedicam à descrição geral dos componentes e ao estudo de cada um dos termos da Equação (4.2). Por questões de simplicidade geométrica, o modelo será primeiramente concebido para a descrição dos conectores elétricos. Em seguida, adaptações serão feitas para permitir uma extensão do modelo à classe de conectores tipo Cunha encapsulados e, finalmente, às chaves seccionadoras. A Figura 4.1 representa um perfil esquemático dos ativos de uma subestação de energia, apresentando o detalhamento apenas dos conjuntos onde se inserem os componentes que serão modelados nesse capítulo.

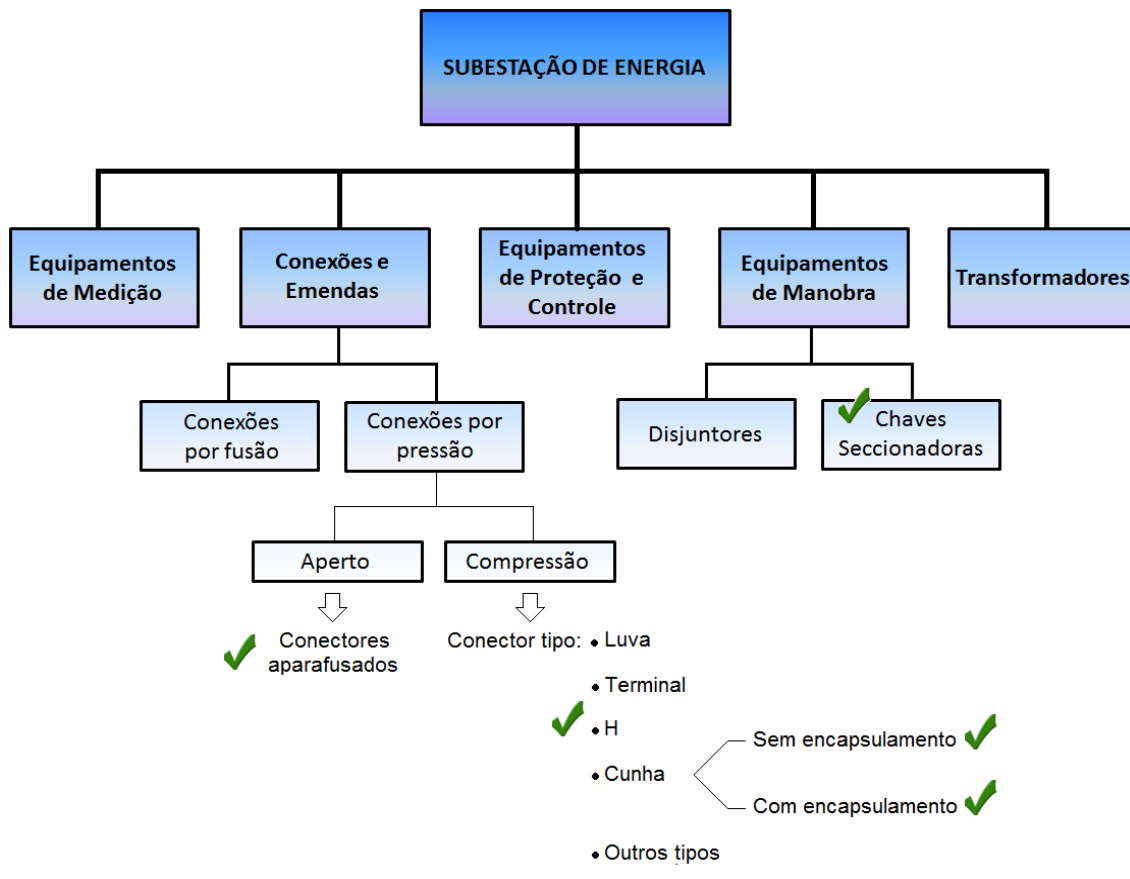


Figura 4.1 – Esquema de ativos dentro de uma subestação de energia.

4.1 – Conectores elétricos

Uma conexão elétrica bem formada deve permitir a passagem ininterrupta de corrente através da superfície de contato entre os materiais constituintes da junção. Outra característica desejável é uma adequada pressão de contato que deve ser elevada o suficiente para não permitir a movimentação das partes, sem ser excessiva a ponto de danificar mecanicamente os condutores.

A forma como a pressão de contato é estabelecida define os dois tipos principais de junções por pressão existentes: as conexões por aperto e as conexões por compressão. Basicamente, as conexões por aperto são estabelecidas por um conjunto de parafusos, porcas e arruelas com variados tipos de arranjos que melhor se adequam a cada aplicação: junção de cabos, *jumper* na linha, derivação no circuito, conexão a terminais de equipamentos, dentre outros. Já as conexões por compressão realizam a ligação através da deformação plástica do conector mediante aplicação de uma carga de prensagem com um alicate mecânico ou hidráulico durante a montagem da união elétrica. A reutilização de conectores à compressão em geral não é recomendada. A Figura 4.2 apresenta alguns dos vários tipos de conectores por aperto e aparafusados disponíveis comercialmente.



Figura 4.2 – Exemplos de conectores por pressão (Adaptado de: BRAUNOVIC, 2006).

Na etapa de montagem da conexão, antes da aplicação da carga de prensagem ou do aperto dos parafusos é comum a colocação de uma camada de pasta anti-oxidante na interface entre o cabo e o conector que serão unidos. Esse material composto tem a finalidade de isolar as superfícies metálicas do contato com o oxigênio ou quebrar o filme de óxido existente, dada a sua granulometria grosseira. Além disso, a inclusão de partículas condutoras em sua composição permite o aumento da área efetiva de contato e, conseqüentemente, diminui a resistência elétrica da junção.

Excluindo eventuais desconformidades na fabricação dos materiais ou falha humana na montagem da junção, os defeitos em conexões elétricas estão associados aos seguintes modos de falha (BINGHAM, 1988 apud DINIZ, 2013): ruptura dos fios do condutor, afrouxamento do conector e corrosão/oxidação do metal.

Diniz (2013) realizou um estudo sobre o aquecimento das conexões e sua relação com o modo de falha por rompimento dos fios dos condutores. Seus resultados indicaram a necessidade de um longo período de tempo necessário para que a perda de resistência mecânica associada às solicitações térmicas gerasse algum risco potencial de falha, concluindo não ser este um modo de falha dominante no caso das subestações.

Dentre os estudos a respeito dos efeitos do afrouxamento das junções foi investigada a relação entre a pressão de aperto na montagem de conexões aparafusadas e a resistência elétrica apresentada pelo conjunto, sendo que os resultados experimentais indicaram um aumento realmente significativo de resistência elétrica apenas com aplicação de torques extremamente baixos (inferiores a 10 *N.m*) nos parafusos (LOPES, 2013).

No presente trabalho, a modelagem matemática por balanço global de energia permitiu a determinação da resistência elétrica da junção a partir de dados de temperatura. De posse dessa estimativa, foi determinada a espessura da camada de óxido formada na interface de contato, bem como a evolução temporal dessa camada assumindo uma relação bem definida entre sua taxa de crescimento e a temperatura. Com essa estratégia, foi avaliado o grau de relevância da oxidação como modo de falha de uniões elétricas. Na impossibilidade dessa análise, como no caso dos conectores de alumínio onde não existe crescimento filme de óxido, foi feita análise a partir da perda de resistência mecânica nos cabos associada à exposição a temperaturas moderadas.

4.1.1 – Geração de calor

Existe uma complexa combinação de forças de origem eletromagnética e de colisões atuando sobre os elétrons, fazendo com que o caminho da corrente no interior de uma conexão elétrica não seja necessariamente o mesmo para todos os portadores de carga. A interface de contato entre os metais da união elétrica é bastante heterogênea, podendo apresentar significativas variações locais na quantidade de pontos de contato e na densidade de corrente de uma região para outra, levando a um estado de geração de calor fortemente não uniforme.

Apesar dessa característica, as diferenças locais de geração de calor são compensadas, e muito, pela alta condutividade térmica da liga metálica. Isso torna as diferenças locais de temperatura desprezíveis e faz com que seja razoável admitir uma geração volumétrica uniforme na conexão. Essa questão da desconsideração dos gradientes internos de temperatura será retomada quando for tratado o mecanismo de convecção, sendo mostrado que se trata de um processo com baixo número de Biot.

A geração de calor será modelada pelo Efeito *Joule*, quantificado pelo produto entre a resistência e o quadrado da corrente. No entanto, a resistência elétrica utilizada no cálculo da geração deve ser corrigida pelo efeito da temperatura (K_t) e pelo efeito pelicular (K_p), ambos aumentando a resistência elétrica aparente da conexão.

$$\dot{Q}_{ger} = K_t K_p R i^2 \quad (4.3)$$

O aumento de temperatura em um material gera basicamente dois efeitos sob o ponto de vista atômico: aumento do número de elétrons livres e aumento do número médio de colisões devido ao maior grau de agitação térmica. Em materiais condutores, o aumento de colisões é proporcionalmente maior que a geração de elétrons livres, de forma que o que se verifica é um aumento da resistência elétrica do material. Quando submetido à passagem de corrente, isso realimenta o processo de geração de calor por Efeito *Joule*.

Para cada material, o grau de variação da resistência elétrica com a temperatura é quantificado por uma constante (α), denominada coeficiente de temperatura e definida da seguinte forma:

$$\alpha = \frac{1}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial T} \quad (4.4)$$

Separando variáveis e integrando a Equação (4.4) em um intervalo delimitado por uma temperatura genérica T e uma temperatura de referência T_0 , obtém-se:

$$\int_{T_0}^T \alpha \partial T = \int_{\rho_0}^{\rho} \frac{1}{\rho} \partial \rho \quad (4.5)$$

$$\rho = \rho_0 e^{\alpha(T - T_0)} \quad (4.6)$$

Desprezando efeitos de dilatação térmica, têm-se:

$$R = R_0 e^{\alpha(T - T_0)} \quad (4.8)$$

De onde se extrai que:

$$K_t = e^{\alpha(T - T_0)} \quad (4.9)$$

Como segunda contribuição para o aumento de resistência elétrica, tem-se o efeito pelicular ou *skin effect*. Esse fenômeno é exclusivo de configurações elétricas em corrente alternada, caracterizado pela criação de um campo magnético variável e de forças que sujeitam os elétrons a fluírem por regiões mais superficiais do condutor. Com uma maior densidade de corrente próximo à superfície, ocorre um aumento da resistência elétrica efetiva nessa região. O efeito torna-se mais intenso quanto mais estreita for a espessura da região de passagem.

A profundidade pelicular δ é definida como a distância para a qual o módulo da distribuição da corrente elétrica ao longo da secção reta do condutor apresenta uma redução em 62,3 % em relação ao valor na superfície. Seu tamanho é função de propriedades elétricas e magnéticas do material, bem como da frequência da rede.

$$\delta = \sqrt{\frac{2\rho}{\omega\mu}} \quad (4.10)$$

Onde,

ρ = Resistividade elétrica do material do condutor [Ωm];

ω = Frequência angular da corrente elétrica aplicada [rad/s];

μ = Permeabilidade magnética do material do condutor [H/m];

As ligas de alumínio e as ligas de cobre comumente utilizadas no sistema elétrico são materiais que possuem uma permeabilidade magnética relativa μ_R (definida como a razão entre a permeabilidade absoluta do material e do vácuo) muito próxima da unidade. Para efeitos de cálculo da profundidade pelicular, foi utilizado o valor da permeabilidade magnética do vácuo $\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7} \text{ H/m}$.

Para o efeito pelicular, a resistência elétrica pode ser aproximada por uma resistência elétrica aparente, utilizando a área efetiva correspondente à coroa circular da Figura 4.3.

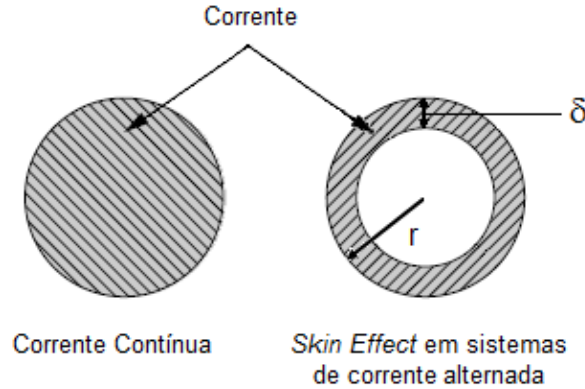


Figura 4.3 – Representação da área efetiva de passagem de corrente elétrica devido ao Efeito Pelicular.

Denotando por R a resistência elétrica de um trecho de condutor de comprimento l e área de secção reta A , e por R_p a resistência aparente devido ao efeito pelicular, tem-se:

$$\frac{R_p}{R} = \frac{\rho l / A_p}{\rho l / A} = \frac{A}{A_p} \quad (4.11)$$

Portanto, o fator de correção K_p é calculado como:

$$K_p = \frac{A}{A_p} = \frac{\pi r^2}{\pi [r^2 - (r - \delta)^2]} \quad (4.12)$$

Que, simplificando resulta em:

$$K_p = \frac{r^2}{\delta(2r - \delta)} \quad , \delta < r \quad (4.13)$$

Se a espessura calculada pela Equação (4.10) exceder o tamanho do raio do condutor, significa que o fenômeno não introduz aumento significativo para resistência elétrica e, portanto, deve-se fazer $K_p = 1$ na Equação (4.3) da geração de calor. O problema do Efeito Pelicular é mais complexo e envolve outros mecanismos de aumento de impedância do circuito. Essa aproximação por área aparente foi comparada à solução analítica do problema em sua formulação clássica, a qual envolve funções de *Bessel* com argumentos complexos, apresentando bons resultados (MACHADO, 2007).

4.1.2 – Dissipação por convecção e radiação

Para as conexões elétricas dentro das subestações de energia, a dissipação de calor por convecção é o resultado das interações entre a superfície aquecida do conector e a massa de ar circundante, a uma temperatura inferior. Basicamente, existem dois mecanismos atuantes: a difusão de calor e o movimento global do fluido (ou advecção), sendo ambos fortemente influenciados pelas condições de escoamento.

Na ausência de vento, existe um movimento suave do ar no entorno da superfície da conexão, causado por forças de empuxo resultantes de diferenças de massa específica entre o ar da região superior, mais aquecido, e da região inferior. A ocorrência de uma rajada de vento, por mais breve que seja, muda completamente a configuração do escoamento e aumenta substancialmente a taxa de dissipação de calor, devido à turbulência gerada. A Figura 4.4 mostra o contraste entre o comportamento do escoamento ao redor de um cilindro em condições de convecção natural e convecção forçada, evidenciando a formação de uma pluma ascendente no primeiro caso e das esteiras de *Von-Karman*, no segundo.

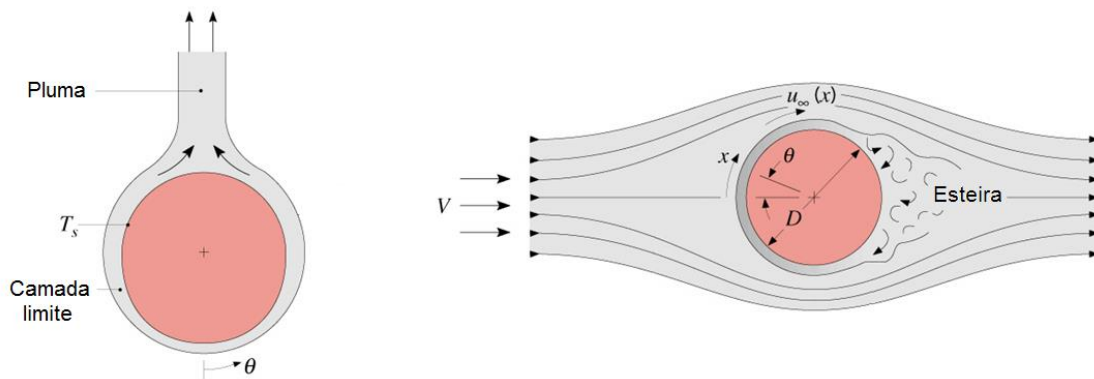


Figura 4.4 – Configurações de escoamento do meio fluido em condições de convecção natural (à esquerda) e convecção forçada (à direita) ao redor de um cilindro (Fonte: INCROPERA, 2014).

O problema de modelagem da convecção, no contexto do balanço energia, reside basicamente no cálculo do coeficiente convectivo médio \bar{h} , o qual é um parâmetro que representa a capacidade global de troca de calor que um determinado escoamento possui, dadas todas as características específicas que influenciam o processo: natureza do escoamento, tipo de fluido e geometria do problema. Uma vez conhecido o coeficiente, a taxa de transferência de calor na superfície do conector será dada pela Lei de Resfriamento de *Newton*:

$$\dot{Q}_{conv} = \bar{h}A_{sup}(T_s - T_{\infty}) \quad (4.14)$$

Onde,

A_{sup} = Área superficial de troca de calor por convecção [m^2];

T_s = Temperatura superficial da conexão [$^{\circ}C$];

T_{∞} = Temperatura ambiente [$^{\circ}C$];

Encontram-se na literatura vários estudos experimentais para coeficiente convectivo médio em aplicações bem específicas ou para casos gerais com geometrias muito simples. Como resultado dessas investigações experimentais, são disponibilizadas correlações empíricas que permitem, dentro de um certo limite, a extrapolação de dados para cálculo do coeficiente convectivo médio em função de propriedades do fluido e parâmetros adimensionais do escoamento.

As conexões elétricas em especial podem ter sua geometria aproximada por formas cilíndricas equivalentes. Sua secção transversal não circular pode ser, segundo esse raciocínio, idealizada como uma secção circular equivalente de diâmetro calculado em função da área de secção reta A_{sr} e de seu perímetro P , conforme mostrado.

$$D_e = 4 \frac{A_{sr}}{P} \quad (4.15)$$

Para essa geometria cilíndrica, a correlação desenvolvida por Churchill e Chu (1975) pode ser aplicada para determinação de \bar{h} para uma ampla faixa de condições de escoamento dentro dos limites da convecção natural:

$$\bar{h} = \frac{k}{D_e} \left\{ 0,60 + \frac{0,387 \cdot Ra_D^{1/6}}{[1 + (0,559/Pr)^{9/16}]^{8/27}} \right\}^2, \quad Ra_D \leq 10^{12} \quad (4.16)$$

Para a convecção forçada em um cilindro circular, Churchill e Bernstein (1977) propuseram a seguinte correlação:

$$\bar{h} = \frac{k}{D_e} \left\{ 0,3 + \frac{0,62 \cdot Re_D^{1/2} Pr^{1/3}}{[1 + 0,4 \cdot Pr^{2/3}]^{1/4}} \left[1 + \left(\frac{Re_D}{282000} \right)^{5/8} \right]^{4/5} \right\}, \quad Re_D Pr \leq 0,2 \quad (4.17)$$

A correlação para convecção natural emprega o número de *Rayleigh*, que é um adimensional utilizado para computar a magnitude relativa entre as forças de empuxo e viscosas no fluido. Já a convecção forçada é basicamente dependente do número de *Reynolds*, outro adimensional bastante utilizado na engenharia que representa a razão entre forças inerciais e viscosas. Seus valores são calculados segundo as Equações (4.18) e (4.19), respectivamente.

$$Ra_D = \frac{g\beta}{\nu\alpha} (T_s - T_\infty) D_e^3 \quad (4.18)$$

$$Re_D = \frac{V D_e}{\nu} \quad (4.19)$$

Onde $g = 9,81 \text{ m/s}^2$ é a aceleração da gravidade e V é a velocidade do escoamento. Os valores de coeficiente de expansão térmica (β), viscosidade cinemática (ν), difusividade térmica (α), condutividade térmica (k) e número de *Prandtl* (Pr) para o ar, que surgem

nas Equações (4.16) a (4.19), podem ser obtidos a partir de interpolações de tabelas de propriedades termofísicas disponíveis em literatura (INCROPERA, 2014). Essas propriedades devem ser avaliadas em função da temperatura de filme, definida como a média aritmética entre a temperatura do fluido (T_∞) e da superfície do meio sólido (T_s).

Em problemas de transferência de calor envolvendo efeitos convectivos na superfície, um parâmetro importante a ser avaliado é o número de Biot, um adimensional que fornece uma medida da razoabilidade em se desprezar os gradientes de temperatura no interior do sólido e, portanto, utilizar o método da capacitância global no modelo. O número de Biot é definido como a razão entre a resistência à condução no sólido e a resistência à convecção, podendo ser escrito como se segue:

$$Bi = \frac{R_{cond}}{R_{conv}} = \frac{(L_C/kA)}{(1/\bar{h}A)} = \frac{\bar{h}L_C}{k} \quad (4.20)$$

Para um conjunto de valores típicos de condutividade térmica do alumínio ($k = 270 \text{ W/m.K}$), comprimento característico de cilindro como metade do raio equivalente do conector ($L_C = 0,008 \text{ m}$) e coeficiente convectivo moderadamente alto ($\bar{h} = 20 \text{ W/m}^2\text{K}$), obtém-se $Bi = 6 \times 10^{-4}$ por substituição na Equação (4.20). Essa ordem de grandeza é mais que suficiente para assegurar que, dentro da faixa de valores trabalhados no modelo, a condição de $Bi \ll 0,1$ sempre será satisfeita, indicando que os erros associados a hipótese de perfil de temperaturas uniforme no interior das conexões sejam desprezíveis (INCROPERA, 2014). Por fim, a análise por capacitância global se justifica.

Por conveniência, o cálculo da dissipação de calor pelo mecanismo de radiação pode ser feito em conjunto com a convecção a partir da determinação de um coeficiente de radiação, h_{rad} . De interpretação similar ao tratamento dado à convecção, esse coeficiente é um indicativo da intensidade com que ocorre a transferência líquida de calor por radiação de uma dada superfície analisada em direção a sua vizinhança, a uma temperatura inferior. Tal tratamento é vantajoso pois permite a comparação direta entre as contribuições dos mecanismos de convecção e radiação para a dissipação total de calor para o ambiente, dada a similaridade entre as Equações (4.14) e (4.21).

$$\dot{Q}_{rad} = h_{rad}A_{sup}(T_s - T_\infty) \quad (4.21)$$

Na modelagem da radiação térmica para as conexões elétricas, duas hipóteses serão assumidas. A primeira delas é de que a superfície do conector pode ser considerada pequena se comparada ao ambiente bem maior que a envolve completamente. Isso significa que a energia irradiada na superfície do conector $G(T_\infty)$, advinda da vizinhança, é equivalente a energia emitida por um corpo negro à temperatura T_∞ .

$$G(T_\infty) = E_b(T_\infty) \quad (4.22)$$

A segunda hipótese é de que a Lei de *Kirchhoff*¹, a qual define igualdade entre emissividade e absortividade espectrais, possa ser estendida a emissividade e absortividade hemisféricas. Isso é equivalente a admitir que a superfície da conexão se comporta como uma superfície cinzenta difusora.

$$\varepsilon = \alpha \quad (4.23)$$

Em resumo, a transferência líquida de calor por radiação das conexões para o ambiente é calculada a partir da diferença entre a radiação total emitida e irradiada, representadas na Figura 4.5. Assumindo as duas hipóteses anteriormente apresentadas, será possível então derivar uma expressão para h_{rad} de maneira bem direta como se segue.

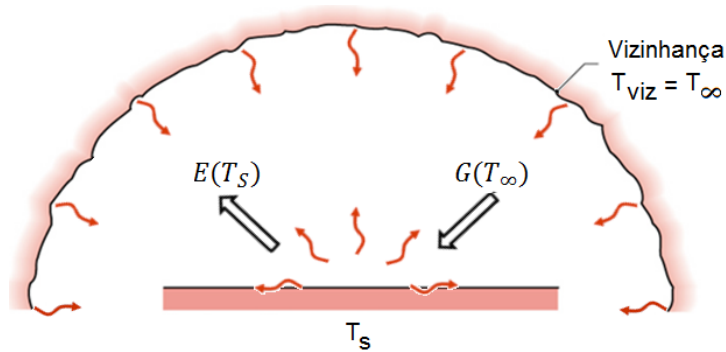


Figura 4.5 – Representação das energias emitida e incidente na superfície do conector na modelagem do mecanismo de radiação térmica (Adaptado de: INCROPERA, 2014).

Pelo princípio de conservação da energia:

$$\dot{Q}_{rad} = E(T_S) - G(T_{\infty}) \quad (4.24)$$

Para a superfície da conexão de emissividade ε e utilizando as Equações (4.22) e (4.23) como hipóteses válidas para a energia incidente, tem-se:

$$\dot{Q}_{rad} = \varepsilon \sigma A_{sup} T_S^4 - \alpha \sigma A_{sup} T_{\infty}^4 \quad (4.25)$$

$$= \varepsilon \sigma A_{sup} (T_S^4 - T_{\infty}^4) \quad (4.26)$$

Expandindo o termo entre parênteses duas vezes por diferença de quadrados, tem-se:

$$\dot{Q}_{rad} = \varepsilon \sigma A_{sup} (T_S^2 + T_{\infty}^2)(T_S + T_{\infty})(T_S - T_{\infty}) \quad (4.27)$$

Comparando à Equação (4.21), obtém-se finalmente:

$$h_{rad} = \varepsilon \sigma (T_S^2 + T_{\infty}^2)(T_S + T_{\infty}) \quad (4.28)$$

¹ Também conhecida como Lei de *Kirchhoff* da radiação térmica, é uma declaração que estabelece a igualdade entre $\varepsilon_{\lambda,\theta}$ e $\alpha_{\lambda,\theta}$, válida para qualquer distribuição espectral e direcional. Sua implicação imediata é de que materiais fortes absorvedores num comprimento de onda particular são também fortes emissores nesse mesmo comprimento de onda.

4.1.3 – Dissipação por condução para os cabos

Durante um ciclo normal de operação em subestações, a junção formada pelo cabo e conector elétrico é submetida a diversas solicitações termomecânicas que incorrem em um processo natural de diminuição da vida útil de ambos os componentes. Na região das conexões, a descontinuidade física entre os cabos é fator determinante para que exista uma região preferencial de oxidação e, portanto, diminuição na quantidade de pontos de contato elétrico. Desta forma, é bem mais recorrente a observação de anomalias térmicas nas proximidades das conexões do que em outros pontos do cabo condutor.

A diferença de temperatura entre a região da conexão elétrica e dos cabos gera uma parcela de transferência de calor por condução, sendo essa parcela proporcionalmente significativa no balanço de energia quanto maior for essa variação. O processo de dissipação de calor por condução da conexão em direção aos cabos se assemelha muito a modelagem de superfícies estendidas (FERREIRA, 2014). A analogia entre os cabos e um arranjo simples de aletas será empregado no equacionamento do processo.

Existe uma consolidada abordagem na literatura (ÇENGEL, 2012; BEJAN, 1996) sobre o equacionamento de superfícies estendidas. Em geral, essas referências resolvem analiticamente a equação diferencial de segunda ordem associada à condução de calor unidirecional e apresentam soluções exatas para diferentes condições de contorno, dentre estas: temperatura prescrita, fluxo de calor prescrito, extremidade adiabática e aleta infinita. No entanto, o presente problema apresenta uma particularidade que inviabiliza a aplicação de quaisquer dessas soluções. Como os cabos (aletas) apresentam resistência elétrica não desprezível e estão sujeitos à passagem de corrente, um termo de geração aparece na equação diferencial associada, demandando uma abordagem específica para essa condição. De maneira simplificada, a geometria do problema pode ser representada segundo a Figura 4.6, a qual apresenta um desenho esquemático da conexão elétrica e um cabo de comprimento genérico L . Em destaque, um elemento infinitesimal do cabo a partir do qual o equacionamento pode ser desenvolvido.

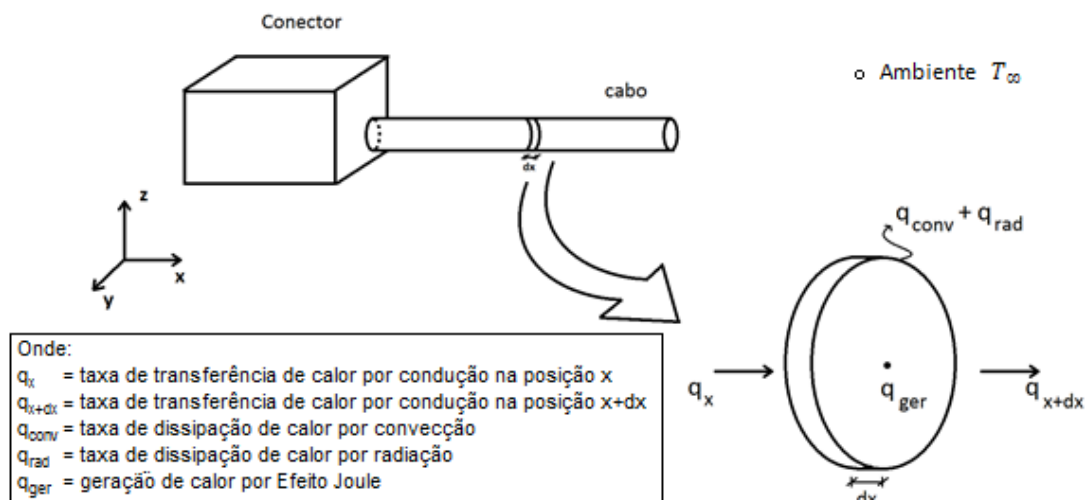


Figura 4.6 – Simplificação geométrica do problema da condução.

A rigor, deveriam ser representados os dois cabos que, juntamente com o conector, constituem a conexão elétrica da Figura 4.6. Por simetria do problema, os resultados obtidos para a transferência de calor por condução em um cabo serão igualmente assumidos para o outro, sem perda de generalidade do problema. Aplicando o balanço de energia em regime permanente, as taxas de transferência de calor envolvidas se relacionam conforme a Equação (4.29):

$$\sum q = 0 \quad (4.29)$$

$$q_x - q_{x+dx} - (q_{conv} + q_{rad}) + q_{ger} = 0 \quad (4.30)$$

Admitindo o cabo como uma aleta de secção reta constante e desconsiderando variações da condutividade térmica do material em função da temperatura, tem-se:

$$kA_{sr} \frac{d^2T}{dx^2} dx + k \frac{dT}{dx} \frac{dA_{sr}}{dx} dx - h_t(T - T_\infty) dA_{sup} + \frac{\rho i^2}{A_{sr}} dx = 0 \quad (4.31)$$

↗ Secção constante

$$\frac{d^2T}{dx^2} - \frac{h_t P}{kA_{sr}} (T - T_\infty) + \frac{\rho i^2}{kA_{sr}^2} = 0 \quad (4.32)$$

Onde,

- h_t = Coeficiente total de dissipação por convecção e radiação [W/m^2K];
- P = Perímetro da secção reta do cabo [m];
- k = Condutividade térmica do material do cabo [$W/m.K$];
- A_{sr} = Área de secção reta do cabo [m^2];
- T_∞ = Temperatura ambiente [$^\circ C$];
- ρ = Resistividade elétrica do material do cabo [Ωm];
- i = Corrente elétrica aplicada [A]

A Equação (4.32) é, portanto, a equação de governo da aleta para este problema. Trata-se de uma equação diferencial ordinária de segunda ordem, não homogênea e não linear. A não linearidade desta equação diferencial decorre da dependência dos coeficientes h_t e ρ com a temperatura. A solução dessa equação diferencial fornece o perfil de temperaturas $T(x)$ ao longo do cabo e que particularmente interessa para o cálculo da taxa de transferência de calor por condução, através da Lei de *Fourier*:

$$\dot{Q}_{cond} = -2kA_{sr} \left. \frac{dT}{dx} \right|_{x=0} \quad (4.33)$$

Onde o fator 2 introduzido se justifica por simetria. Os métodos numéricos e analíticos empregados para solução do problema da condução são apresentados no Capítulo 5.

4.1.4 – Radiação solar

O fluxo de radiação emitida pelo Sol chega na atmosfera terrestre com uma intensidade fixa, denominada constante solar. Existe uma certa divergência na literatura a respeito da magnitude exata desse fluxo radiativo padrão, sendo que o valor atualmente aceito pela NASA e ASTM para a constante solar é de 1366 W/m^2 (DUFFIE, 2013). No entanto, a radiação solar que efetivamente chega aos corpos, ao nível da superfície do planeta, não se aproxima desse valor por diversos fatores: primeiramente pela atenuação atmosférica e, em seguida, pelo fato de que variáveis como posição geográfica e estação do ano alteram significativamente a energia solar incidente em uma determinada localidade.

Sendo o Brasil um país tropical, os níveis de distribuição da radiação solar diária são, em média, mais elevados do que em outras regiões do planeta mais afastadas da Linha do Equador. Trazendo para o contexto da manutenção das subestações de energia, esse fato torna importante a investigação dos possíveis efeitos que o carregamento solar confere à resposta térmica dos componentes e como isso pode interferir no processo de medição de temperatura, uma vez que a grande maioria das instalações é do tipo desabrigada. Experimentos realizados a céu aberto com para-raios mostraram que, computadas as incertezas, a diferença de temperatura entre regiões do dispositivo devido à radiação solar chegaram a $5,5^\circ\text{C}$, valor suficiente para ser equivocadamente diagnosticado como uma anomalia térmica (URSINE, 2013).

A influência da radiação solar sobre o aumento de temperatura se dá pela relação entre a absorção no comprimento de onda do Sol (ondas curtas) e a posterior emissão no comprimento de onda do infravermelho (ondas longas), faixa na qual a maior parte da radiação térmica é emitida por uma superfície. Quanto maior a diferença entre esses dois termos, maior o aquecimento do corpo em função à exposição ao Sol (HOLST, 2000 apud CRAVEIRO, 2008). Nessa modelagem, a emissão térmica já é computada no termo \dot{Q}_{rad} e, portanto, o interesse nessa seção é obter uma forma de calcular apenas a radiação solar absorvida pela superfície do conector.

Em um caso geral, um corpo qualquer em campo aberto fica exposto a duas formas de radiação solar: radiação direta e radiação difusa. Denomina-se radiação direta (I_D) a parte da energia solar que atravessa a atmosfera e não sofre interações com o meio de propagação, incidindo diretamente sobre a superfície. A radiação difusa (I_d) é a parte da radiação solar que sofreu algum tipo de interação ao longo do percurso e atinge a superfície dos corpos vinda refletida de outras direções que não àquela do Sol. À soma destas duas parcelas dá-se o nome de radiação total.

$$I = I_D + I_d \quad [\text{W/m}^2] \quad (4.34)$$

A parte efetivamente iluminada dos corpos está sujeita à radiação total e a parte não iluminada, sujeita apenas à radiação difusa. Ambas contribuindo para o aumento de energia térmica e, portanto, devendo ser mensuradas.

Na prática, os medidores da radiação solar direta são caros. Por outro lado, os medidores da radiação solar difusa requerem atenção regular e, portanto, é igualmente inviável sua utilização (FURTADO, 2008). Medidores de radiação solar total são relativamente mais baratos e confiáveis. Para esse tipo de medição destacam-se os piranômetros, sendo também possível a estimativa de radiação solar difusa com essa classe de equipamentos, através da utilização de um anel de sombreamento.

O problema dessa técnica se deve ao fato do anel de sombreamento cobrir uma razoável parcela do céu, desconsiderando, junto com a radiação direta, uma significativa parcela da radiação difusa (DRECHMER, 2005). Existem equações para estimar a fração da radiação difusa bloqueada pelo anel, e assim obter fatores de correção para a medição, sendo de maior repercussão a equação desenvolvida por Drummond (1956):

$$F_d = \left[1 - \frac{2L}{\pi R} \cos^3 \delta (t_0 \sin \phi \cdot \sin \delta + \cos \phi \cdot \cos \delta \cdot \sin t_0) \right]^{-1} \quad (4.35)$$

Onde,

- L = Largura do anel [m];
- R = Raio do anel [m];
- δ = Declinação solar [rad];
- ϕ = Latitude local [rad];
- t_0 = Ângulo horário do pôr do Sol [rad];

A utilização da Equação (4.35), no entanto, requer cuidados. Algumas suposições feitas para sua obtenção, como a de radiância do céu isotropicamente distribuída, não se aplicam a todas as situações, podendo conduzir a erros. Dentro do modelo matemático, será assumido que metade da área superficial do conector recebe influência da radiação total, e o restante da superfície sob exposição à radiação difusa, corrigida. Com isso:

$$\dot{Q}_s = \alpha_s \frac{A_{sup}}{2} (I_D + F_d I_d) \quad (4.36)$$

Onde α_s é o coeficiente de absorção solar da superfície do conector.

4.1.5 – Fechamento do balanço de energia

A modelagem matemática do problema de aquecimento das conexões elétricas, em sua forma mais geral apresentada nesse trabalho, está resumida esquematicamente na Figura 4.7. Nessa representação, um conector de geometria arbitrária une dois trechos de cabos condutores, sendo o conjunto submetido à passagem de corrente elétrica i , conseqüentemente, gerando calor por Efeito *Joule*. Além de dissipar calor por convecção (natural ou forçada) e radiação para o ambiente, a região da conexão se apresenta mais aquecida que o restante, perdendo calor também pelo mecanismo de condução térmica para os cabos. Por fim, o conjunto está submetido a um carregamento solar genérico.

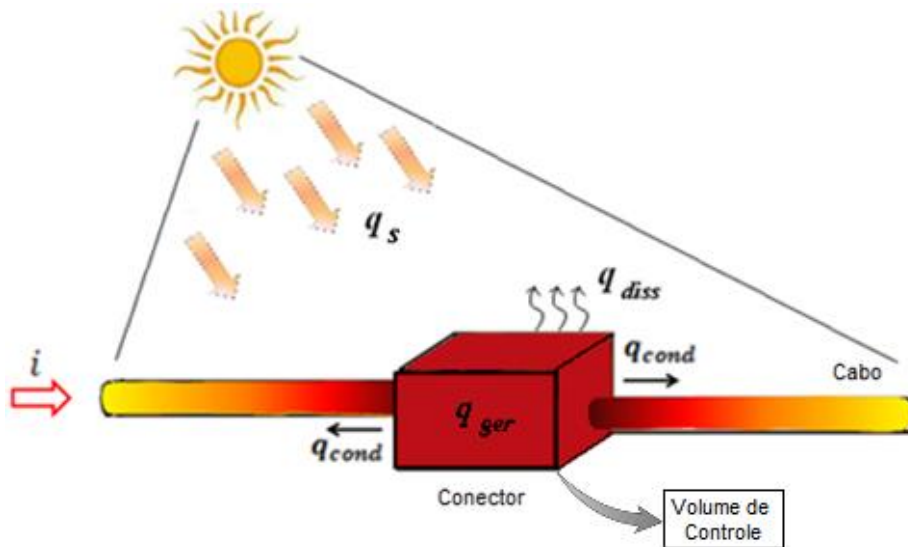


Figura 4.7 – Representação esquemática do problema do aquecimento em conexões elétricas.

O balanço de energia traz, em sua formulação transiente, um termo de armazenamento de energia que pode ser aproximado pelo produto entre a capacidade térmica global do sistema e a taxa de variação da temperatura com o tempo, como segue:

$$\left(\frac{\partial U}{\partial t}\right)_{sistema} = mc_p \frac{dT_s}{dt} \quad [W] \quad (4.37)$$

Onde m é a massa total da conexão em $[kg]$ e c_p o calor específico molar à pressão constante com unidades em $[J/kg.K]$. Todas as equações previamente apresentadas nas seções anteriores ao serem substituídas no balanço global de energia resultam na expressão geral para modelagem matemática do mecanismo térmico de aquecimento dos conectores elétricos, Equação (4.38), desenvolvida nesse trabalho:

$$K_t K_p R i^2 + \alpha_s \frac{A_{sup}}{2} (I_D + F_d I_d) - \left[h_t A_{sup} (T_s - T_\infty) - 2k A_{sr} \left. \frac{dT}{dx} \right|_{x=0} \right] = mc_p \frac{dT_s}{dt} \quad (4.38)$$

Nas próximas seções, é mostrado como adaptações a essa expressão geral foram feitas para obter os modelos para conectores encapsulados e chaves seccionadoras, também desenvolvidos no presente estudo.

4.2 – Conectores encapsulados

Em redes de distribuição, os invólucros são componentes fabricados de material polimérico (em geral, polipropileno) que envolvem as conexões elétricas, conferindo proteção contra radiação solar, água, vento, poeira e demais intempéries à que o conjunto possa estar sujeito durante situações normais de serviço. Para os invólucros, também podem ser encontradas na literatura específica ou em catálogos de fornecedores expressões como encapsulamentos ou capas protetoras das conexões, denominações estas igualmente válidas e que serão utilizadas indistintamente nesse texto.

Nas subestações de energia, os invólucros encontram maior aplicação na proteção de derivações do circuito, onde normalmente são utilizados os conectores tipo Cunha. O aparente ganho protetivo conferido a uma conexão encapsulada traz consigo a desvantagem pela dificuldade na dissipação da energia térmica gerada no interior da conexão, em grande parte pela baixa condutividade térmica dos invólucros poliméricos. Além disso, essa atenuação da temperatura superficial externa do encapsulamento pode comprometer a inspeção termográfica e o diagnóstico da conexão, uma vez que sinais de radiação menos intensos tornam a captação de ruídos externos um fator proporcionalmente mais significativo, causando uma maior incerteza associada.

Na Figura 4.8 está representada a configuração de montagem de uma conexão encapsulada. Os contornos da capa protetora normalmente apresentam sulcos parcialmente preenchidos por um lubrificante e garras de fixação, permitindo um melhor acoplamento entre as metades e dando uma característica auto selante ao conjunto. No esquema, também estão representados os mecanismos de transferência de calor que estão presentes no processo e, portanto, na modelagem matemática.

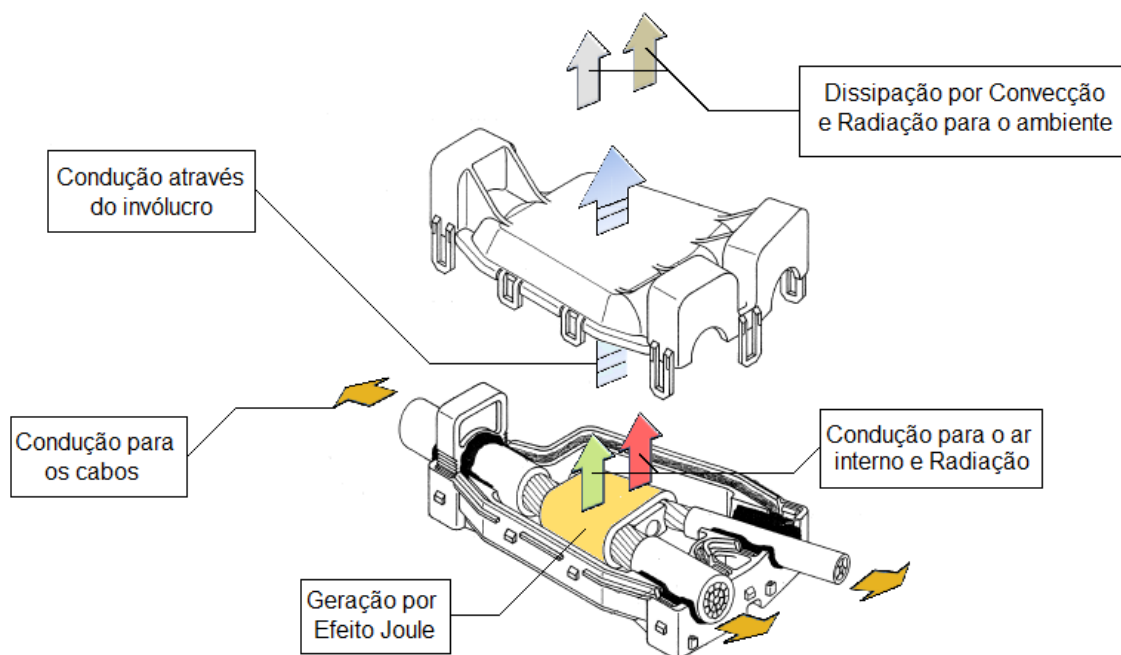


Figura 4.8 – Mecanismos de transferência de calor na modelagem do conector encapsulado.

A modelagem do encapsulamento envolve uma quantidade um pouco maior de variáveis, sendo que para facilitar a organização dos cálculos serão definidas três superfícies de referência onde será, individualmente, aplicado o balanço global de energia: a superfície externa da conexão (S_1), a superfície interna do invólucro (S_2) e, por fim, a superfície externa do invólucro (S_3). As temperaturas associadas a cada uma dessas superfícies serão definidas como T_1 , T_2 e T_3 , respectivamente.

A principal diferença na modelagem matemática do encapsulamento para o modelo até então desenvolvido para as conexões elétricas em geral está no tratamento dado à região interna onde se encontra o conector tipo Cunha. Nesse ponto, o número de Rayleigh será novamente utilizado, dessa vez para quantificar os efeitos da convecção em ambientes confinados. As temperaturas e o comprimento de referência utilizado nos cálculos são diferentes das condições para a convecção em escoamento externo, como feito anteriormente.

$$Ra_L = \frac{g\beta}{\nu\alpha} (T_1 - T_2)L^3 \quad (4.39)$$

Onde L é a distância entre as superfícies S_1 e S_2 . As propriedades do ar devem ser avaliadas na temperatura correspondente à média aritmética de T_1 e T_2 .

Pela faixa de variação das temperaturas nesse problema e dada a pequena espessura de camada de ar L , da ordem de 5 mm , a condição de $Ra_L < 10^3$ é satisfeita. Estando o número de Rayleigh abaixo desse valor crítico significa que as forças de empuxo não suplantam a resistência imposta pelas forças viscosas e, portanto, não há advecção no interior da cavidade (INCROPERA, 2014). Assim, conforme já destacado na Figura 4.9, a transferência de calor da superfície S_1 para a superfície S_2 se dá pelos mecanismos de condução e radiação.

A radiação nessa região também recebe tratamento diferenciado, por se tratar de uma troca radiante entre um par de superfícies constituindo uma cavidade fechada, um caso essencialmente diferente da transferência em uma superfície que interage com ambiente aberto no modelo anterior. Para tanto, as superfícies S_1 e S_2 serão consideradas isotérmicas, cinzentas, difusoras e caracterizadas por fluxos radiativos uniformes. Como última consideração, a massa de ar circundante está isolada do meio externo e se comporta como um meio não participante da troca de calor por radiação.

Para esse conjunto de condições, o resultado da troca líquida de radiação entre essas duas superfícies será dado por:

$$\dot{Q}_{rad,12} = \frac{\sigma(T_1^4 - T_2^4)}{\frac{1 - \varepsilon_1}{A_1\varepsilon_1} + \frac{1}{A_1F_{12}} + \frac{1 - \varepsilon_2}{A_2\varepsilon_2}} \quad (4.40)$$

Onde F_{12} é o fator de forma, o qual representa a fração da radiação que deixa a superfície S_1 e intercepta a superfície S_2 . Suas respectivas emissividades são ε_1 e ε_2 .

Em particular, será assumida a troca radiante entre planos paralelos infinitos. Sob essa hipótese, toda radiação emitida por uma superfície é, necessariamente, interceptada na outra, fazendo com que o fator de forma corresponda à unidade. Substituindo $F_{12} = 1$ na Equação (4.40), tem-se:

$$\dot{Q}_{rad,12} = \frac{A\sigma(T_1^4 - T_2^4)}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{1}{\varepsilon_2} - 1} \quad (4.41)$$

Onde $A_1 = A_2 = A$ nessa nova equação.

Os detalhes específicos de interesse direto na modelagem da região confinada que foram apresentados nessa seção, em conjunto com as ferramentas do modelo geral anterior, permitem a caracterização completa do problema do aquecimento da conexão tipo Cunha com encapsulamento. Dada a forte interdependência entre os mecanismos de transferência de calor, o cálculo da temperatura em uma das superfícies de referência passa, inevitavelmente, pela determinação das outras duas. Portanto, para avaliação de T_1 , T_2 e T_3 , são necessárias três equações, as quais serão obtidas a partir da aplicação de um balanço global de energia em regime permanente nas superfícies S_1 , S_2 e S_3 como apresentado:

$$\textit{Superfície de controle } S_1: \quad \dot{Q}_{ger} = \dot{Q}_{cond,CABO} + \dot{Q}_{cond,AR} + \dot{Q}_{rad,12} \quad (4.42)$$

$$\textit{Superfície de controle } S_2: \quad \dot{Q}_{cond,AR} + \dot{Q}_{rad,12} = \dot{Q}_{cond,INV} \quad (4.43)$$

$$\textit{Superfície de controle } S_3: \quad \dot{Q}_{cond,INV} = \dot{Q}_{conv,AMB} + \dot{Q}_{rad,AMB} \quad (4.44)$$

Onde,

- \dot{Q}_{ger} = Taxa de geração de calor por Efeito *Joule* e pelicular;
- $\dot{Q}_{cond,CABO}$ = Taxa de dissipação de calor por condução para os cabos;
- $\dot{Q}_{cond,AR}$ = Taxa de dissipação de calor por condução para o ar confinado;
- $\dot{Q}_{rad,12}$ = Taxa líquida de transferência de calor por radiação de S_1 para S_2 ;
- $\dot{Q}_{cond,INV}$ = Taxa de dissipação de calor por condução para o invólucro;
- $\dot{Q}_{conv,AMB}$ = Taxa de dissipação de calor por convecção para o ambiente;
- $\dot{Q}_{rad,AMB}$ = Taxa de dissipação de calor por radiação para o ambiente.

O conjunto das Equações (4.42) a (4.44) é, de fato, um sistema de equações algébricas e não lineares, apresentando um forte acoplamento entre as variáveis. A solução desse tipo de sistema requer aplicação de métodos numéricos. Para esse problema em particular, foi utilizado a versão estendida para sistemas de equações do Método Iterativo Linear (MIL).

4.3 – Chaves seccionadoras

Chaves seccionadoras, juntamente com os disjuntores, pertencem à classe dos equipamentos de manobra de uma subestação. Sua função é possibilitar a desenergização de trechos específicos do circuito quando forem necessárias intervenções diretas de manutenção em algum ponto ou manobras de contingência. Na posição fechada, as chaves seccionadoras devem manter a continuidade elétrica da linha e, eventualmente, proteger os demais equipamentos contra sobrecargas e correntes de curto circuito.

Dentro das subestações de energia, as chaves seccionadoras podem estar posicionadas em diversas regiões estratégicas do circuito elétrico, inclusive na parte inicial, próxima às torres de transmissão, como mostrado na Figura 4.9. Nesta figura também é apresentada a árvore de comando motorizado e, em destaque, as principais partes que constituem o componente.

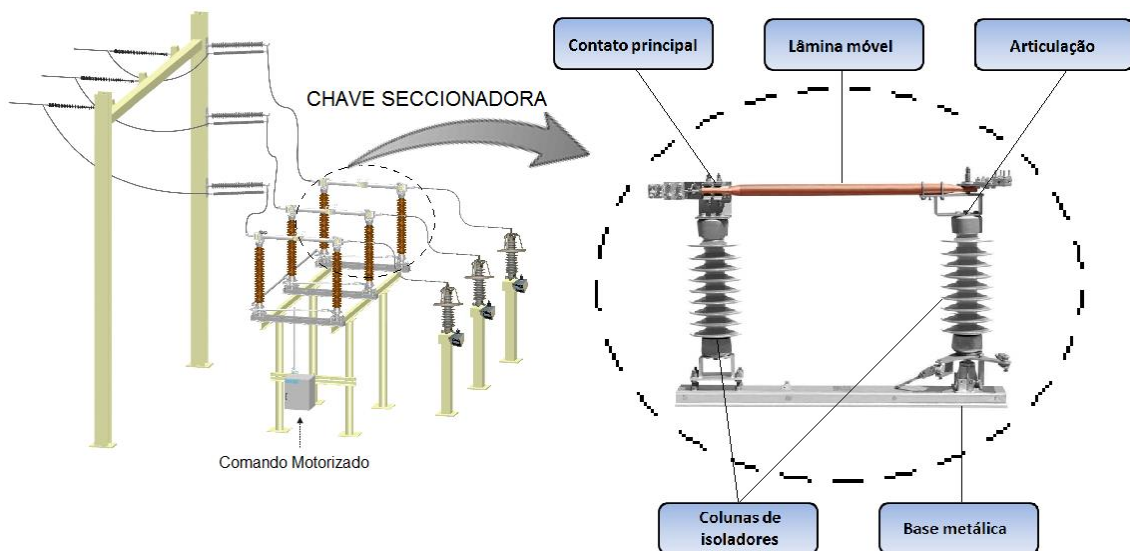


Figura 4.9 – Detalhamento das partes de uma chave seccionadora. (Adaptado do catálogo DELMAR 2015, do grupo Hubbell Power Systems).

A chave seccionadora tem sua parte móvel basicamente formada por uma lâmina metálica, fixada em uma extremidade pelo mecanismo de articulação e tendo a extremidade oposta livre para permitir o acoplamento ou desacoplamento dos contatos. Essa parte da chave seccionadora, também denominada de parte viva, forma um caminho condutor eletricamente separado pelas colunas de isoladores, que têm a função de suportar as solicitações dielétricas e mecânicas do equipamento. Por fim, o conjunto é incorporado a uma base metálica, normalmente fabricada de aço laminado, que garante suporte mecânico e permite a fixação da chave seccionadora a outras estruturas.

Cada caminho de passagem de corrente elétrica em uma chave seccionadora está associada a uma unidade básica, denominada pólo. São comumente encontradas nos catálogos de fabricantes chaves seccionadoras do tipo unipolar, bipolar e tripolar. Outra forma de classificação é com relação ao tipo de acionamento, no qual se inserem chaves

seccionadoras com acionamento elétrico, pneumático, hidráulico e manual, sendo que as do último tipo são operadas com auxílio de uma vara de manobra.

Por fim, as chaves seccionadoras podem ser agrupadas quanto à forma de abertura dos contatos. Para esse tipo de classificação podem ser encontradas as seccionadoras de abertura lateral, central, vertical, e os seccionadores pantográficos e semipantográficos (SOUZA, 2002). Na Figura 4.10 estão reunidos alguns exemplares de chaves seccionadoras disponíveis no mercado, exemplificando as possíveis combinações das diferentes classificações existentes.



Figura 4.10 – Modelos diversos de chaves seccionadoras (Fonte: catálogo DELMAR 2015)

Dentre os defeitos mais comuns que podem ocorrer nesse tipo de equipamento destacam-se a infiltração de umidade nos mancais e no mecanismo de acionamento, a deterioração do contato móvel devido à própria utilização da chave, falhas nos terminais de conexão com o sistema e o mau fechamento da lâmina de contato. Restringindo ao que pode ser analisado através das inspeções termográficas, as anomalias térmicas em chaves seccionadoras são normalmente identificadas nas proximidades do contato principal e articulação, regiões estas que serão foco na modelagem do processo de transferência de calor nesse trabalho.

Os motivos para aumento de temperatura nesses pontos podem ter justificativa desde o simples mau acoplamento das partes, até mecanismos mais complexos de formação e crescimento de camadas de óxido resultando em um aumento de resistência elétrica na interface. A limpeza periódica dos contatos e lubrificação das partes móveis são medidas cautelares que podem diminuir os efeitos do processo de oxidação, mas não os eliminam.

A modelagem matemática do aquecimento das chaves seccionadoras foi elaborada de maneira similar ao que foi executado no caso dos conectores elétricos das subestações. Igualmente para esse componente, será aplicado um balanço de energia envolvendo todos os mecanismos de transferência de calor significativos para o problema. Esse tipo de abordagem permitiu levar em conta a maioria dos parâmetros que direta ou indiretamente influenciam na temperatura superficial que está sendo medida durante um processo de inspeção termográfica. A Figura 4.11 mostra uma chave seccionadora unipolar Tipo Faca 15 kV, com marcação das áreas do contato principal e da articulação à esquerda e à direita da figura, respectivamente.

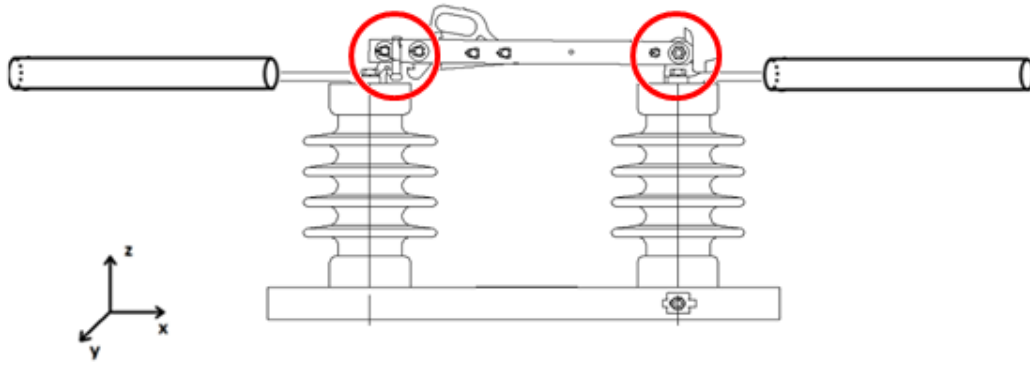


Figura 4.11 – Chave seccionadora unipolar Tipo Faca 15 kV.

De maneira geral, essas duas regiões oferecem uma maior resistência à passagem de corrente elétrica quando a linha está energizada. Associado a isso, inicia-se um processo de geração de calor (dissipação de energia elétrica) por Efeito *Joule*, sendo que todo o calor gerado é dissipado através dos modos básicos de transferência de calor: convecção, radiação e condução térmica. Em regime permanente, esses mecanismos estão relacionados segundo a Equação (4.45):

$$\dot{Q}_{ger} - (\dot{Q}_{cond} + \dot{Q}_{conv} + \dot{Q}_{rad}) = 0 \quad (4.45)$$

Assim como para as conexões elétricas, essa equação representativa do balanço de energia pode ser resolvida em termos de variáveis globais (formulação integral), sendo de solução mais simples em comparação com a formulação diferencial. No entanto sua aplicação requer certos cuidados, uma vez que as variações locais de temperatura podem ser significativas e, com essa abordagem, a temperatura é avaliada segundo um valor médio. A delimitação do volume de controle deve ser feita de forma a manter razoavelmente baixo o número de Biot ($Bi < 0,1$), e assim garantir a validade do método da capacitância global.

A geometria particular do contato principal e da articulação da chave seccionadora pode ser simplificada como a composição de geometrias mais simples como placas verticais, horizontais e cilindros no caso dos contatos, para as quais existem na literatura correlações empíricas específicas que se propõem a modelar a convecção². Portanto, essa idealização permite simplificar o cálculo do coeficiente convectivo médio que representa o processo de transferência de calor por convecção, conforme a Equação (4.46):

$$\bar{h} = \frac{1}{A} \sum_{i=1}^n \bar{h}_i A_i \quad (4.46)$$

Ou seja, o coeficiente convectivo médio para a convecção na região de interesse pode ser calculado como a média ponderada (pela área) dos coeficientes convectivos individuais obtidos para cada geometria elementar que compõe o conjunto.

² No Apêndice C estão reunidas as correlações empíricas para determinação do coeficiente convectivo médio, segundo as configurações de particular interesse nesse trabalho.

Com maior relevância, o fenômeno da condução também está presente nessa modelagem. Sendo a chave seccionadora um elemento do circuito que, em geral, apresenta uma resistência elétrica superior a dos cabos condutores, é natural que exista uma diferença de temperatura entre um ponto do componente e um ponto do cabo. Essa diferença de temperatura pode ser entendida como uma diferença de potencial térmico, a qual promove um fluxo de calor oriundo da região de maior potencial, em direção à região de menor potencial.

Da mesma forma que a chave tende a perder energia térmica através da transferência de calor por condução para os cabos, esse fenômeno também ocorre em direção a outras duas regiões de menor temperatura: as colunas de isoladores (por onde não ocorre geração de calor) e as lâminas de contato (onde a resistência elétrica é menor). A Figura 4.12 ilustra as direções preferenciais de transferência de calor por condução partindo do contato principal e da articulação da chave seccionadora.

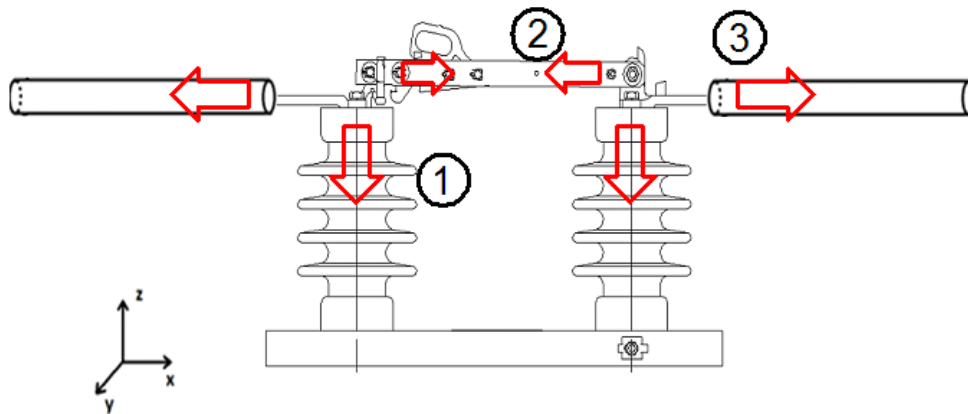


Figura 4.12 – Transferência de calor por condução na chave seccionadora.

Cada parcela acima representada recebe tratamento específico por se tratar de casos diferentes de transferência de calor por condução. No primeiro caso, o isolador cilíndrico não gera calor; no segundo, as lâminas de contato tem secção reta retangular e possuem geração de calor; e no terceiro caso os cabos tem secção circular, geram calor e podem apresentar uma camada de isolamento. A equação diferencial do perfil térmico em cada caso, de dedução similar ao realizado na seção 4.1.3, é dada a seguir.

$$\text{Caso 1: } \frac{d^2T}{dx^2} - \frac{h_T P}{kA_{sr}} (T - T_\infty) = 0 \quad (4.47)$$

$$\text{Caso 2: } \frac{d^2T}{dx^2} - \frac{h_T P}{kA_{sr}} (T - T_\infty) + \frac{\rho i^2}{kA_{sr}^2} = 0 \quad (4.48)$$

$$\text{Caso 3: } \frac{d^2T}{dx^2} - \frac{2\pi k_i}{kA_{sr} \ln(r_e/r)} (T - T_e) + \frac{\rho i^2}{kA_{sr}^2} = 0 \quad (4.49)$$

A taxa de transferência de calor por condução é obtida pela aplicação da Lei de Fourier na solução $T(x)$ das Equações (4.47) a (4.49) na posição $x = 0$, como já mostrado.

4.4 – Teoria do contato elétrico

Quando é estabelecido o contato entre dois materiais metálicos quaisquer que serão posteriormente submetidos à passagem de corrente elétrica, deve ser levado em conta que a descontinuidade física criada é, naturalmente, um fator que dificulta a passagem dos elétrons por essa região. Diante disso, associada à resistência elétrica oferecida individualmente pelos materiais que constituem a junção, é introduzida uma resistência adicional, denominada resistência de contato.

$$R = (R_1 + R_2) + R_c \quad (4.50)$$

Um dos motivos para o surgimento do termo adicional na Equação (4.50) é o fato de que o contato não se dá na interface entre os materiais em sua totalidade, mas em uma pequena fração constituída por um conjunto de pontos, definidos como contatos elementares ou a-spots. O tamanho e quantidade dos a-spots existentes em uma interface são parâmetros fortemente dependentes da rugosidade das superfícies envolvidas e da pressão mecânica aplicada. A passagem da corrente elétrica por uma área efetiva significativamente menor que a área aparente, incorre em um aumento substancial na densidade de corrente nos a-spots (Figura 4.13), além de uma acentuada interação entre campos eletromagnéticos conhecida como efeito de proximidade.

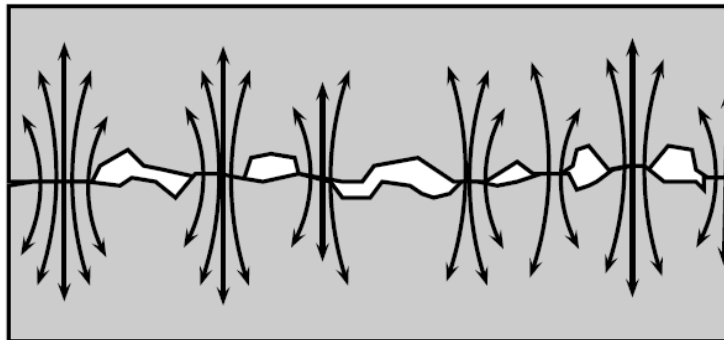


Figura 4.13 – Linhas de corrente se constringindo ao atravessar os a-spots (Fonte: DINIZ, 2013).

Associada a esse efeito está a resistência de constricção (R_s), uma parcela importante no cômputo da resistência de contato. Na literatura, existem expressões gerais para determinação da resistência de constricção considerando um conjunto qualquer de pontos de contato circulares (GREENWOOD, 1966):

$$R_s = \rho \left(\frac{1}{2 \sum a_i} + \frac{1}{\pi n^2} \sum_{i \neq j} \frac{1}{s_{ij}} \right) \quad (4.51)$$

Onde,

- a_i = Raio do a-spot i ;
- n = Número total de a-spots na interface;
- s_{ij} = Distância de separação entre a-spots i e j ;

Desprezar o efeito de proximidade é equivalente a considerar que as distâncias entre qualquer par de pontos de contato têm dimensões bem superiores ao livre caminho médio dos elétrons, eliminando o segundo termo da Equação (4.51). Além disso, considerando todos a-spots de mesmo raio, o cálculo da resistência de constricção simplifica-se para:

$$R_s = \frac{\rho}{2na} \quad (4.52)$$

O aquecimento por Efeito *Joule* na região favorece e acelera a ocorrência de processos químicos como a oxidação dos contatos. A segunda parcela que compõe a resistência de contato de uma interface metálica é exatamente a resistência de filme (R_f), proveniente da formação e crescimento de uma camada isolante de óxido nas superfícies. Sua magnitude é dependente da resistividade elétrica do filme de óxido resultante ρ_f , de sua espessura s e da área efetiva total do contato, conforme equacionado:

$$R_f = \frac{\rho_f \cdot s}{n\pi a^2} \quad (4.53)$$

O produto entre a resistividade elétrica do filme ρ_f e a espessura s é também definido como resistividade de túnel [Ωm^2]. Esse parâmetro caracteriza as propriedades condutivas da camada de óxido e apresenta, em geral, uma expressiva faixa de variação em função da condição de uso do material, conforme mostrado na Tabela 4.1 para contatos de cobre e alumínio, de especial interesse nesse trabalho.

Tabela 4.1 – Valores típicos para resistividade de túnel em contatos de cobre e alumínio.

Metal	Estado	σ_0 [Ωm^2]
Cobre	Novo	2×10^{-12} a 3×10^{-11}
	Oxidado	10^{-10}
	Estanhado	10^{-12} a 4×10^{-11}
Alumínio		7×10^{-11} a 10^{-9}

Fonte: IEC 60943 – 2009.

Portanto, a resistência de contato na interface entre dois materiais pode ser escrita como a soma das contribuições referentes aos efeitos de constricção e de formação do filme de óxido, expressos pelas Equações (4.52) e (4.53). Para as considerações previamente assumidas, tem-se:

$$R_c = \frac{\rho}{2na} + \frac{\sigma_0}{n\pi a^2} \quad (4.54)$$

A Equação (4.54) para a resistência de contato é coerente com as simplificações dentro da teoria apresentada, porém necessita de uma representação em função de variáveis que sejam mais facilmente interpretadas em um nível macroscópico do problema.

Capítulo 4 – Modelagem Térmica de Conectores Elétricos e Chaves Seccionadoras

A área efetiva de contato guarda relação com a força com a qual as superfícies são pressionadas e da dureza do material menos resistente da junta. Para uma força de contato superior a 50 N, tem-se (BRAUNOVIC, 2006):

$$S_a = n\pi a^2 = \frac{F}{\xi H} \quad (4.55)$$

Onde,

- S_a = Área efetiva de contato elétrico [m^2];
 F = Força de contato aplicada [N];
 ξ = Coeficiente de achatamento do material ($0,30 \leq \xi \leq 0,60$);
 H = Dureza do material [Pa].

A norma IEC 60943 (2009) sugere que o número de contatos pode ser aproximado por:

$$n = n_k H^{0,625} F^{0,2} \quad (4.56)$$

Com $n_k = 2,5 \times 10^{-5}$ como valor de referência.

Obtidas as expressões para o raio do contato elétrico a e o número de pontos n respectivamente pelas Equações (4.55) e (4.56), a resistência de contato antes avaliada pela Equação (4.54) pode ser agora reescrita em termos de força aplicada e dureza do material, por substituição direta:

$$R_c = \frac{\rho}{2} \sqrt{\frac{\pi \xi}{n_k}} H^{0,1875} F^{-0,6} + \sigma_0 \xi H F^{-1} \quad (4.57)$$

Onde é observado que tanto a resistência de constricção quanto a resistência de filme têm seus valores atenuados para uma maior força de contato aplicada. Em geral, o aumento de F é benéfico para o contato e limitado por critérios de deformação plástica excessiva da junta. Uma análise qualitativa dessa equação também indica que um eventual aumento de R_c pode estar associado à(o):

- ⇒ Aumento de ρ por efeito de aumento de temperatura;
- ⇒ Diminuição de F por um processo de afrouxamento da junta;
- ⇒ Aumento de σ_0 devido ao crescimento da espessura da camada de óxido.

Particularmente para essa última observação, a taxa de crescimento da camada de óxido pode ser correlacionada com a temperatura e tempo de exposição, uma vez que a velocidade do processo de oxidação possui essa dependência. Em geral, a evolução da camada de óxido é determinada a partir de uma relação semi-empírica exponencial:

$$s = X \cdot \exp\left(-\frac{w}{2kT}\right) \sqrt{t} \quad (4.58)$$

Onde,

X	=	Constante multiplicativa [m/\sqrt{s}];
w	=	Energia de ativação da reação [J];
k	=	Constante de Boltzmann [J/K]
T	=	Temperatura absoluta [K];
t	=	Tempo [s].

As expressões específicas para cálculo da taxa de crescimento da camada de óxido em cada material são derivadas da expressão geral, Equação (4.58). A norma IEC 60943 estabelece que para os contatos de cobre, é válida a seguinte relação:

$$s = [s_0^2 + te^{(34,31-11700/T)}]^{1/2} \quad [\text{Å}] \quad (4.59)$$

Com temperatura em [K] e tempo em [h] como parâmetros de entrada dessa equação. Além disso, $s_0 = 20 \text{ Å}$ é uma camada inicial de óxido de cobre formada imediatamente após a exposição ao oxigênio da atmosfera. Para as superfícies de alumínio, a espessura de Al_2O_3 atinge um máximo de 50 Å quase que instantaneamente em contato com a atmosfera e, a partir de então, o conjunto formado inibe o crescimento posterior do filme óxido.

A Equação (4.59) aliada à teoria apresentada acrescenta ao modelo matemático a capacidade de previsão do tempo necessário para que o filme de óxido atinja uma determinada espessura crítica. Isso é particularmente aplicável às chaves seccionadoras, as quais têm uma liga de cobre em sua composição. Nesse trabalho, os conectores e condutores que formam as conexões elétricas estudadas são constituídos de uma liga metálica com alto teor de alumínio. Como o filme de óxido de alumínio não apresenta crescimento significativo ao longo do tempo, foi necessária uma estratégia diferente para determinação do diagnóstico desse componente. Essas considerações serão feitas no Capítulo 5.

4.5 – Análise de incertezas

O modelo matemático por balanço de energia desenvolvido foi concebido para determinar a temperatura teórica que as conexões elétricas ou as chaves seccionadoras apresentarão como resposta a um conjunto de condições impostas em seu funcionamento. Em determinado momento, as variáveis de entrada foram redefinidas para que o modelo fosse capaz de fornecer uma estimativa para o coeficiente convectivo médio e, em outra ocasião, para a resistência elétrica apresentada pelo componente na região de interesse em função de informações de temperatura fornecidas *a priori*.

Seja para determinação de temperatura, coeficiente convectivo ou resistência elétrica, as estimativas teóricas do modelo matemático não são constituídas de um valor único e inquestionável. Todos os parâmetros de entrada utilizados no modelo são oriundos basicamente de duas fontes: ou foram obtidos por uma medição experimental ou são valores de referência adotados, sendo que para qualquer caso existe uma parcela de dúvida acerca do valor utilizado. Isso significa que a cada variável x_i fornecida ao modelo estará associada uma incerteza $u(x_i)$ e existirá um mecanismo de propagação de incertezas dentro dos cálculos que conduzirá a uma incerteza combinada para a variável de saída $u_c(y)$.

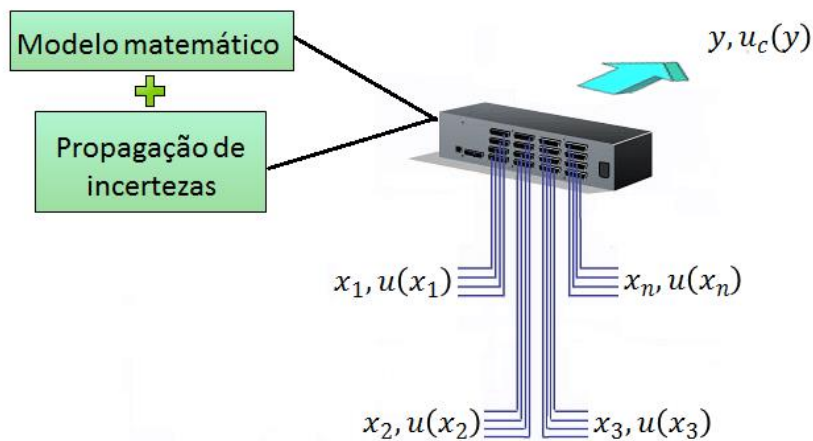


Figura 4.14 – Relação entre variáveis de entrada e saída do modelo matemático.

As publicações do *Joint Committee for Guides in Metrology* (JCGM, 2008) determinam procedimentos para avaliação das incertezas a partir de métodos determinísticos (GUM) ou de amostragens computacionais (MCM).

Resumidamente, o Método GUM – *Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement* – estabelece um procedimento analítico de cálculo da incerteza combinada de uma variável de saída (y) que dependa de um conjunto de variáveis de entrada (x_1, x_2, \dots, x_n), através de uma relação bem estabelecida e incertezas pré-definidas, segundo a lei de propagação de incertezas:

$$u_c^2(y) = \sum_{i=1}^N c_i^2 u^2(x_i) + 2 \sum_{i=1}^{N-1} \sum_{j=i+1}^N c_i c_j u(x_i) u(x_j) r_{i,j}(x_i, x_j) \quad (4.60)$$

Onde,

c_i = $\frac{\partial f}{\partial x_i}$ é o coeficiente de sensibilidade da função f em relação a x_i ;

$r_{i,j}$ = Coeficiente de correlação entre as variáveis x_i e x_j .

Os coeficientes de sensibilidade podem ser obtidos através de aproximações por Série de Taylor, gerando classes de métodos GUM de primeira ordem, segunda ordem e ordens superiores. A maior precisão obtida é radicalmente inviabilizada pelo aumento da complexidade e custo computacional do método.

O MCM – *Monte Carlo Method* - é uma alternativa numérica para solução do problema de cálculo de incerteza em casos de modelos $y = f(x_1, x_2, \dots, x_n)$ mais complexos e de difícil determinação dos coeficientes de sensibilidade necessários para aplicação do método anterior. Sua ideia central é a geração de uma grande quantidade de números aleatórios, segundo distribuições de probabilidade assumidas para cada uma das variáveis de entrada do modelo. Essa coleção de dados é utilizada para gerar uma lista de valores para a variável de saída e, assim, determinar parâmetros estatísticos como valor médio, desvio padrão, função densidade de probabilidade, dentre outros.

Para esse trabalho, o Método GUM foi suficiente para determinação da incerteza combinada da variável de saída do modelo por balanço de energia. A incerteza expandida foi obtida a partir a multiplicação da incerteza (padrão) combinada por um fator *t-Student* associado ao número de graus de liberdade efetivos do problema (JCGM, 2008). O Método Monte Carlo foi ferramenta exclusivamente utilizada para determinação da incerteza associada à medição de temperatura com o termovisor, pelo fato do MMC ser mais adequado na análise de incertezas em medições termográficas (TEIXEIRA, 2012). Combinada à análise de incerteza, foi aplicada sobre o modelo, quando oportuno, outra ferramenta de apoio: a análise de sensibilidade. Isso permitiu determinar a extensão dos efeitos que variações em alguns parâmetros causam no modelo, tendo relação direta com as condições reais de serviço dos conectores elétricos e chaves seccionadoras.

Capítulo 5

METODOLOGIA

O Capítulo 5 é dividido em duas partes. A primeira trata da metodologia de resolução da equação geral para o balanço de energia: os métodos numéricos empregados, a discretização das equações diferenciais envolvidas e os critérios de convergência das ferramentas iterativas, quando estas foram empregadas. Ao final dessa parte, são definidos os critérios de risco técnico. No Apêndice D estão reunidos os fluxogramas que resumem o algoritmo de cálculo desenvolvido nesse trabalho para o modelo de risco técnico de conectores elétricos e para as chaves seccionadoras. A segunda parte desse capítulo trata, basicamente, da descrição dos ensaios térmicos realizados sobre os componentes em condições de laboratório ou em ambiente externo, os quais serviram como fonte de dados para validação experimental do modelo matemático.

5.1 – Metodologia de cálculo

O balanço de energia escrito em sua forma detalhada na Equação (4.38) apresenta diversos termos em função da temperatura superficial do componente a ser analisado. Quando o modelo matemático é utilizado para a determinação da temperatura teórica dos conectores e chaves seccionadoras em resposta a um conjunto de condições aplicadas, o problema ganha em complexidade. A estreita interdependência entre os termos do balanço e a forte não linearidade da relação entre a maioria desses termos com a temperatura tornam necessário o uso de ferramentas numéricas para solução da equação.

Particularmente, no presente trabalho optou-se por analisar o termo de dissipação de calor por condução térmica separadamente dos demais por se tratar de um mecanismo à parte dentro do balanço de energia. Além disso, considera-se mais vantajoso apresentar os métodos que foram utilizados para solução de equações diferenciais essencialmente diferentes de forma separada no texto. Em seguida, é apresentado o tratamento feito para o balanço de energia tanto em regime permanente, quanto para o regime transiente.

5.1.1 – Solução da equação da condução

A rigor, a dedução apresentada nessa seção é exclusiva para o caso da dissipação de calor por condução para os cabos sem isolamento elétrico (aqui tratados como aletas), Equação (4.32). No entanto, a extensão dessa abordagem para as situações descritas pelas Equações (4.47) a (4.49) é similar e será omitida nesse texto.

Na Equação (4.32), o termo da derivada segunda da temperatura em função da distância ao longo do eixo x pode ser aproximado, por diferenças centrais, pela Equação (5.1):

$$\frac{d^2T}{dx^2} = \frac{T_{x_{i+1}} - 2T_{x_i} + T_{x_{i-1}}}{(\Delta x)^2} \quad (5.1)$$

Onde os índices $i + 1$ e $i - 1$ se referem, respectivamente, aos pontos imediatamente à direita e à esquerda do i -ésimo nó da aleta discretizada. Obviamente, esta equação só vale para os nós internos do domínio ($0 < x < L$). As relações válidas nas extremidades $x = 0$ e $x = L$ são definidas pelas condições de contorno do problema:

$$T(x = 0) = T_{s,conex} \quad (5.2)$$

$$\left. \frac{dT}{dx} \right|_{x=L} = 0 \quad (5.3)$$

As condições de contorno utilizadas definem em uma extremidade a temperatura da aleta como a temperatura do conector e, na extremidade oposta, que o fluxo de calor seja nulo. Essa segunda condição de extremidade isolada é válida para aletas longas, onde o perfil de temperaturas se torna constante a partir de uma determinada posição $x = L$. O domínio físico tratado nesse modelo está, portanto, delimitado por essas duas extremidades.

Substituindo a aproximação para derivada de segunda ordem na Equação (4.32) tem-se:

$$T_{x_{i+1}} = \frac{(\Delta x)^2}{kA_{sr}} \left[h_T P (T_{x_i} - T_\infty) - \frac{\rho i^2}{A_{sr}} \right] - T_{x_{i-1}} + 2T_{x_i} \quad (5.4)$$

Essa solução determina que a temperatura em um nó do domínio discretizado pode ser calculada a partir dos valores de temperatura dos dois pontos imediatamente anteriores. Todos os parâmetros dependentes da temperatura podem ser avaliados em função da temperatura do nó imediatamente anterior com um erro associado desprezível para pequenos valores de Δx empregados. De posse do perfil de temperaturas, a quantidade de calor que cada um dos cabos retira do conector por condução pode ser calculado por uma aproximação da Lei de Fourier entre os primeiros pontos da solução discreta:

$$\dot{Q}_{cond} = -kA_{sr} \left. \frac{dT}{dx} \right|_{x=0} \cong -kA_{sr} \frac{(T_{x_1} - T_{x_0})}{\Delta x} \quad (5.5)$$

Outra forma igualmente válida para determinação dessa taxa de transferência de calor é através de um balanço global de energia aplicado no cabo com comprimento suficiente para satisfazer a segunda condição de contorno definida como fluxo zero na extremidade oposta ao conector, conforme ilustrado na Figura 5.1.

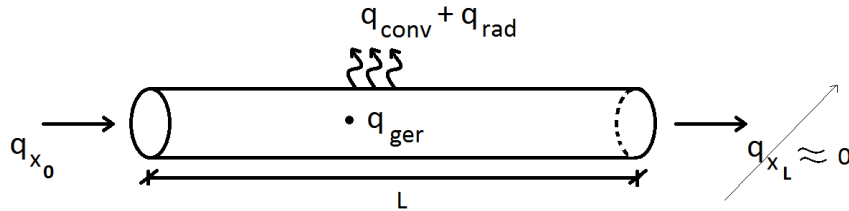


Figura 5.1 – Determinação do fluxo de calor por condução segundo balanço global.

Aplicando o balanço de energia às taxas de transferência de calor apresentadas, tem-se:

$$\sum q = 0 \quad (5.6)$$

$$q_{x_0} - (q_{conv} + q_{rad}) + q_{ger} = 0 \quad (5.7)$$

$$\dot{Q}_{cond} = q_{x_0} = h_T(PL)(\bar{T} - T_\infty) - \left(\frac{\rho L}{A_{sr}}\right) i^2 \quad (5.8)$$

Na Equação (5.8), o coeficiente total de dissipação por convecção e radiação (h_T) e a resistividade do material do cabo (ρ) devem ser avaliados em função do valor médio de temperatura (\bar{T}) ao longo de todo o comprimento L do cabo, resultado do perfil térmico obtido na solução da Equação (4.32). Por definição, o cálculo do valor médio do perfil $T(x)$ envolve a integral dessa função no trecho considerado e, para fins práticos, representa o valor de temperatura para o qual a área do gráfico dentro do intervalo é equivalente ao produto $\bar{T}(b - a)$.

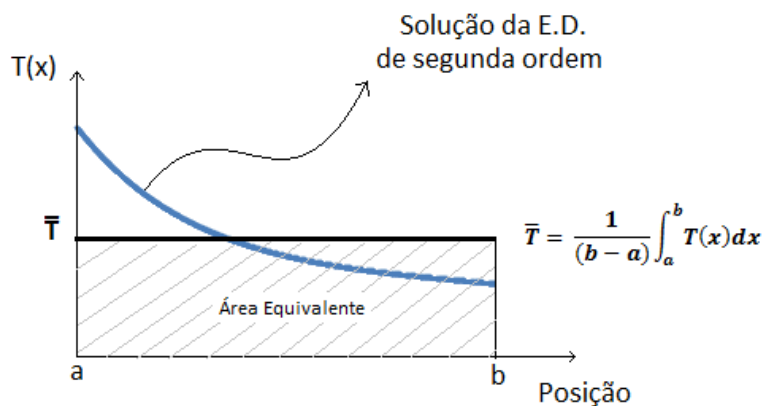


Figura 5.2 – Representação gráfica da temperatura média da função $T(x)$.

Uma terceira e última maneira numérica de determinar o fluxo de calor na base também passa pela aplicação do balanço de energia na aleta de comprimento L que satisfaça a segunda condição de contorno, porém desta vez com uma abordagem através do fracionamento do domínio físico em n elementos de dimensão reduzida, Figura 5.3.

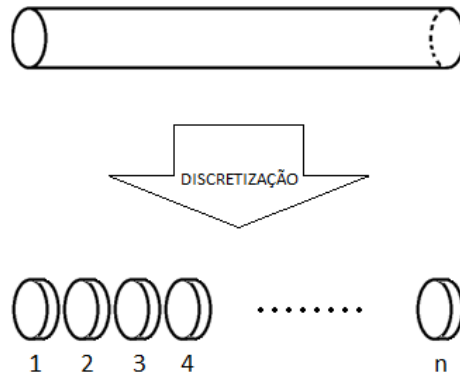


Figura 5.3 – Fracionamento do domínio físico.

De posse do perfil de temperaturas obtido na solução da equação diferencial, a cada elemento definido fica associado localmente a uma taxa de geração de calor por Efeito *Joule* e uma taxa de dissipação de calor. Pelo balanço de energia, tem-se:

$$\begin{aligned}
 \text{Elemento 1: } & q_{ger,1} \quad ; \quad q_{diss,1} \xrightarrow{\text{balanço}} \Delta q_{cond,1} = q_{ger,1} - q_{diss,1} \\
 \text{Elemento 2: } & q_{ger,2} \quad ; \quad q_{diss,2} \xrightarrow{\text{balanço}} \Delta q_{cond,2} = q_{ger,2} - q_{diss,2} \\
 & \vdots \\
 & \vdots \\
 \text{Elemento n: } & q_{ger,n} \quad ; \quad q_{diss,n} \xrightarrow{\text{balanço}} \Delta q_{cond,n} = q_{ger,n} - q_{diss,n}
 \end{aligned}$$

$$\dot{Q}_{cond} = q_{x_0} - q_{x_L} \stackrel{\Delta x \approx 0}{=} \sum_{i=1}^n q_{ger,i} - \sum_{i=1}^n q_{diss,i} \tag{5.9}$$

Esse método permite identificar o comportamento das taxas de transferência de calor ao longo do comprimento da aleta e, dessa forma, determinar para cada situação um comprimento limite, a partir do qual, os efeitos da condução axial de calor se tornam desprezíveis. As soluções numéricas apresentadas até aqui, apesar de gerarem uma quantidade considerável de cálculos para obtenção do perfil térmico, são de simples implementação e permitem uma avaliação mais criteriosa do fenômeno físico ao levar em conta as variações espaciais dos coeficientes convectivo e de radiação, bem como das propriedades do material.

Outro tipo de abordagem para o problema envolve a determinação da solução analítica da Equação (4.32). A maior vantagem em buscar essa alternativa é que o problema passa a ser resolvido através de uma única expressão e não mais por um conjunto de equações. Para esse fim, será aplicado o método de solução de equações diferenciais de segunda ordem, não homogêneas e coeficientes constantes; apesar da última afirmação não se verificar no presente caso devido à dependência de alguns termos da equação com a temperatura. Uma parte deste problema pode ser contornada expandindo a equação e explicitando a relação direta entre resistividade e temperatura, como segue:

$$\frac{d^2T}{dx^2} - \frac{h_T P}{kA_{sr}}(T - T_\infty) + \frac{\rho_0[1 + \alpha(T - T_\infty)]i^2}{kA_{sr}^2} = 0 \quad (5.10)$$

Generalizando, a Equação (5.10) pode ser reescrita como:

$$aT'' + bT' - cT = -g(x) \quad (5.11)$$

Onde,

$$a = 1$$

$$b = 0$$

$$c = \frac{h_T P}{kA_{sr}} - \frac{\alpha \rho_0}{kA_{sr}^2} i^2 > 0$$

$$g(x) = \left(\frac{h_T P}{kA_{sr}} - \frac{\alpha \rho_0}{kA_{sr}^2} i^2 \right) T_\infty + \frac{\rho_0 i^2}{kA_{sr}^2} = M > 0$$

Pela teoria de Equações Diferenciais (SANTOS, 2011), a solução geral a ser obtida é a soma das soluções particular e homogênea da Equação (5.11):

$$T(x) = T_h(x) + T_p(x) \quad (5.12)$$

$$T(x) = c_1 e^{\sqrt{c}x} + c_2 e^{-\sqrt{c}x} + M/c \quad (5.13)$$

Com as constantes c_1 e c_2 definidas pelas condições de contorno:

$$\begin{aligned} T(x=0) = T_{s,conex} \quad \implies \quad c_1 + c_2 + M/c = T_{s,conex} = T_1 \\ c_1 = T_1 - c_2 - M/c \end{aligned} \quad (5.14)$$

$$\begin{aligned} \left. \frac{dT}{dx} \right|_{x=L} = 0 \quad \implies \quad \sqrt{c}c_1 e^{\sqrt{c}L} - \sqrt{c}c_2 e^{-\sqrt{c}L} = 0 \\ (T_1 - c_2 - M/c)e^{\sqrt{c}L} - c_2 e^{-\sqrt{c}L} = 0 \\ c_2 = \frac{e^{\sqrt{c}L}(T_1 - M/c)}{e^{\sqrt{c}L} + e^{-\sqrt{c}L}} \end{aligned} \quad (5.15)$$

Portanto, as Equações (5.14) e (5.15) substituídas na Equação (5.13) definem a solução analítica para o perfil de temperaturas da aleta com geração de calor. De posse da distribuição de temperaturas, o fluxo de calor na base pode ser calculado de qualquer uma das maneiras anteriormente apresentadas nessa seção. Uma comparação entre as soluções numérica e analítica, bem como uma análise de sensibilidade do modelo em relação ao coeficiente h_T são apresentadas no Capítulo 6.

5.1.2 – Solução do balanço de energia

Resolver a equação do balanço de energia em regime permanente para a temperatura superficial do conector elétrico ou de uma região específica da chave seccionadora demanda utilização de métodos numéricos. Por simplificação de notação, o problema do regime permanente se resume a encontrar a temperatura que satisfaça:

$$f(T) = 0 \quad (5.16)$$

Onde $f(T)$ generaliza a equação para o balanço de energia, a qual deve ser reescrita na forma específica que melhor se ajuste à modelagem de cada componente, incluindo ou desprezando alguns dos mecanismos de transferência de calor já apresentados.

Em tese, a raiz da Equação (5.16) pode ser resolvida simplesmente por aplicações sucessivas do Método da Bisseção, o qual parte da garantia matemática de que, se existe um intervalo $[a, b]$ tal que a função f troque de sinal nos seus extremos, necessariamente existe uma raiz dentro desse intervalo. Nem sempre será esta a melhor saída, pois a relação entre o número de iterações necessárias para uma dada precisão desejada pode ser, em algumas situações, desfavorável em termos computacionais.

Nesse trabalho, a estimativa teórica de temperatura pelo balanço de energia em regime permanente será feita através do Método de *Newton-Raphson*. Esse método é originalmente concebido a partir da escolha de uma função de iteração que acelera consideravelmente a convergência da solução. As atualizações sucessivas para a temperatura T serão obtidas a partir da seguinte fórmula de recorrência:

$$T^* = T - \frac{f(T)}{f'(T)} \quad (5.17)$$

A aplicabilidade do Método de *Newton-Raphson* não é dependente do conhecimento do valor exato da derivada $f'(T)$ na Equação (5.17). Portanto, por mais complexa que seja a função f , uma aproximação numérica para f' já é suficiente para que o método funcione corretamente. Nesse trabalho, a derivada foi estimada a partir da aplicação de um incremento de temperatura ao valor original, como segue:

$$f'(T) \cong \frac{f(T + \Delta T) - f(T)}{\Delta T} \quad (5.18)$$

Logo, a fórmula de recorrência para o Método de *Newton-Raphson* torna-se:

$$T^* = T - \frac{f(T)\Delta T}{f(T + \Delta T) - f(T)} \quad (5.19)$$

Foi adotado o critério de convergência relacionado à diferença entre duas iterações sucessivas: $|T_i - T_{i-1}| \leq 0,01\%$. Isso é suficiente para garantir precisão numérica no mínimo até a primeira casa decimal das temperaturas obtidas na saída do modelo.

A metodologia de solução da equação do balanço de energia em regime transiente passa por outro tipo de abordagem. Como tratado na Seção 2.1.5, o termo de armazenamento de energia depende da taxa de variação da temperatura do sistema, conforme Equação (4.37). Apenas por simplificação das expressões (sem perda de generalidade do problema) e para uma descrição mais clara do tratamento dado ao termo de armazenamento, serão desconsiderados, por hora, os efeitos de carregamento solar e condução térmica no balanço de energia. Para essa condição tem-se:

$$Ri^2 - hA_{sup}[T_s - T_\infty] = mc_p \frac{dT_s}{dt} \quad (5.20)$$

Pela definição de derivada, o termo transiente do lado direito pode ser reescrito como:

$$\frac{dT_s}{dt} = \lim_{\Delta t \rightarrow 0} \frac{T_s^{n+1} - T_s^n}{\Delta t} \quad (5.21)$$

Onde os índices n e $n + 1$ indicam os valores de temperatura em um instante t e $t + \Delta t$, respectivamente. Portanto, para um intervalo de tempo muito pequeno, a Equação (5.20) pode ser reescrita como:

$$Ri^2 - hA_{sup}[T_s^n - T_\infty] = mc_p \frac{T_s^{n+1} - T_s^n}{\Delta t} \quad (5.22)$$

Para uma dada solicitação térmica e estabelecida uma condição inicial, por exemplo $T_s^0 = T_\infty$, o regime transiente da resposta térmica do conector elétrico ou da chave seccionadora fica bem definido, onde a cada passo de tempo a nova temperatura será:

$$T_s^{n+1} = \frac{\Delta t}{mc_p} \{Ri^2 - hA_{sup}[T_s^n - T_\infty]\} + T_s^n \quad (5.23)$$

No presente trabalho, esse procedimento de cálculo foi testado usando um incremento de tempo de 5 segundos. Para verificar se esse intervalo produz um resultado que converge de forma estável à solução do problema, foram testados outros valores de Δt gradativamente maiores em uma simulação arbitrária de convecção forçada. O teste mostrou claramente que a resposta diverge para valores de Δt da ordem de 400 s, assegurando que o uso de $\Delta t = 5$ s não introduz instabilidade ao modelo.

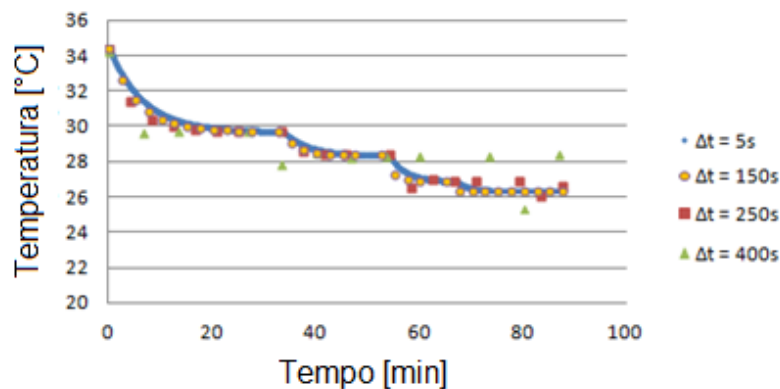


Figura 5.4 – Teste de convergência do modelo. Simulação em um conector H, 200μΩ, 100A e resfriamento por vento.

5.1.3 – Definição de risco técnico

Uma vez validado, o modelo matemático por balanço global de energia foi adaptado para estimar a resistência elétrica de contato da junção a partir da medição de temperatura. Aliando essa estimativa à teoria do contato elétrico apresentada, a análise ganha um poder de predição do tempo necessário para a formação de um filme de óxido de espessura crítica. A Figura 5.5 ilustra como foi definida a estratégia de diagnóstico segundo essa linha de raciocínio.

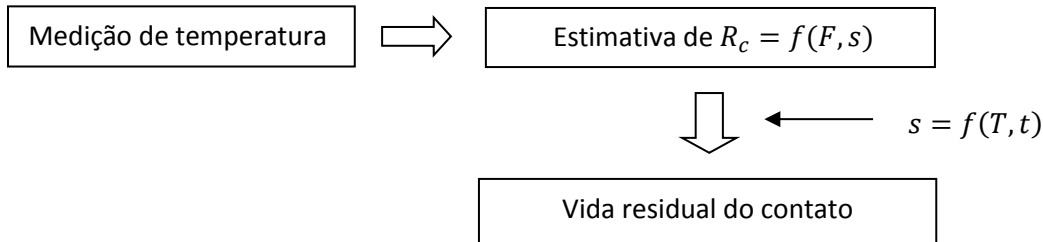


Figura 5.5 – Definição de risco técnico associado ao mecanismo de oxidação dos contatos.

Trazendo para o contexto de aplicação do modelo como ferramenta de diagnóstico dos componentes elétricos de subestação, o risco técnico foi associado da forma como segue. A medição de temperatura obtida via inspeção termográfica foi, através do balanço de energia, utilizada para estimar uma resistência elétrica de contato. Desse valor, foi possível identificar a espessura da camada de óxido formada através da seguinte relação (IEC 60694, 2009):

$$R_c = \frac{\rho}{2} \sqrt{\frac{\pi \xi}{n_k}} H^{0,1875} F^{-0,6} + \sigma_0 \xi H F^{-1} \quad (4.57)$$

Onde foram assumidos valores típicos de dureza e força aplicada ao contato. Para os contatos de cobre, foi assumido um valor de dureza de 350 MPa (IEC 60943, 2009). Outra norma da *International Electrotechnical Commission* estabelece que o esforço máximo de fechamento da seccionadora possui um valor de 250 N (IEC 60694, 2006). Para fins de cálculo, foi adotado um valor um pouco inferior, 150 N.

Com essas premissas sobre a Equação (4.57), o conhecimento da espessura do filme de óxido ainda depende de considerações a respeito da resistividade de túnel. Conforme apresentado na Seção 4.4, contatos de cobre em estado novo apresentam um valor máximo de resistividade de túnel da ordem de $3 \times 10^{-11} \Omega m^2$ além da formação de uma camada inicial de filme $s_0 = 20 \text{ \AA}$ o que conduz a um valor de referência para resistividade elétrica $\rho_f = 1,5 \times 10^{-2} \Omega m$ utilizado nesse trabalho.

Voltando à norma IEC 60943, os contatos de cobre severamente oxidados dificilmente apresentam uma espessura superior a 10 nm (= 100 Å) e, portanto, esse foi adotado como o valor crítico no modelo. Assumindo a relação expressa pela Equação (4.59), tem-se, portanto, uma relação direta entre o estado de degradação indicado pelo modelo matemático e o tempo necessário para que a camada de óxido atinja seu valor crítico.

Para as conexões elétricas de alumínio, tal abordagem não se aplica pelo fato da fina camada de óxido de alumínio imediatamente formado (da ordem de 20 Å a 50 Å) apassivar quimicamente o conjunto, não apresentando evolução ao longo do tempo.

Nesse caso, a semelhança entre a estratégia para definição de risco técnico para conectores elétricos e chaves seccionadoras vai até a estimativa da resistência elétrica a partir de dados de temperatura fornecidos no modelo matemático do balanço de energia. De posse dessa estimativa, foi avaliada a resposta térmica dos conectores frente a um carregamento de corrente típico das subestações de energia. Similarmente ao proposto por Diniz (2013), as temperaturas e os tempos de exposição obtidos por esse métodos foram cruzados com o Modelo de *Harvey* para estimativa da perda de resistência mecânica nos cabos decorrente dessa simulação de carregamento.

A partir de uma bateria de testes em condutores da classe SAC, Harvey propõe que a perda de resistência mecânica associada à temperatura pode ser calculada a partir da Equação (5.24):

$$RS = \begin{cases} (-0,24T + 134)t^{(95-T)0,0001/d} \\ 100t^{(95-T)0,0001/d}, \end{cases} \quad se(-0,24T + 134) > 100 \quad (5.24)$$

Onde,

- RS = Resistência mecânica remanescente do condutor em relação ao início (%);
- T = Temperatura de exposição [$^{\circ}C$];
- t = Soma do tempo de exposição à temperatura T [h]
- d = Diâmetro do fio do condutor [in]

A forma cíclica como o carregamento térmico é aplicado nos condutores não é distinguido por esse modelo. No entanto, como sugere a norma IEC 60943, a perda de vida associada a carregamentos acima da condição normal de serviço não pode ser compensada por um mesmo período em condições abaixo do carregamento normal. Para compensar esse efeito foi utilizada uma taxa de acréscimo de 1,4% ao valor da resistência elétrica do conector a cada 500 h de serviço¹ durante a simulação. Os valores residuais de resistência mecânica assim obtidos foram confrontados com os intervalos críticos definidos por Diniz (2013).

Pretende-se com as abordagens apresentadas tanto para as chaves seccionadoras, quanto para os conectores elétricos de subestação, avaliar o tempo necessário que esses componentes levam para atingir as condições críticas assumidas, para sucessivos carregamentos típicos de corrente durante um longo intervalo de tempo.

¹ Esse foi o resultado médio obtido em ensaios de homologação de material constituído por ciclos térmicos de longa duração sobre um conjunto de 8 conectores à compressão submetidos a uma elevação de temperatura de 100 $^{\circ}C$ acima da temperatura ambiente. Detalhes sobre o fornecedor são omitidos por sigilo comercial.

5.2 – Metodologia experimental

No presente trabalho, foram realizados quatro tipos diferentes de ensaios térmicos para validação experimental do modelo matemático desenvolvido: testes de convecção natural em ambiente controlado, simulações em túnel de vento, experimentos a céu aberto para avaliação de carregamento solar e avaliação da condução de calor pelos cabos. Esses testes consistiam de simulações de carregamentos típicos a amostras de conectores e chaves seccionadoras em diferentes situações de operação. A medição de temperatura durante os testes foi realizada a partir de termopares tipo K fixados na superfície das amostras e também por termografia. Como a incerteza de medição por termopares (2% ou 2°C) é, para essa aplicação, geralmente mais baixa que a incerteza por medição termográfica, o sinal dos termopares foi utilizado como referência para validação dos modelos. As imagens térmicas extraídas dos experimentos foram feitas para representação da situação real de medição dentro das subestações de energia, cujo requisito básico é a medição sem contato. Na Figura 5.6 estão representados esquematicamente os ensaios feitos, bem como os tipos de amostras que foram testadas em cada situação.

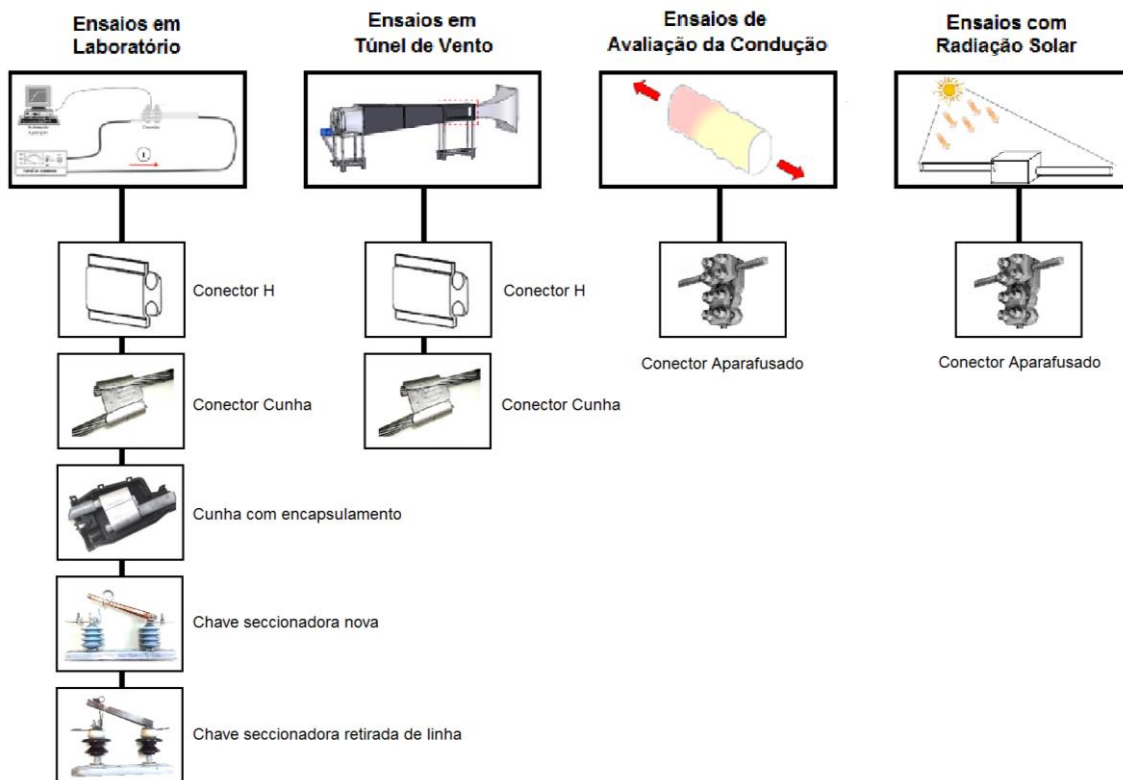


Figura 5.6 – Representação esquemática dos testes e amostras utilizadas no conjunto de experimentos.

5.2.1 – Ensaios em laboratório

Os ensaios conduzidos sob condições controladas de temperatura ambiente, em sala isolada da ação de qualquer mecanismo de convecção forçada ou radiação solar representam, em termos de modelagem matemática do problema, menos termos no balanço de energia. Particularmente para os conectores elétricos, os quais foram posteriormente testados em condições mais gerais de serviço, esse primeiro grupo de ensaios térmicos serviu de fonte de dados para validação experimental de um modelo matemático relativamente mais simples.

O grupo de amostras ensaiadas em laboratório incluiu: conectores elétricos tipo H, Cunha, Cunha encapsulada, além de dois modelos de chave seccionadora (unipolar 15 kV, tipo Faca), sendo uma chave nova e outra retirada de linha. A metodologia desse tipo de ensaio seguiu um procedimento similar para todas essas amostras, sendo que a forma geral de condução do ensaio será descrita sem distinção.

Os ensaios térmicos em laboratório consistiam de um circuito elétrico montado com uma fonte de corrente e a amostra a ser analisada. Em uma visão mais detalhada, a Figura 5.7 mostra os equipamentos utilizados nos ensaios:

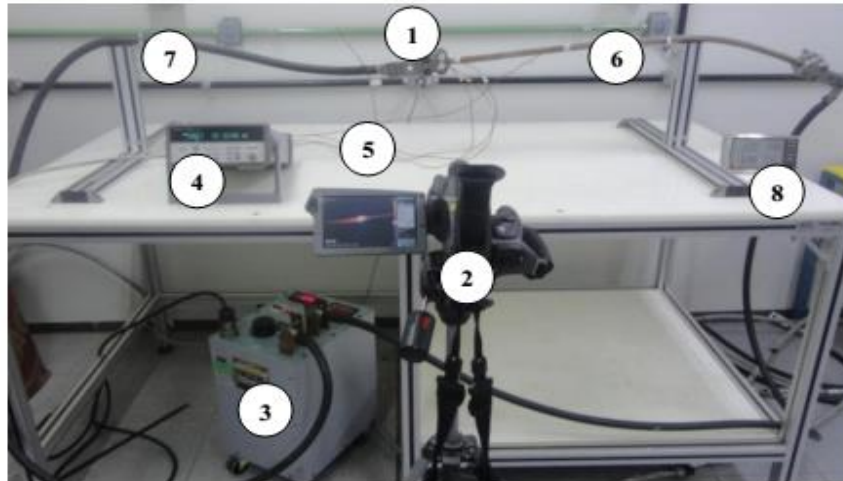


Figura 5.7 - Equipamentos utilizados para os ensaios em laboratório.

- 1 – Amostra a ser ensaiada com termopares (tipo K) fixados em sua superfície.
- 2 – Termocâmera FLIR SC660.
- 3 – Fonte de corrente LET-1000-RD, EuroSMC.
- 4 – Módulo de aquisição Agilent, modelo 34490A interligado ao computador.
- 5 – Termopares (tipo K) fixados na superfície do conector e cabo de alumínio.
- 6 – Cabo condutor de alumínio, com 170 mm² de secção reta.
- 7 – Cabos condutores com isolamento de borracha.
- 8 – Termo higrômetro de bancada

Cada ensaio de corrente programado consistia em uma medição inicial de resistência elétrica do componente através de um microohmímetro, ajuste da fonte de corrente para o valor desejado e registro de temperatura através de termopares fixados junto à superfície, além de termogramas periódicos. Através desses dados, o processo de aquecimento da amostra era monitorado até o completo estabelecimento do regime permanente (o qual demandou aproximadamente 90 minutos). Ao fim do ensaio, o circuito era desligado, aguardava-se o resfriamento das partes até a temperatura ambiente, para então realizar a repetição do procedimento para uma nova corrente de ajuste. O processo descrito foi executado para uma corrente inicial de 100 A com incrementos de 50 A a cada novo ensaio até 450 A. Particularmente para as chaves seccionadoras, foram conduzidos ensaios complementares com correntes de 500A, 550A e 630A, sendo este o valor nominal para o tipo de chave analisada.

Para os conectores encapsulados, além do termopar fixado junto à superfície da conexão na região confinada, foi posicionado um segundo termopar em contato com a superfície externa do invólucro, de forma a acompanhar a evolução de temperatura nas duas regiões e posteriormente confrontar com as estimativas do modelo. Já para as chaves seccionadoras, o posicionamento dos termopares foi feito como ilustrado na Figura 5.8.

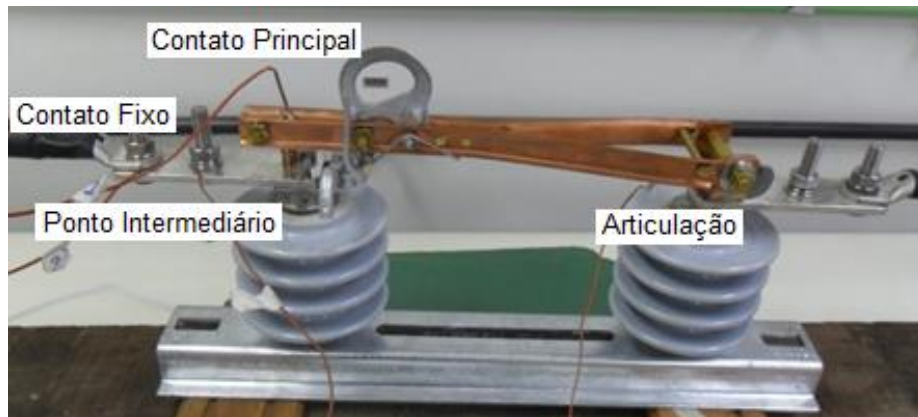


Figura 5.8 – Posicionamento dos termopares durante o ensaio na chave seccionadora.

5.2.2 – Ensaios de avaliação da condução térmica

O ensaio consistia em energizar o circuito através de uma fonte de corrente e registrar a evolução com o tempo das temperaturas na superfície do conector aparafusado e ao longo do trecho inicial do cabo, aquecido nas proximidades da conexão. Para esse fim, um conjunto de 10 termopares tipo “K” foi utilizado, sendo um afixado na superfície do conector, um para tomada de temperatura ambiente e os demais igualmente espaçados entre si ao longo de um dos cabos que formavam a conexão, conforme a Tabela 5.1. O esquema de montagem é similar ao apresentado na seção 5.2.4, utilizado para avaliação do carregamento solar.

Tabela 5.1 - Posição dos termopares.

Canal	Posição	Canal	Posição
1	-	6	Cabo ($x = 39 \text{ cm}$)
2	Conector	7	Cabo ($x = 52 \text{ cm}$)
3	Cabo ($x = 0 \text{ cm}$)	8	Cabo ($x = 65 \text{ cm}$)
4	Cabo ($x = 13 \text{ cm}$)	9	Cabo ($x = 78 \text{ cm}$)
5	Cabo ($x = 26 \text{ cm}$)	10	Cabo ($x = 91 \text{ cm}$)

Uma amostra de 2,3 m de cabo foi selecionada para esse tipo de teste, juntamente com um conector tipo aparafusado. Após as devidas precauções para isolamento do circuito, de forma a se evitar fuga de corrente ao longo da estrutura metálica de sustentação, a fonte de corrente foi ajustada para 400 A enquanto um Data Logger registrava e enviava o sinal de temperatura para um computador, sendo que cada canal transmitia os dados a uma taxa de 1:10 (uma medição a cada 10 segundos).

5.2.3 – Ensaios em túnel de vento

Com relação à resposta térmica do conector quando sujeito a rajadas de vento, a escolha da faixa de velocidades do vento que representa adequadamente um carregamento típico na estrutura pode variar significativamente com fatores como a topografia da região, rugosidade do terreno (terrenos planos, ondulados, presença de obstáculos, edificações, etc.) e fatores estatísticos. Simulando não apenas as condições de ventos típicos, mas também com o intuito de identificar os limites do mecanismo de dissipação de calor por convecção forçada nos conectores, a realização dos ensaios em túnel de vento contemplou valores de velocidades do vento de 1, 3, 5, 10 e 15 m/s.

Nesses ensaios, o modelo matemático de balanço de energia foi utilizado para estimar valores experimentais para o coeficiente convectivo a partir de valores de temperatura medidos. Considerando que nesse ensaio estão presentes a geração de calor por Efeito *Joule*, a dissipação por convecção (forçada) e radiação, além da condução pelos cabos, o balanço de energia formado se torna:

$$Ri^2 - hA_{sup}[T_s - T_\infty] - \dot{Q}_{cond} = mc_p \frac{\partial T_s}{\partial t} \quad (5.25)$$

Portanto, o coeficiente convectivo pode ser avaliado experimentalmente a partir da seguinte relação:

$$h_{conv} = \frac{Ri^2 - \dot{Q}_{cond} - mc_p \frac{\partial T_s}{\partial t}}{A_{sup}[T_s - T_\infty]} - h_{rad} \quad (5.26)$$

Onde todas as grandezas do lado direito da expressão podem ser monitoradas ou calculadas durante o experimento. A estrutura montada para a realização dos ensaios é mostrada na Figura 5.9.

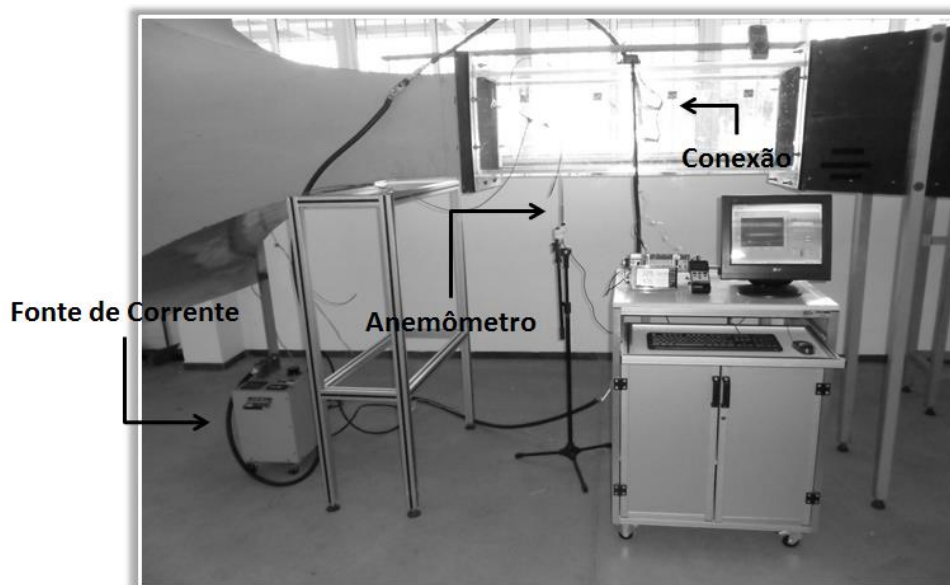


Figura 5.9 – Montagem da estrutura de ensaio em túnel de vento.

Além da fonte de corrente para energização do circuito, do anemômetro digital para medição da velocidade do vento e do conector a ser ensaiado mostrados na Figura 5.9, também fazem parte do conjunto de equipamentos utilizados:

- ⇒ Cabos condutores com isolamento de borracha, seção 150 mm²;
- ⇒ Amperímetro de alicate – modelo CA-1000;
- ⇒ Termopares (tipo K) fixados na superfície da amostra;
- ⇒ Módulo de aquisição NI cDAQ – 9178 c/ 8slots e conexão USB 2.0, National Instruments
 - Módulo de entrada analógica para termopar NI-9205
 - Módulo de entrada analógica NI-9211
- ⇒ Termo higrômetro de bancada: Scientific Ambient Monitor Texto 622
- ⇒ Computador
- ⇒ Medidor Digital de Baixa Resistência, série: MICROHM 10
- ⇒ Inversor de frequência Micromaster 440
- ⇒ Termocâmera FLIR SC660

Para o registro automatizado dos dados na bancada do túnel de vento foi utilizado um programa em ambiente *Labview*, os dois módulos de aquisição: NI-9205 e NI-9211, amperímetro de alicate e termopares tipo “K” (*Comel-Alumel*). Os drives foram desenvolvidos para serem integrados ao *Labview*, cada um para adquirir um determinado sinal: corrente e temperatura respectivamente. A temperatura foi registrada através de termopares do tipo K, que conectados ao NI-9211 enviam o sinal para o *Labview* em tempo real. A corrente foi medida através do amperímetro de alicate, que tem como saída sinal de tensão, sendo compatível com NI-9205, que transforma esse sinal em leitura de corrente, através do programa *Labview*. Ambos os dados foram coletados numa taxa de 1:1 (dado/segundo) e armazenados em planilhas exportadas pelo *Labview*.

Para modificar as condições de escoamento, foram construídas adaptações na seção do túnel de vento de forma a posicionar as conexões ensaiadas segundo escoamento transversal e longitudinal do vento. A Figura 5.10 ilustra as variações feitas nos ensaios:

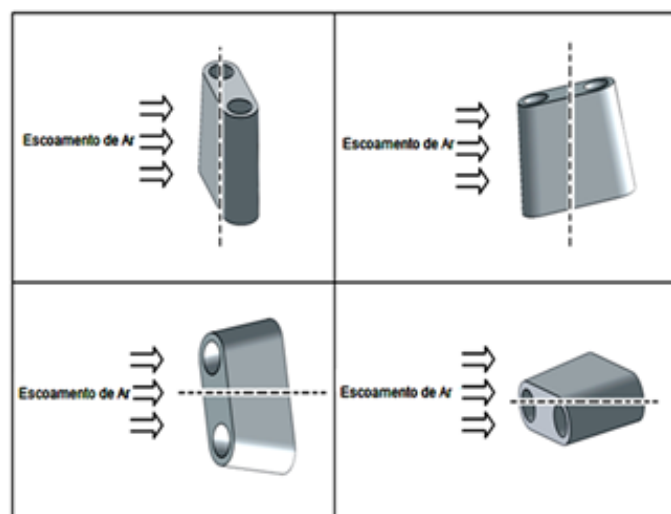


Figura 5.10 – Configurações de escoamento transversal e longitudinal ensaiados em túnel de vento.

Para os escoamentos do tipo longitudinal, as adaptações na estrutura do túnel permitiam posicionar o conjunto cabos + conexão segundo ângulos de aproximadamente 20° e 45° com a orientação do fluxo de ar. Para a conexão cunha ainda eram permitidas duas variações para cada posição original, como é mostrado na Figura 5.10. O número de posições para cada tipo de conexão consta na Tabela 5.2.

Tabela 5.2 – Número de posições ensaiadas

CONECTOR TIPO H	3 POSIÇÕES
CONECTOR TIPO CUNHA	6 POSIÇÕES
TOTAL	9 POSIÇÕES

A sequencia de execução dos experimentos foi baseada em ensaios de corrente, inicialmente similar aos ensaios em convecção natural executados em laboratório. Cada ensaio consistiu em uma medição inicial de resistência elétrica do conector com o microohmímetro e o ajuste de um valor de corrente na fonte. Em seguida, aguardou-se um período de aproximadamente 90 minutos para que o processo de aquecimento chegasse ao regime permanente. Uma vez alcançado, ligava-se o túnel de vento na velocidade de 1m/s, era realizado o ajuste fino da velocidade com auxílio do termo anemômetro digital e novamente aguardava-se a estabilização do processo. Essa etapa foi repetida para as velocidades de 3, 5, 10 e 15 m/s. A cada transição, os valores de temperatura ambiente e umidade relativa do ar foram registrados manualmente em uma planilha Excel. Os sinais de temperatura e corrente dos termopares e amperímetro de alicate, respectivamente, foram adquiridos e registrados automaticamente no computador com o uso do software *Labview*. O fluxograma a seguir representa a metodologia de ensaios, estando fixado um tipo de conector, uma posição e uma corrente de ajuste.

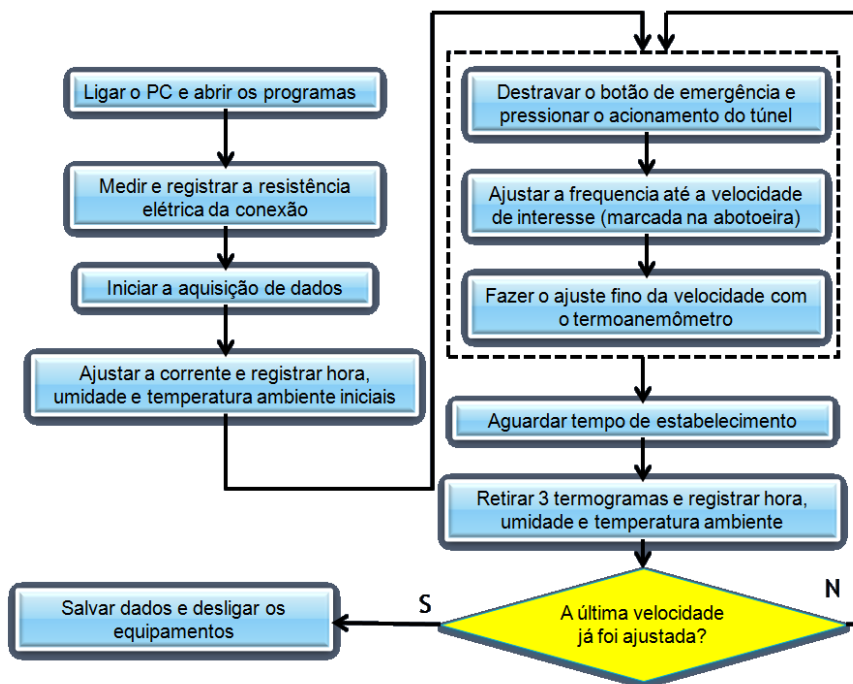


Figura 5.11 – Metodologia de ensaio em túnel de vento.

Esse procedimento era executado para as correntes de 100, 150, 200, 250, 300, 350, 400 e 450 A; para cada posição de montagem. Isso significa que foram realizados 8 ensaios de corrente para cada variação de montagem, totalizando 72 ensaios; o que representa aproximadamente 300 horas de experimentos.

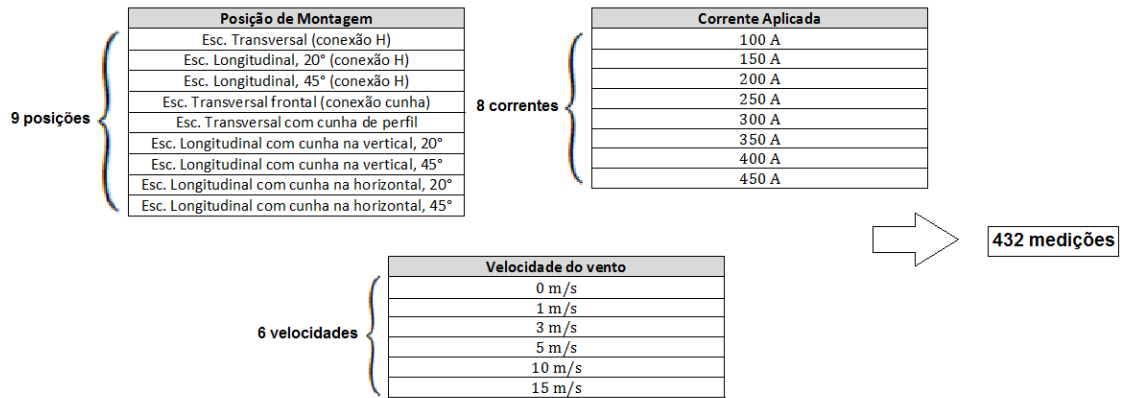


Figura 5.12 – Quantitativo total de medições realizadas em túnel de vento.

5.2.4 – Ensaios térmicos com carregamento solar

Introduzindo o termo referente ao carregamento solar no balanço de energia dos conectores elétricos, foi montada uma estrutura de sustentação e energização de amostras de cabos na área externa do galpão do Túnel de Vento da Universidade Federal de Minas Gerais. Os objetivos do ensaio incluíam a validação do modelo matemático de determinação da temperatura superficial em condições de exposição ao Sol. O esquema básico da montagem utilizada está representado na Figura 5.13.

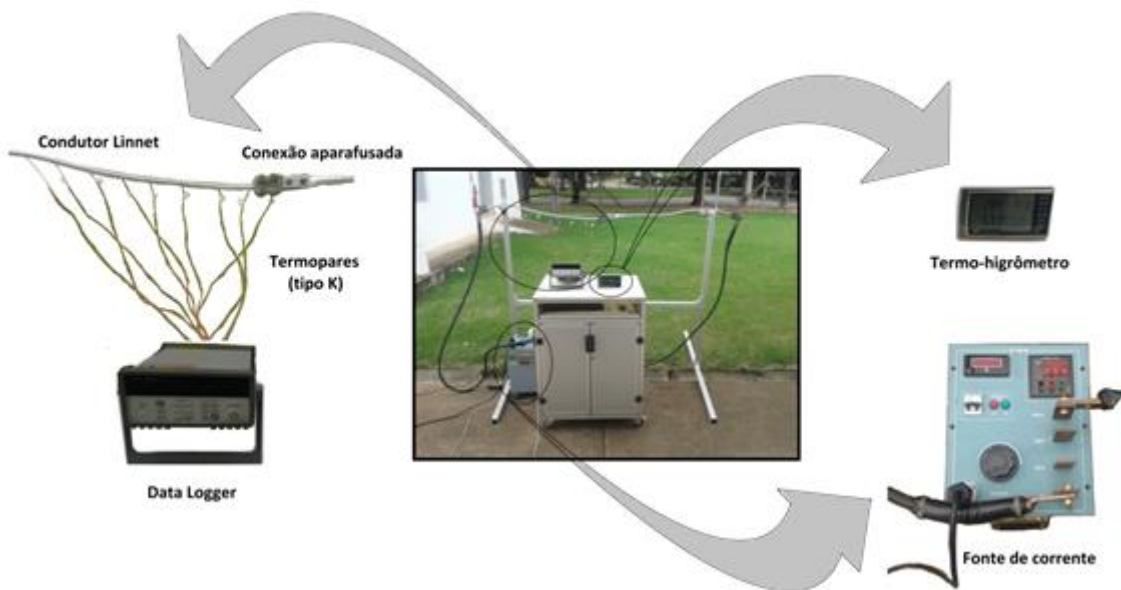


Figura 5.13 – Montagem do ensaio a céu aberto.

Para estes ensaios ao ar livre, foi utilizada a mesma metodologia dos ensaios em laboratório, com o acréscimo da medição da radiação solar através de dois piranômetros modelo *Eppley 8.48 Black and White*. Estes equipamentos possuem uma superfície interna provida de detectores térmicos, constituídos de fitas metálicas muito finas, enegrecidas a fim de absorver o máximo da radiação incidente. Pelo fato de serem muito finas, a capacidade térmica é reduzida, permitindo um rápido tempo de resposta frente a variações da radiação solar total medida. A fina fita metálica é colocada em uma cúpula de vidro, hemisférica, selada na parte inferior como mostra a Figura 5.14.

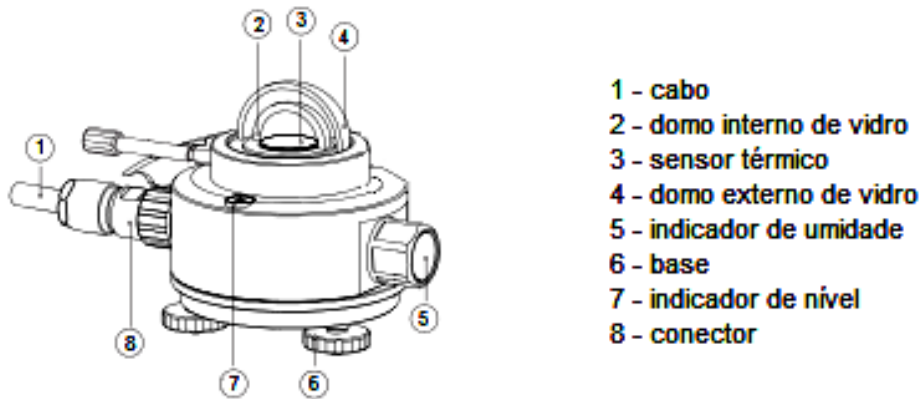


Figura 5.14 – Detalhes construtivos típicos dos piranômetros.

Foram medidas as radiações total e difusa, sendo a segunda uma estimativa a partir do método do anel de sombreamento tendo seu valor corrigido pela Equação (4.35). Possíveis desvios desse fator de correção serão avaliados e seu impacto no modelo estimado através da análise de incertezas. A aquisição instantânea, aproximadamente a cada cinco minutos, dos dados de radiação solar foi feita através de um programa desenvolvido em *Matlab*[®] por Ursine (2013). O programa funciona associado a uma placa de aquisição da *National Instruments*[®], onde são inseridos os fios dos piranômetros, devidamente calibrados, para a captação do sinal, emitido em milivolts. A Figura 5.15 ilustra a interface do programa.

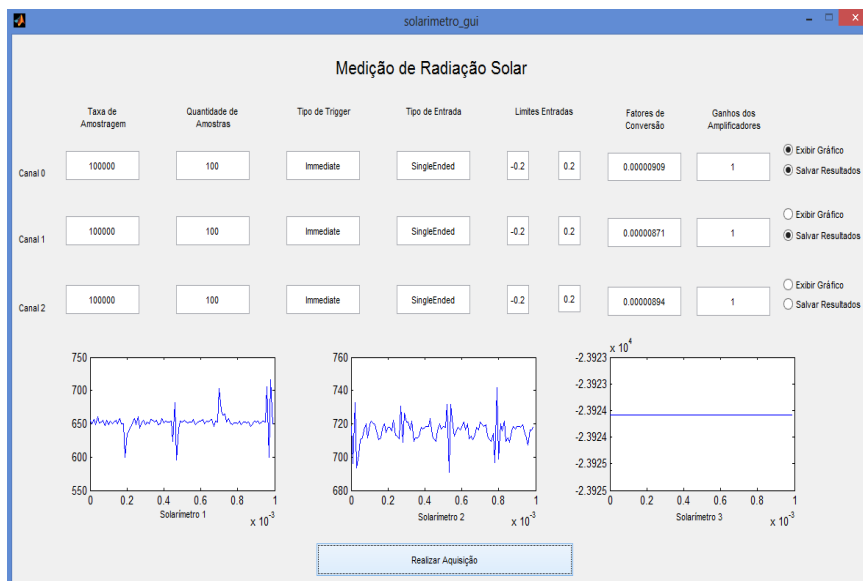


Figura 5.15 - Interface do programa para medição de radiação solar.

Esse programa permite a utilização de até três canais de entrada de dados. Para cada um, é possível definir a constante de calibração dos piranômetros, a qual converte o valor do sinal elétrico interpretado pelo módulo de aquisição em valor de radiação solar por unidade de área. Uma prévia verificação do funcionamento dos piranômetros indicou que as constantes de calibração indicadas no equipamento não sofreram alteração em seu valor.

Durante a execução do ensaio, a fonte de corrente foi ligada e ajustada para um valor de corrente elétrica de 400 A e assim mantida durante todo o tempo. Próximo à montagem, foi posicionado um anemômetro digital para identificar a presença de rajadas de vento durante o período de ensaio, não tendo sido registrados ventos superiores a $0,5\text{ m/s}$. Seus efeitos foram desprezados na análise.

Capítulo 6

RESULTADOS E DISCUSSÃO

Ao longo do presente trabalho, foram desenvolvidos três modelos matemáticos: um relacionado aos conectores elétricos, um modelo específico para o conector tipo Cunha com encapsulamento e um terceiro modelo para chaves seccionadoras. A primeira parte desse capítulo é voltada para a validação experimental dos modelos, na qual as estimativas teóricas para as temperaturas apresentadas pelos componentes são confrontadas com os valores medidos durante os testes térmicos, em mesmas condições simuladas de funcionamento. Em seguida, os modelos matemáticos são utilizados para extrair alguns resultados acerca da resposta térmica dos componentes frente a situações mais gerais, não simuladas experimentalmente. Por fim, é mostrado como a modelagem matemática pode conduzir a emissão de um parecer técnico ao diagnóstico dos conectores elétricos e chaves seccionadoras, a partir de dados de uma inspeção termográfica e dos critérios definidos no Capítulo 5.

6.1 – Validação dos modelos

Para os conectores elétricos, os quais foram ensaiados tanto em laboratório quanto em túnel de vento e ao ar livre, a validação experimental foi feita de forma gradativa. Primeiramente para os ensaios em laboratório, onde, para dissipação térmica do calor gerado, basicamente estão presentes os mecanismos de convecção natural, radiação e condução para os cabos. Validado para os casos mais simples, o modelo foi validado para situações mais gerais, onde serão introduzidas a convecção forçada e a radiação solar no estudo (este último na Seção 6.2). Para os conectores encapsulados e as chaves seccionadoras, os quais foram ensaiados apenas em condições controladas de laboratório, a validação experimental fica restrita a essas condições. No entanto, os resultados obtidos foram igualmente estendidos durante a simulação do modelo em condições típicas de funcionamento nas subestações de energia.

6.1.1 – Conectores elétricos

Na Figura 6.1, encontram-se reunidos os valores de temperatura superficial média estimada pelo modelo matemático (com suas respectivas incertezas) e as medições realizadas numa bateria de ensaios térmicos em conectores tipo H, sob condições de convecção natural e regime permanente para as diversas correntes utilizadas.

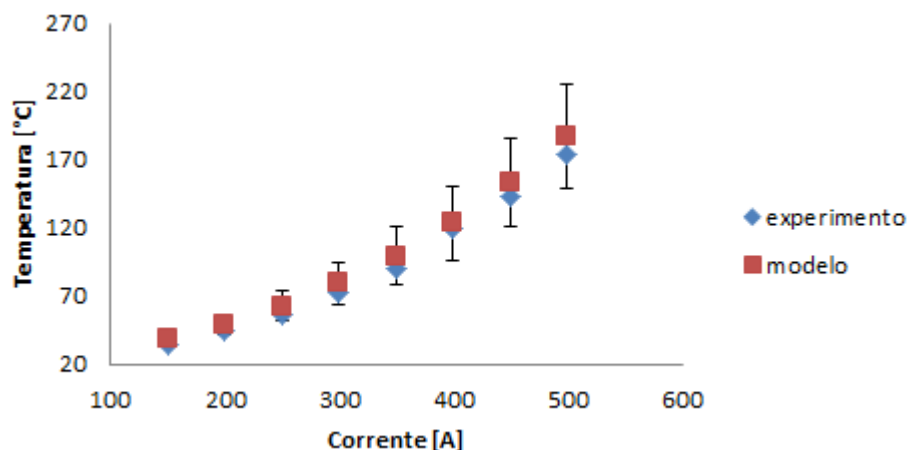


Figura 6.1 – Temperatura em função da corrente elétrica para um conector tipo H, com resistência elétrica avaliada em $85 \mu\Omega$.

Pela análise dos valores apresentados na Figura 6.1, é possível verificar uma boa aproximação das estimativas teóricas de temperatura através do balanço de energia em comparação com os dados registrados experimentalmente. Para a faixa de correntes ensaiadas, foi obtido um desvio percentual máximo de 15 % do modelo justamente na primeira medição de temperatura, correspondendo a aproximadamente 5°C , em valor absoluto. Como comportamento geral, o desvio percentual médio obtido foi de 9,5 %.

Oliveira (2012) realizou uma análise por simulação numérica da transferência de calor em conectores tipo H em diferentes condições de degradação (tratadas como diferentes resistências elétricas do componente). A Tabela 6.1 apresenta uma comparação entre os valores obtidos numericamente para o coeficiente convectivo (OLIVEIRA, 2012) e os valores obtidos pela correlação utilizada para a convecção natural no presente trabalho, nas mesmas condições de simulação.

Tabela 6.1 - Comparação entre coeficientes convectivos [$\text{W}/\text{m}^2\text{K}$]

Corrente	\bar{h} (numérico)	\bar{h} (correlação)
150	6,9	$6,0 \pm 0,8$
200	8,1	$7,0 \pm 0,9$
250	9,1	$7,7 \pm 1,0$
300	11,0	$9,0 \pm 1,2$
350	12,7	$9,8 \pm 1,3$
400	13,6	$10,2 \pm 1,3$

Tomando como referência os valores centrais das faixas, os dados da Tabela 6.1 apontam, em média, um desvio da ordem de 18 %. Esse valor de desvio médio é coerente com as recomendações gerais de emprego de correlações empíricas na modelagem de fenômenos convectivos (INCROPERA, 2014).

Com respeito aos testes em túnel de vento, para cada teste realizado foram registrados os sinais de temperatura dos termopares afixados na superfície do conector. Uma curva típica da temperatura medida em função do tempo obtida nos ensaios com sua respectiva aproximação teórica é dada a seguir.

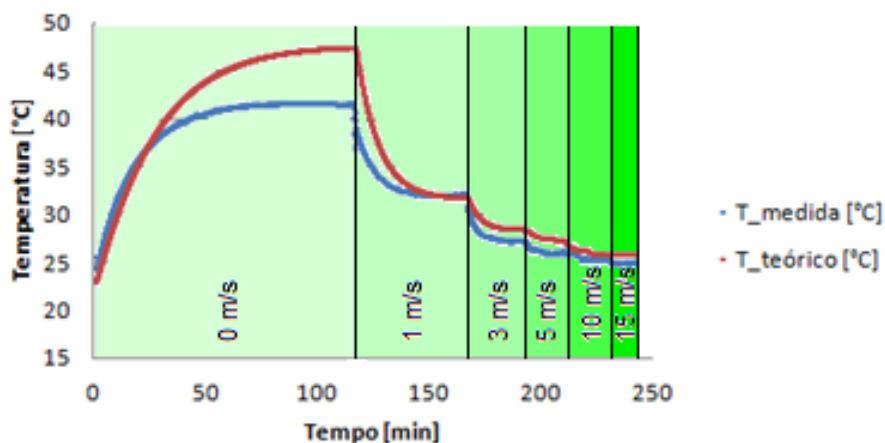


Figura 6.2 – Exemplo de curva obtida nos ensaios e simulação teórica. Conexão tipo H, corrente aplicada de 300 A.

Cada ponto de inflexão na Figura 6.2 representa uma transição no ensaio: o primeiro ponto de inflexão indica o fim do processo de aquecimento em condições de convecção natural e acionamento do túnel com vazão ($Q = VA$) correspondente a uma velocidade de 1 m/s ao longo da seção. O segundo ponto de inflexão indica a mudança para uma velocidade correspondente a 3 m/s, o mesmo valendo para as demais velocidades de 5, 10 e 15 m/s.

Um parâmetro importante que caracteriza essas curvas é a constante de tempo (τ), que corresponde ao tempo necessário para que o conector alcance 63,2% da resposta estabilizada de temperatura após uma mudança de corrente ou de carga de vento. Tanto para os ciclos de aquecimento quanto de resfriamento em todo o conjunto de 72 ensaios, as curvas teóricas de temperatura apresentaram constantes de tempo bem próximas às curvas experimentais, sendo observado um desvio máximo de 20% para o processo de aquecimento.

Para concluir a validação experimental do modelo dos conectores é necessário que as indicações de temperatura de estabilização sejam consistentes com as medições. Assim como observado na Figura 6.2, em todo o grupo de testes houve uma aproximação muito forte (desvio máximo de 12%) entre as estimativas do modelo e as medições em regime permanente na presença de vento. Valendo, portanto, analisar a dispersão dos resultados quando em condição de convecção natural.

Assumindo todas as possíveis variações de ensaio aplicadas aos dois tipos de conexão (H e Cunha), o histograma a seguir reúne os resultados obtidos para as temperaturas de estabilização em convecção natural.

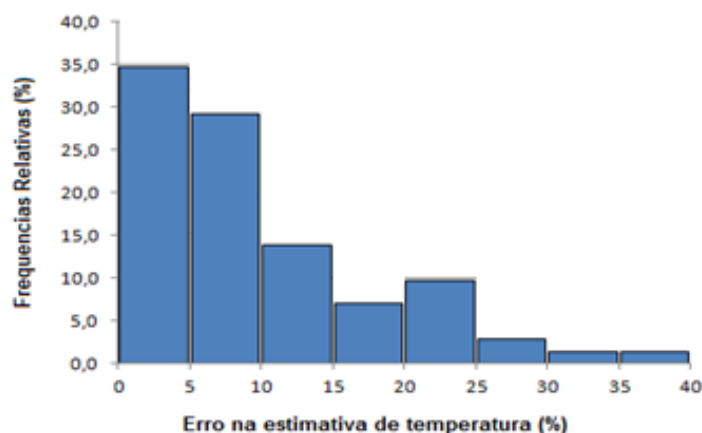


Figura 6.3 – Histograma de todos os resultados da etapa de convecção natural nos testes em túnel de vento.

Nota-se que a maioria dos resultados do modelo apresenta desvios inferiores a 10% quando comparados com os testes. Para a conexão cunha, o desvio médio obtido entre modelo e experimento foi de 6,3% com um desvio padrão de 5,1%. Similarmente para a conexão tipo H, o modelo apresentou um desvio médio na estimativa de temperatura de 15,7% e um desvio padrão de 9,0%. Em termos de temperatura, o modelo descreve melhor o comportamento térmico da conexão cunha. Diante de todas as simplificações feitas, o resultado obtido é satisfatório para os dois casos.

Como já mostrado na comparação com resultados de simulações numéricas de outros trabalhos, o cálculo do coeficiente convectivo médio pode ser bastante impreciso e é uma fonte de incerteza significativa do modelo. Isso se torna um agravante na modelagem da convecção forçada, uma vez que a convecção torna-se o mecanismo mais significativo de dissipação de calor dentro do balanço de energia. As correlações de literatura utilizadas foram desenvolvidas para escoamento em um cilindro, o qual, naturalmente, é diferente da geometria real das conexões. Para determinação do coeficiente convectivo experimental, é feita uma adaptação no modelo, onde a temperatura superficial da conexão deixa de ser calculada e passa a ser variável de entrada.

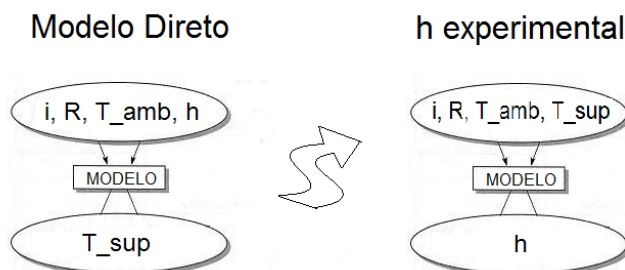


Figura 6.4 – Adaptação do modelo para cálculo do coeficiente convectivo.

Ao introduzir as temperaturas medidas no modelo, a cada instante de tempo é possível determinar as taxas de geração, condução pelos cabos e armazenamento de energia térmica. Consequentemente, pelo balanço de energia fica definido o termo de dissipação e o coeficiente convectivo experimental. A Figura 6.5 mostra como ocorre a variação do coeficiente convectivo no decorrer do ensaio para a conexão H. Variação similar foi verificada para a conexão cunha.

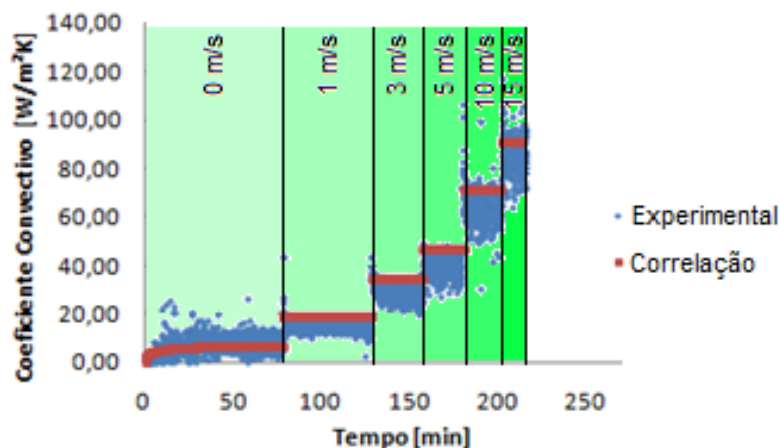


Figura 6.5 – Comparação entre os coeficientes convectivos experimentais e obtidos por correlação ao longo de um ensaio completo em túnel de vento.

Nessa figura, cada patamar representa uma diferente condição de dissipação imposta ao longo do ensaio no túnel de vento: convecção natural e convecção forçada com ventos de 1, 3, 5, 10 e 15 m/s, nessa ordem. A cada estabilização de temperatura, a janela de acesso óptico era aberta para o registro dos termogramas. Esse procedimento introduzia turbulência ao escoamento interno e favorecia a entrada de ar externo (com temperatura diferente) para a seção durante um pequeno intervalo de tempo. Devido a isso, alguns valores discrepantes para o coeficiente convectivo podem ser observados nas transições, mas que não comprometem significativamente o valor médio obtido.

Valores distintos foram encontrados para os dois tipos de conectores estudados. Selecionando os dados obtidos de todas as posições ensaiadas para a conexão tipo cunha, os seguintes coeficientes convectivos experimentais médios foram calculados:

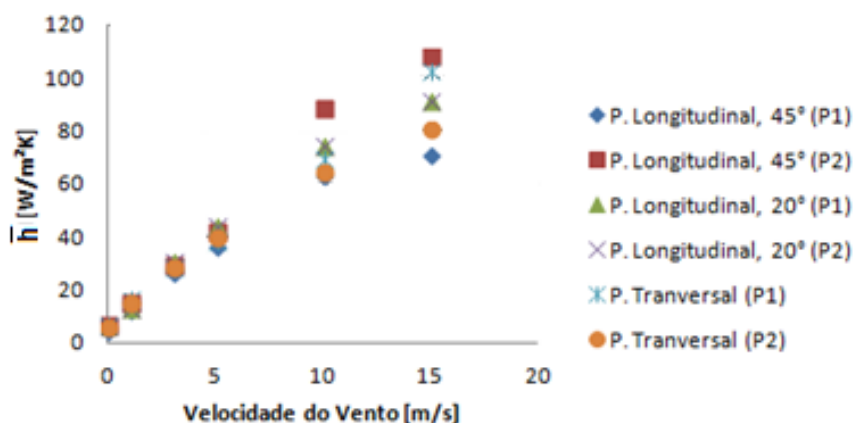


Figura 6.6 – Coeficientes convectivos médios para os diferentes tipos de escoamento na conexão cunha.

As diferentes orientações de fluxo de ar ensaiadas apresentaram (em valor absoluto) variações significativas nos coeficientes convectivos para maiores velocidades do vento. No entanto, os dados registrados apresentaram um desvio padrão percentual aproximadamente constante de 15%, tomando como referência a média dos h_{conv} para cada velocidade. A conexão H por sua vez apresentou diferenças consideráveis entre as configurações longitudinal e transversal, nesta última sendo detectados valores de coeficiente convectivo até 60% menores que no escoamento longitudinal, Figura 6.7.

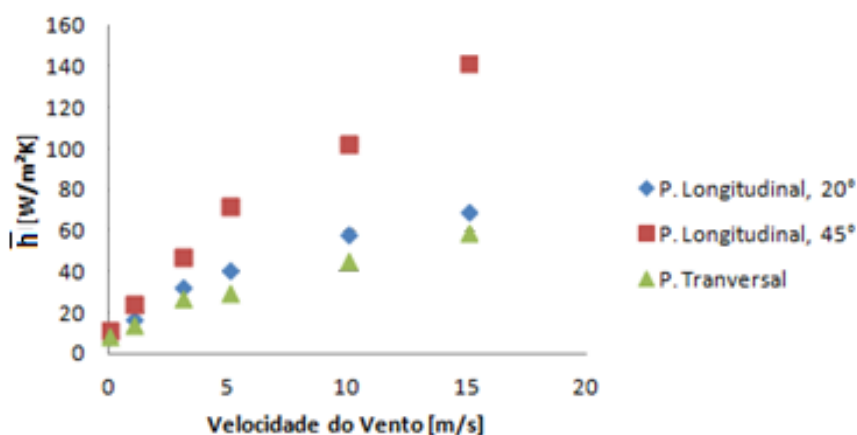


Figura 6.7 – Coeficientes convectivos médios para os diferentes tipos de escoamento na conexão H.

Durante uma inspeção termográfica, não é prático condicionar a análise que será feita sobre o conector à determinação precisa da orientação com que uma rajada de vento incide sobre a superfície. O fato de se tratar de um evento aleatório e, em geral, de curta duração, é motivo complicador o suficiente para evitar tal procedimento. A Tabela 6.2 representa uma comparação entre a média dos coeficientes convectivos experimentais obtidos com as duas conexões (H e Cunha) e os coeficientes convectivos obtidos via correlações encontradas na literatura, utilizadas nesse trabalho.

Tabela 6.2 - Comparação entre a média dos coeficientes convectivos experimentais e de literatura [W/m^2K]

Velocidade [m/s]	Conexão H	Conexão Cunha	Literatura (cilindro horiz.)
0	11,6	6,3	6,2
1	21,6	14,9	19,5
3	40,0	29,2	35,6
5	53,6	40,7	47,6
10	76,9	69,8	71,7
15	99,1	87,8	92,0

Os resultados mostram claramente que a média dos valores experimentais obtidos converge para a indicação da literatura, com um desvio de aproximadamente 10% para os dois tipos de conexões estudados. Isso significa que, em uma situação prática, quando não se conhece a priori o ângulo de incidência do vento sobre a conexão, a correlação de literatura fornece uma estimativa razoável do coeficiente convectivo.

6.1.2 – Cunha encapsulada

Os valores obtidos experimentalmente de temperatura da superfície da conexão e do encapsulamento para diferentes níveis de geração térmica, foram comparados com os valores de temperatura calculados para as mesmas regiões segundo o modelo teórico de balanço de energia (com suas respectivas incertezas associadas). Os dados em regime permanente para ensaio térmico realizado em laboratório para um conector tipo cunha encapsulado com resistência elétrica de $60 \mu\Omega$ estão reunidos na Figura 6.8.

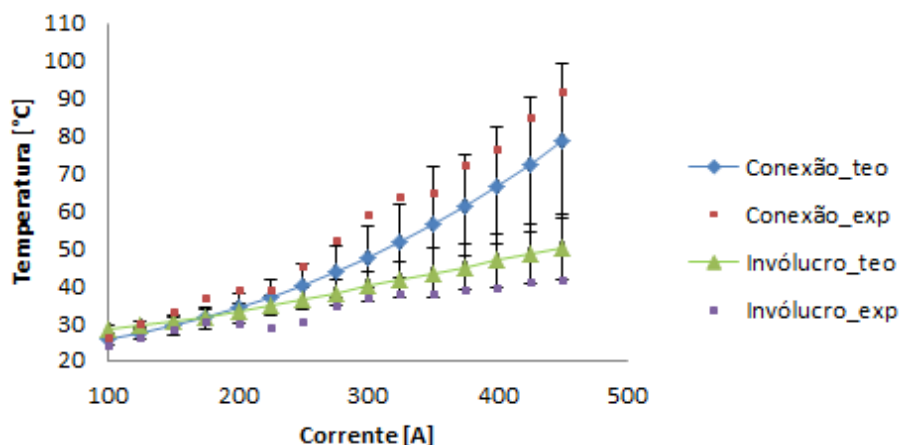


Figura 6.8 – Comparação entre os valores teóricos e experimentais para as temperaturas de estabilização obtidas para a superfície da conexão elétrica e para a superfície do invólucro.

Os resultados da aplicação desse modelo matemático comparados às medições realizadas na bancada de experimentação mostram que o modelo, de forma geral, representa bem o comportamento em regime permanente da amostra dentro da faixa de correntes utilizadas no ensaio. O desvio médio do modelo em relação às medições foi, tanto para a temperatura interna do conector quanto para a temperatura na superfície externa do invólucro, próximo a 15 %. Observa-se também que o valor da diferença de temperatura entre invólucro e conexão aumenta de forma não linear com a corrente elétrica aplicada.

Vale ressaltar que o modelo matemático desenvolvido para os conectores encapsulados parte da premissa de uma condição de simetria do problema que efetivamente só pode ser aplicada se o conjunto estiver na posição vertical. Em uma posição diferente desta, a recirculação de ar por variações de massa específica não gera termos equivalentes de transferência de calor entre o conector e as faces superior e inferior do invólucro. Nesse trabalho, sempre que a resolução do sistema de equações é realizada, é feita primeiramente uma verificação, através do número de *Rayleigh*, acerca da importância relativa do processo de convecção em ambiente confinado comparado à difusão de calor pela camada de ar. Como já mostrado anteriormente, o problema dos conectores encapsulados em especial apresenta números de *Rayleigh* bastante baixos, fazendo com que os efeitos de recirculação de ar sejam mitigados. De maneira geral, recomenda-se sempre realizar uma avaliação desse tipo, caso esse modelo seja utilizado para resolver problemas similares de transferência de calor em ambientes fechados.

Assumindo validados os modelos matemáticos para conectores elétricos com e sem encapsulamento frente aos resultados experimentais, é possível realizar uma avaliação do efeito que a presença do invólucro confere a uma conexão elétrica. A Figura 6.9 indica os valores obtidos, via modelo, das temperaturas estabilizadas em convecção natural na superfície da conexão tipo Cunha, com e sem encapsulamento.

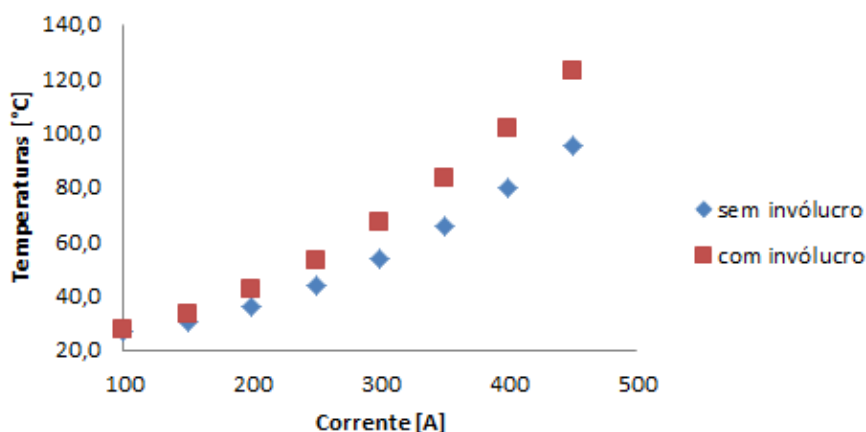


Figura 6.9 – Temperaturas estimadas pelo modelo matemático para uma conexão tipo Cunha, 160 $\mu\Omega$, com e sem invólucro.

As temperaturas de estabilização claramente se distanciam na medida em que a corrente aumenta, sendo a temperatura das conexões com o invólucro, em média, 20% maiores. Ao fazer as simulações com o valor da corrente entre 100 e 250 A, o comparativo entre as temperaturas das conexões com e sem o invólucro apresenta variação inferior a 10°C. Já a diferença entre as temperaturas com o valor de corrente a partir de 450A chega a ser superior a 25°C. Pode-se inferir que o invólucro interfere consideravelmente na transferência de calor da conexão com o meio, o que conseqüentemente acelera o seu processo de degradação. Resultados similares foram obtidos para a convecção forçada durante testes experimentais em túnel de vento com conectores tipo cunha com encapsulamento (FERREIRA, 2012). Como ilustração do efeito, a Figura 6.10 apresenta a variação da temperatura superficial da conexão durante um ensaio:

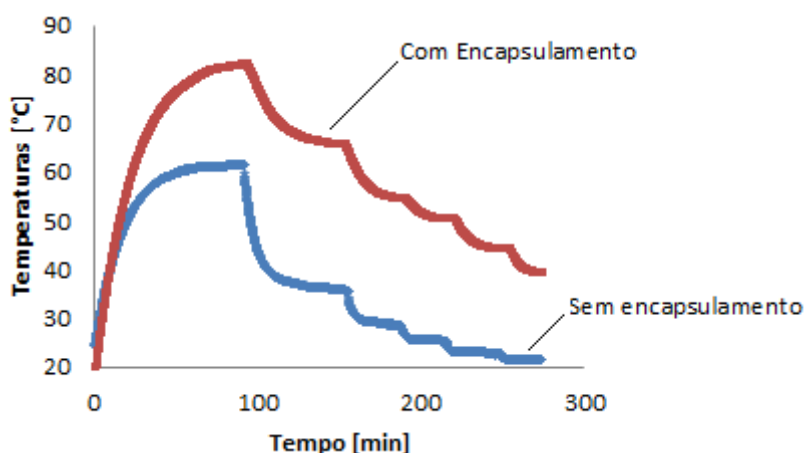


Figura 6.10 – Registro das temperaturas na superfície da conexão cunha. Corrente de ensaio: 350 A, escoamento transversal. (Fonte: FERREIRA, 2012).

Observa-se, nesse trabalho, que a temperatura da conexão com o encapsulamento também se mantém consideravelmente maior que a temperatura da conexão sem o encapsulamento, desde o período de estabilização em convecção natural até a finalização do ensaio. Isto indica que, independente da velocidade do vento no local onde a conexão é instalada, a mesma sofre aquecimento bem superior quando envolvida pela capa protetora.

6.1.3 – Chaves seccionadoras

Para a definição completa da modelagem matemática dos dois tipos de chaves seccionadoras analisadas nesse trabalho, foi necessário primeiramente caracterizar completamente o volume de controle do problema e, em seguida, subdividi-lo nas regiões de interesse: contato principal e articulação. A principal característica da modelagem das chaves seccionadoras por balanço de energia está no fato de que esses componentes não podem ser tratados no modelo como um conjunto único. Os gradientes de temperatura resultantes da geração concentrada de calor em pontos específicos da chave tornariam a abordagem por capacitância global questionável no caso de um volume de controle desse porte.

Nas Figuras 6.11 e 6.12 são mostrados modelos geométricos para as partes vivas (definidas no Capítulo 4) das chaves seccionadoras analisadas nesse trabalho.

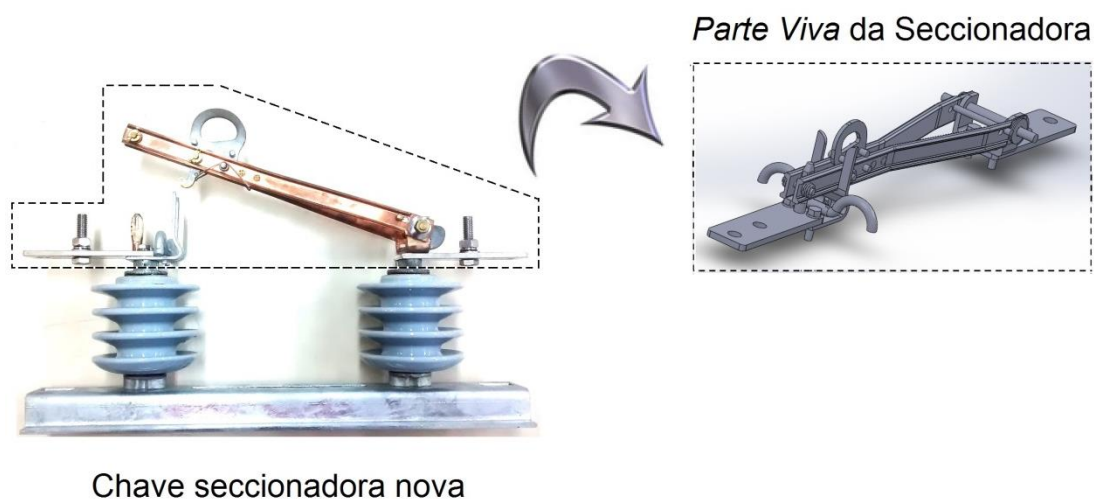


Figura 6.11 – Modelo geométrico da parte viva da chave seccionadora nova.



Figura 6.12 – Modelo geométrico da parte viva da chave seccionadora retirada de linha.

Destes modelos, criados em *Solid Works*[®], foram retiradas as estimativas das áreas superficiais de transferência de calor entre a chave seccionadora e o ambiente, a uma temperatura inferior, com o qual o componente interage. Na Figura 6.13 é apresentado um termograma resultado de um dos ensaios térmicos realizados nas duas chaves seccionadoras. Como mostrado na figura, essas imagens térmicas foram utilizadas para delimitar a extensão dos volumes de controle correspondentes ao contato principal (à esquerda) e da articulação (à direita) de cada uma. Além disso, também são mostradas as regiões por onde existe transferência de calor por condução cruzando as fronteiras dos volumes de controle definidos.

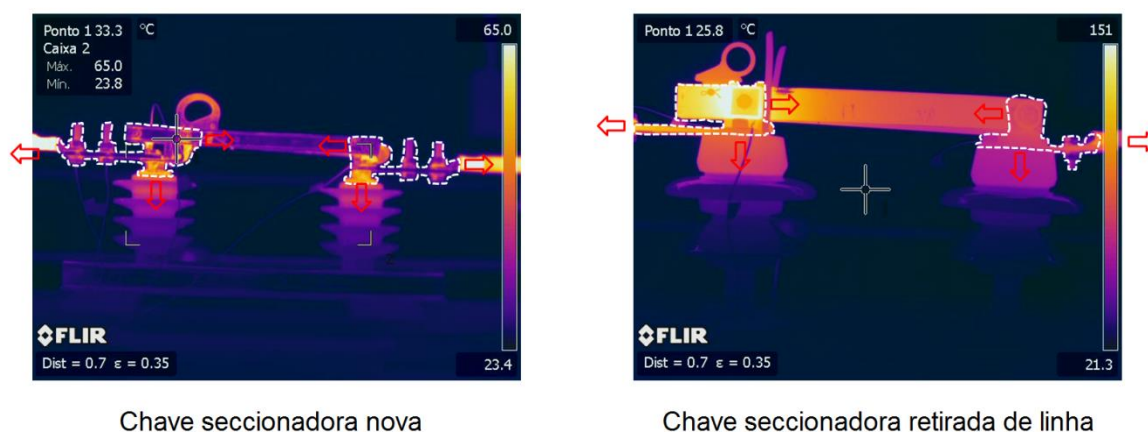


Figura 6.13 – Definição dos volumes de controle para as chaves seccionadoras analisadas.

Em imagens radiográficas de componentes que possuem diversas superfícies de materiais e acabamentos diferentes, como é o caso dos termogramas apresentados, deve-se tomar um cuidado muito grande com a interpretação dos perfis térmicos obtidos. As diferentes emissividades de várias regiões dentro de uma mesma imagem térmica podem levar a uma falsa interpretação das diferenças de temperatura entre pontos.

Isso ocorre mais claramente na imagem térmica da chave seccionadora nova, à esquerda da Figura 6.13. Nesse termograma, o elemento metálico na intersecção entre os contatos e as colunas de isoladores possui uma superfície bastante rugosa e, portanto, de emissividade mais alta que as regiões adjacentes. Esse fato mascara a imagem térmica, fazendo com que a peça aparente estar a uma temperatura mais elevada do que o restante, o que de fato não ocorre.

A Figura 6.14 e a Figura 6.15 apresentam uma comparação entre as temperaturas teóricas apontadas pelo modelo (e suas incertezas) e as medições realizadas na articulação e contato principal, respectivamente, da chave seccionadora nova submetida aos ensaios de corrente em condições de regime permanente e convecção natural.

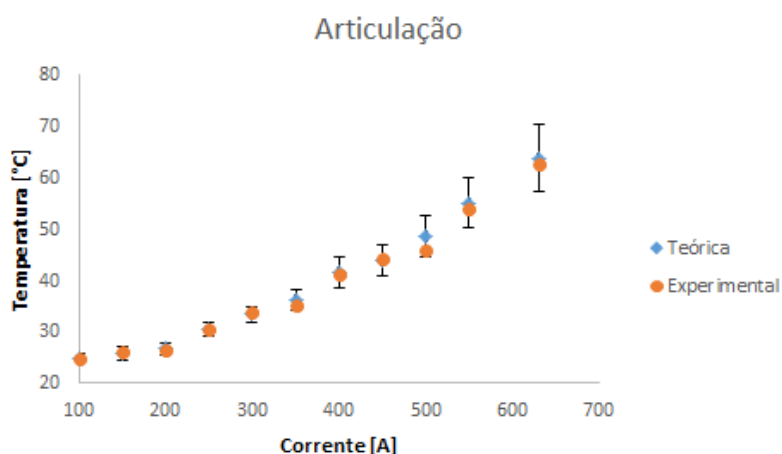


Figura 6.14 – Comparação entre as temperaturas teóricas e experimentais para a região da articulação da chave seccionadora nova.

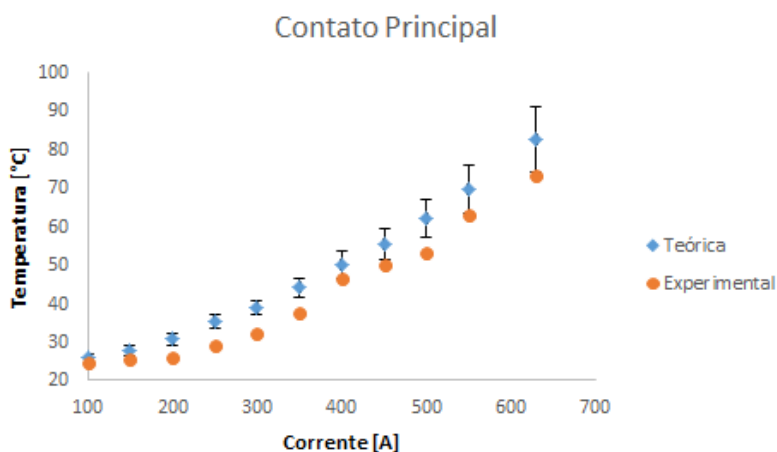


Figura 6.15 – Comparação entre as temperaturas teóricas e experimentais para a região do contato principal da chave seccionadora nova.

Nesses resultados, foram obtidos desvios máximos das estimativas de temperatura superficial pelo modelo de 6% para a articulação e 22% para o contato principal. Similarmente para a chave seccionadora retirada de linha, a Figura 6.16 e a Figura 6.17 apresentam uma comparação entre as temperaturas teóricas (com as incertezas associadas) e experimentais para a articulação e o contato principal, respectivamente.

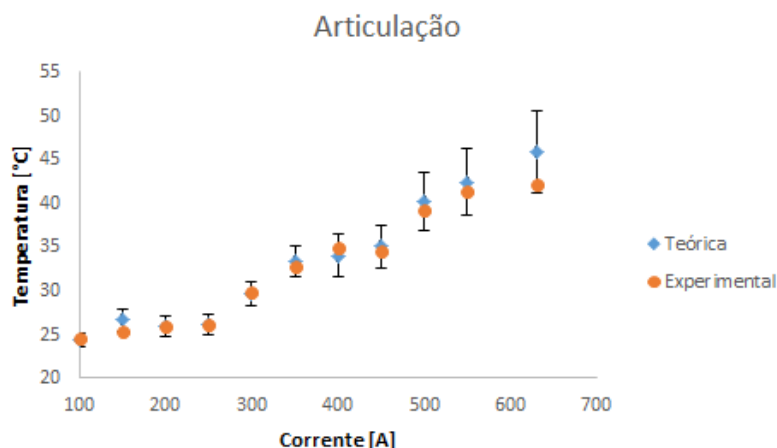


Figura 6.16 – Comparação entre as temperaturas teóricas e experimentais para a região da articulação da chave seccionadora retirada de linha.

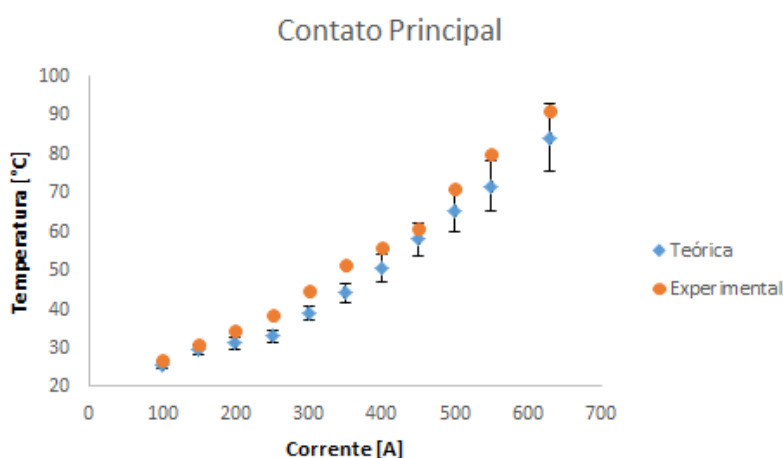


Figura 6.17 – Comparação entre as temperaturas teóricas e experimentais para a região do contato principal da chave seccionadora retirada de linha

Para essa chave, os resultados apontaram um desvio máximo do modelo de 9% para a articulação e 15% para o contato principal, tomando como referência as temperaturas medidas durante experimento em regime permanente. Diante disso, considera-se que o problema da determinação da temperatura desses dois modelos de chave seccionadora está representado satisfatoriamente pelo modelo matemático desenvolvido.

6.2 – Verificação das influências

Até o momento foram utilizados apenas os resultados de ensaios em laboratório e túnel de vento para comparação entre medições e estimativas teóricas dos modelos matemáticos desenvolvidos para os conectores e chaves seccionadoras. No entanto, as situações reais de funcionamento não se resumem a condições controladas de laboratório. Com o intuito de aproximar o modelo das condições típicas de funcionamento dos equipamentos de subestação, nesta seção os resultados dos ensaios para avaliação da condução térmica e com radiação solar foram utilizados para quantificar os efeitos desses dois mecanismos no fenômeno térmico de aquecimento dos componentes em estudo.

6.2.1 – Dissipação por condução

Na Figura 6.18 pode ser observado o comportamento térmico do conector durante as 4,5 h de ensaio e também a variação da temperatura ambiente registrada no respectivo intervalo de tempo. Para os 400 A aplicados, a temperatura em regime permanente da amostra ficou próxima aos 70°C. A tendência de aumento da temperatura do conector com o aumento da temperatura ambiente é verificada. As oscilações observadas podem ser atribuídas à variação da temperatura ambiente ao longo do ensaio e pelo fato da fonte de corrente não fornecer um valor estabilizado durante o todo o período de funcionamento do equipamento.

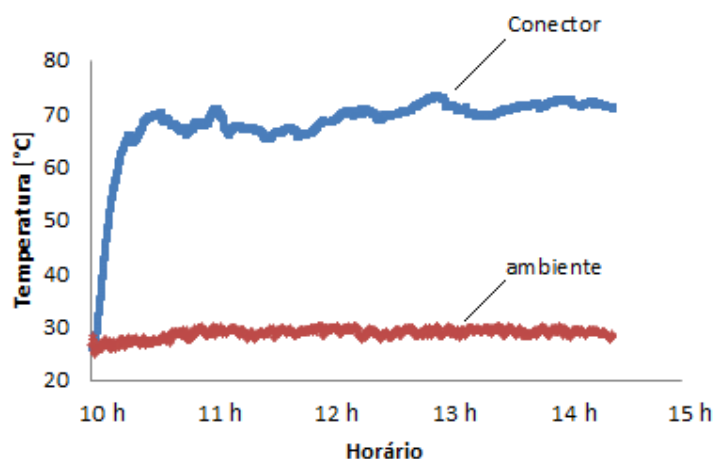


Figura 6.18 – Evolução da temperatura superficial do conector durante o ensaio.

Para análise do efeito aleta nos cabos, foi selecionado o instante de tempo em que o conector apresentou temperatura superficial de 70°C e foi assumido o completo estabelecimento do regime permanente nesse momento. A Figura 6.19 apresenta o perfil de temperaturas registrado experimentalmente em comparação com as curvas teóricas obtidas através das soluções numérica e analítica da equação diferencial associada. Também é apresentada a solução exata para o caso de aletas sem geração de calor (INCROPERA, 2014).

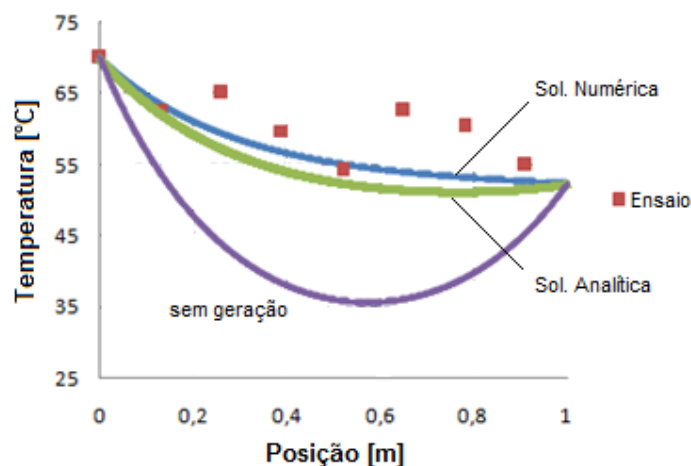


Figura 6.19 – Comparação entre os perfis de temperatura teórico e experimental.

Observa-se pela figura que a solução exata para o caso sem geração de calor claramente se afasta da situação real e, portanto, não se aplica ao problema em questão. Ao comparar as curvas teóricas restantes com os pontos experimentais, salienta-se que a precisão destes dados sofre alterações de canal para canal, uma vez que cada termopar foi individualmente fixado e esse fato inevitavelmente gera desvios na leitura. A menos dessa consideração, os desvios entre modelo e experimento em termos de temperatura foram inferiores a 15%, como mostra a Figura 6.20.

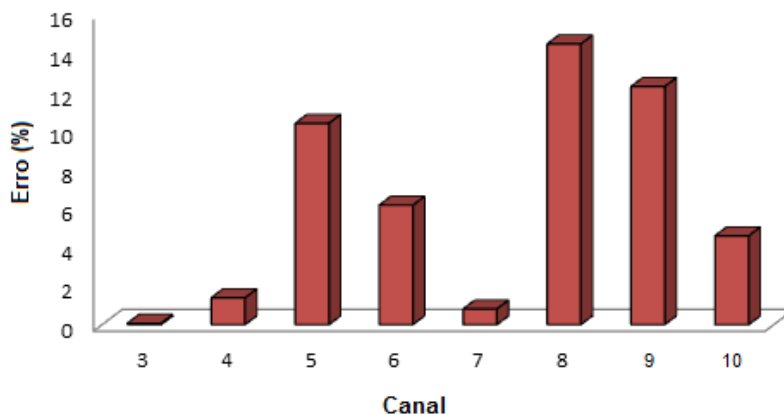


Figura 6.20 – Desvio percentual entre as temperaturas teóricas e experimentais.

Uma estimativa inicial da taxa de transferência de calor pode ser extraída do experimento, tomando como referência os dois primeiros canais de termopar, dispostos a uma distância conhecida, e aplicar a Lei de *Fourier*:

$$\dot{Q}_{cond} = -kA_{sr} \frac{dT}{dx} \cong -kA_{sr} \frac{\Delta T}{\Delta x} \quad (6.1)$$

Logo:

$$\dot{Q}_{cond} = -250 \frac{W}{m K} 198 \times 10^{-6} m^2 \frac{(62,73 - 70,0)^\circ C}{0,13m} \times \frac{1K}{1^\circ C} = 2,77 W \text{ (Experimental)}$$

O conector utilizado estava em bom estado de conservação e com correta aplicação de carga nos parafusos. Considerando que o mesmo apresentava uma resistência típica de junções aparafusadas novas ($100\mu\Omega$), a passagem de 400 A de corrente garantia uma geração de calor no interior da conexão de 16 W. Ressaltando que a geometria do conjunto é composta por dois trechos de cabos simétricos, esses valores calculados indicam que aproximadamente 35% do calor gerado no interior do conector foi dissipado por condução axial para os cabos e o restante dissipado através dos mecanismos de convecção e radiação. Os valores teóricos para as taxas de transferência de calor por condução foram calculados segundo os métodos numérico e analítico, sendo apresentados a seguir:

⇒ **Solução numérica:**

- Lei de *Fourier*: $\dot{Q}_{cond} = 2,69 W$
- Balanço global: $\dot{Q}_{cond} = 2,55 W$
- Método das somas: $\dot{Q}_{cond} = 2,50 W$

⇒ **Solução analítica:**

- Com geração de calor: $\dot{Q}_{cond} = 3,39 W$
- Sem geração de calor: $\dot{Q}_{cond} = 6,60 W$

Diferente da solução analítica, a solução numérica não limita o problema a parâmetros constantes, permitindo variações locais da geração de calor, bem como dos coeficientes convectivos e de radiação. Para a obtenção da solução analítica, tal liberdade foi restringida sendo que foi necessário assumir um valor para o coeficiente total de dissipação (h_T), constante para todo o cabo. Torna-se necessário, portanto avaliar os efeitos da estimativa imprecisa desse parâmetro no modelo e como isso pode interferir no perfil térmico e no cálculo da taxa de transferência de calor por condução na base da aleta. As curvas apresentadas na Figura 6.21 são os perfis térmicos obtidos com a solução analítica simulando estimativas imprecisas do coeficiente total de dissipação (por convecção e radiação), com valores 10%, 20% e 30% abaixo e acima do valor tomado como verdadeiro.

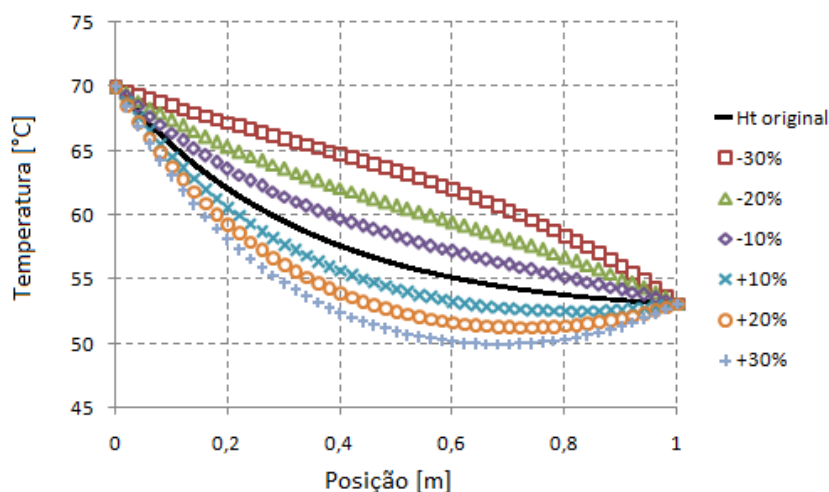


Figura 6.21 – Comparação entre os perfis térmicos na aleta e o desvio percentual no coeficiente h_T .

Nesta simulação, a utilização de valores de h_T menores implica na subestimação da capacidade de dissipação de calor pelos mecanismos de convecção e radiação e, conseqüentemente, um aumento na temperatura média do perfil do cabo. A análise para valores maiores da constante h_T é similar. Comparando os casos extremos, as curvas $h_T + 30\%$ e $h_T - 30\%$ apresentaram desvios máximos de $5,30^\circ C$ e $7,25^\circ C$ respectivamente, mostrando ser mais crítica a situação em que esse coeficiente é subestimado. Essa conclusão também pode ser observada a partir da Tabela 6.3, onde estão reunidas as taxas de transferência de calor calculadas para cada condição simulada.

Tabela 6.3 – Taxas de transferência de calor calculadas.

Coef. De dissipação	\dot{Q}_{cond} [W]	Desvio
$h_T - 30\%$	0,78	-69,9%
$h_T - 20\%$	1,43	-44,8%
$h_T - 10\%$	2,03	-21,6%
h_T	2,59	-
$h_T + 10\%$	3,11	20,1%
$h_T + 20\%$	3,60	39,0%
$h_T + 30\%$	4,06	56,8%

Conforme mencionado no Capítulo 5, o método do fracionamento do domínio físico permite calcular individualmente as taxas de transferência de calor em cada elemento criado e, portanto, observar graficamente como esses valores se apresentam ao longo da aleta como um todo. Para tanto foi definido o parâmetro $\Delta\dot{q}_{cond}$ – a diferença entre a taxa de transferência de calor por condução que entra e que sai de cada elemento e que, pelo balanço de energia (em regime permanente), deve se equilibrar com a geração e dissipação. A Figura 6.22 ilustra a resposta desse modelo, simulando as condições de ensaio submetidas à amostra durante o experimento.

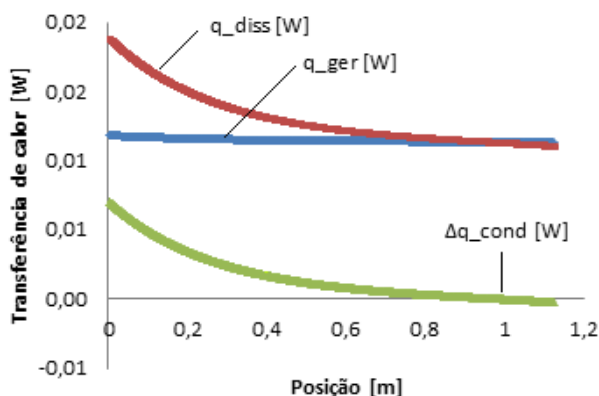


Figura 6.22 – Representação das taxas de transferência de calor atuantes em cada elemento gerado ao longo do comprimento da aleta discretizada. ($\Delta x = 0,001$ m).

A magnitude dos valores representados nessa figura naturalmente depende do tamanho definido para os elementos, mas as tendências observadas se repetem para outras escolhas de Δx . Essa figura mostra que a suposição de geração de calor uniforme ao longo da aleta é uma suposição razoável, mesmo que a geração seja ligeiramente maior nas proximidades do conector. A dissipação combinada dos mecanismos de convecção e radiação decai monotonicamente ao longo da aleta até se igualar ao valor da geração, já que a partir desse ponto são desprezíveis os efeitos de condução axial e, em consequência disso, a curva da taxa Δq_{cond} tende a zero.

Por fim, uma curva desse tipo também pode fornecer uma informação interessante a respeito de um comprimento crítico, a partir do qual a temperatura do cabo passa a não sofrer interferência devido a proximidade de um conector sobreaquecido. No caso específico dessa análise, esse comprimento é de aproximadamente 80 cm. Um dado desse tipo pode ser útil na emissão de diagnóstico de cabos, garantindo que a temperatura medida não está sendo mascarada por nenhum efeito de proximidade.

6.2.2 – Carregamento solar

A última condição imposta para a validação dos resultados do modelo da Capacitância Global foi a exposição do conector à radiação solar. Como descrito no Capítulo 5, a radiação total foi medida normalmente com o piranômetro modelo *Eppley 8.48 Black and White* e a radiação difusa estimada a partir da medição da radiação total sob uma área sombreada, corrigindo o valor assim obtido através da Equação (4.35).

Com os dados geométricos do anel de sombreamento empregado e inserindo outros parâmetros geográficos nessa equação (latitude 19°52'27.74"S e longitude 43°58' 2.19"O), foi obtido um fator de correção $F_d = 1,056$. Esse valor para o fator de correção apresenta coerência com valores típicos encontrados na literatura, os quais variam na faixa de 1,05 a 1,20 (DUFFIE, 2013). Os valores de radiação incidente sobre o conector durante o experimento são mostrados na Figura 6.23.

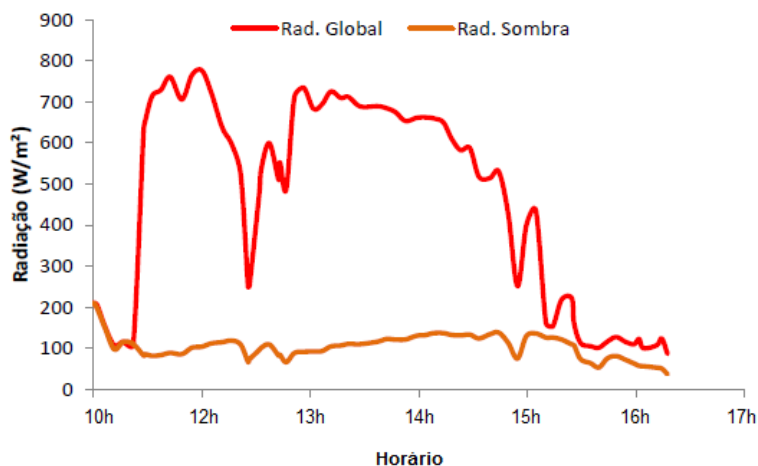


Figura 6.23 – Radiação global medida e radiação difusa estimada no experimento.

Na parte inicial do experimento, o conector não estava submetido diretamente à radiação solar, fazendo com que a radiação global e a radiação difusa estimada fossem praticamente iguais, como pode ser observado pela sobreposição inicial das curvas na Figura 6.23. No modelo, foi assumido que metade da área superficial do conector estava exposta à radiação global e a outra parte à radiação difusa. Para esta condição, o termo de fluxo de calor foi calculado pela Equação (4.36) utilizando para a constante de absorvidade solar um valor típico para o alumínio, obtido através da Tabela 6.4.

Tabela 6.4 – Coeficientes de absorção solar para o alumínio

Superfície	α_s
Alumínio brilhante	0,30 – 0,50
Alumínio fosco	0,40 – 0,65
Alumínio polido	0,10 – 0,40

Fonte: SCHIFFER, 2001.

Nas subestações de energia, entre os conectores novos ou oxidados (de superfície polida ou fosca, respectivamente), observa-se pela Tabela 6.4 que os valores para os coeficientes de absorção solar podem apresentar uma variação significativa dentro de uma faixa de 0,10 a 0,65. O conector aparafusado utilizado no ensaio térmico apresentava superfície levemente oxidada, motivo pelo qual foi adotado um valor $\alpha_s = 0,5$ para esse componente. A comparação entre os resultados teóricos e experimentais obtidos em regime transiente é apresentada na Figura 6.24.

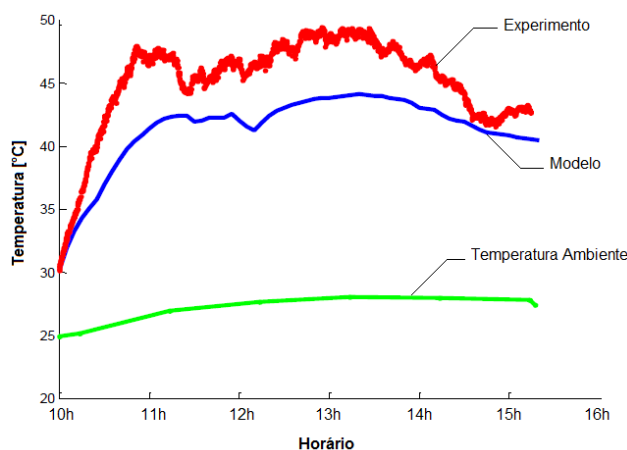


Figura 6.24 – Comparação entre temperaturas teóricas e experimentais para o teste com radiação solar.

Para esta situação, o desvio máximo obtido é da ordem de 15%, embora, na maior parte do tempo, este desvio permaneça na faixa de 8 a 10%. Observa-se que a radiação solar altera de forma considerável o perfil do processo de aquecimento do conector, uma vez que, para a corrente utilizada (200 A), o calor introduzido pela radiação solar no conector é relevante no balanço de energia. Isso ocorre porque o conector aparafusado ensaiado apresentava uma resistência elétrica de, aproximadamente, $100 \mu\Omega$, o que, juntamente com a corrente de 200 A aplicada, representa uma geração de calor por Efeito *Joule* da ordem de 4W. Em momentos de maior carregamento solar durante o ensaio, computadas a área superficial do conector e o coeficiente de absorção, a taxa de calor recebido por radiação solar chegou a ultrapassar o valor da geração por Efeito *Joule*, alcançando a marca de 4,75 W.

Embora a taxa de ganho solar seja significativa no balanço de energia e até supere a geração de calor em determinado momento, sua atuação é geralmente por um curto intervalo de tempo dentro do processo transiente. Esse é um fato importante na análise e que diminui o efeito do carregamento solar sobre a temperatura apresentada pelo conector. Como prova disso, a temperatura em regime permanente calculada para a condição sem carregamento solar para esse conector a uma corrente de 200 A é de 40,8 °C, um valor apenas 7,3% abaixo da temperatura máxima obtida na simulação transiente com carregamento solar.

6.3 – Aplicação do modelo

Em termos práticos, existe uma série de vantagens em tomar como verdadeira uma condição de regime permanente para o componente que está sendo analisado durante uma inspeção termográfica. A principal dessas vantagens é a garantia de que uma única medição de temperatura seria suficiente para análise do processo físico, caso essa hipótese fosse válida. No entanto, o regime é, na maior parte do tempo, transiente. Analisar de forma rigorosa a resposta térmica de componentes elétricos ao longo do tempo em um ambiente de subestação demanda o monitoramento contínuo de vários parâmetros que interferem no balanço de energia e, por diversos motivos impeditivos, isso não faz parte da rotina dentro dos sistemas existentes.

O carregamento de corrente elétrica submetido aos componentes é dependente da demanda dos centros consumidores alimentados pela subestação, sendo que essa necessidade varia substancialmente durante o dia. Por outro lado, rajadas de vento podem acontecer a qualquer momento e alterar o estado térmico dos componentes com maior ou menor intensidade. Portanto, para que o modelo sirva como ferramenta útil de manutenção é necessário quantificar o erro ao admitir o estado estável e negligenciar o regime transiente.

6.3.1 – Carregamento de corrente variável

O banco histórico do sistema supervisorio da CEMIG, subestação Adelaide, contém o registro das correntes em vários trechos da referida subestação, tomados a cada 15 minutos ao longo de todo o dia. A Figura 6.25 representa a filtragem das medições de corrente em um trecho específico das 17:30h até 00:00h de um dia típico; valores intermediários aos 15 minutos são aproximados por interpolação linear.

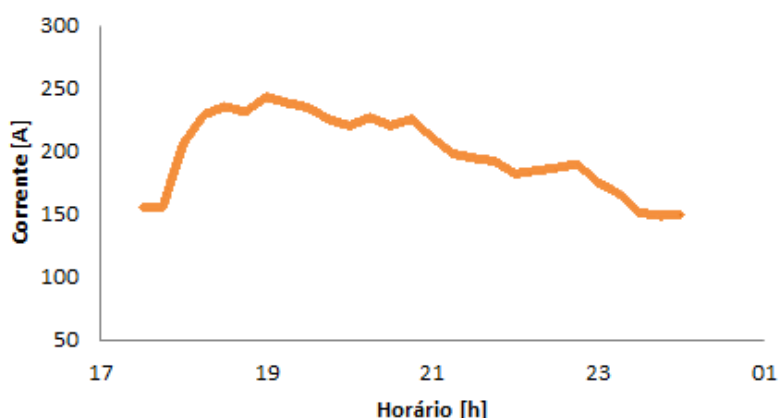


Figura 6.25 – Variação da corrente no horário de maior demanda.

O intervalo mostrado foi escolhido para cobrir o horário de pico, momento no qual a demanda energética do sistema elétrico é maior. Em geral, as inspeções termográficas nas subestações são realizadas entre às 18h e às 19h.

Através do modelo matemático é possível simular a resposta térmica que um conector apresenta ao ser submetido à carga de corrente descrita pela Figura 6.25. Para essa simulação, supõe-se que a carga está sendo aplicada a um conector aparafusado, com resistência elétrica de $50\mu\Omega$, na ausência de vento. Os resultados obtidos estão apresentados na Figura 6.26:

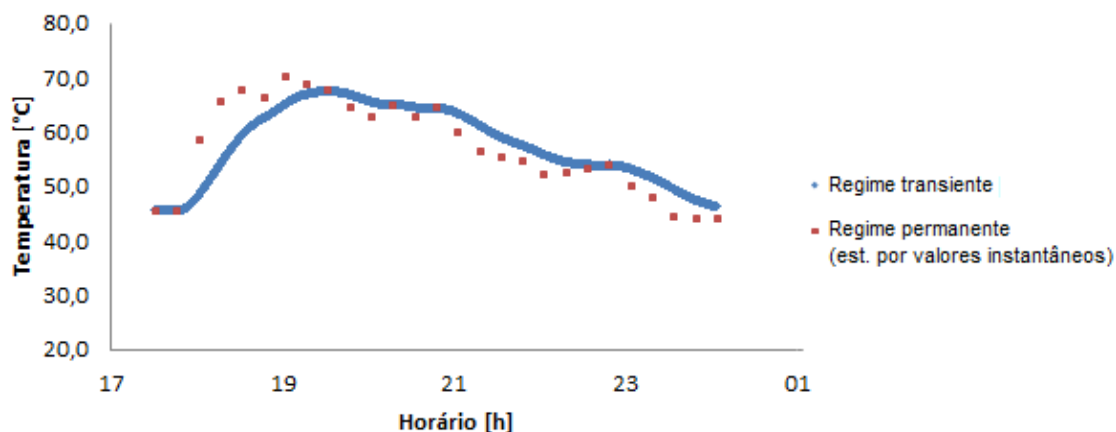


Figura 6.26 – Resposta do conector à variação de corrente simulada.

A linha contínua representa a temperatura superficial do conector em função do tempo. Dependendo do momento da inspeção, o valor obtido dessa curva será a temperatura medida pelo operador. Comparando com o padrão de corrente aplicada nessa simulação, é possível identificar nessa figura uma curva mais suave, o que representa a inércia térmica do conector. Ainda nessa figura, para cada intervalo de 15 minutos foram realizadas estimativas via regime permanente, assumindo o valor de corrente do instante de tempo correspondente. Os pontos destacados são os resultados obtidos para temperatura sob essa hipótese. O desvio médio obtido é de aproximadamente 6% e o máximo de 22%.

Observa-se também que os maiores desvios encontrados por admitir o regime permanente ocorrem entre às 17:30h e às 18:30h, momento em que a inclinação da curva de corrente é mais acentuada: aproximadamente 115 Ampères/hora. Para taxas de aumento ou decréscimo de corrente na linha dessa ordem, não é recomendável realizar esse procedimento de análise por regime permanente.

6.3.2 – Simulação de ventos

Os desvios encontrados e toda a análise feita na seção anterior foram exclusivos para condições de convecção natural. Algo ainda mais realista seria a simulação da aplicação de um carregamento de vento juntamente com a flutuação da corrente elétrica anteriormente utilizada. Essa situação mais geral é apresentada na Figura 6.27, onde um conector tipo aparafusado trabalhando em condições típicas de subestação é eventualmente submetido a rajadas de vento em sua direção, incorrendo em uma redução momentânea de sua temperatura superficial.

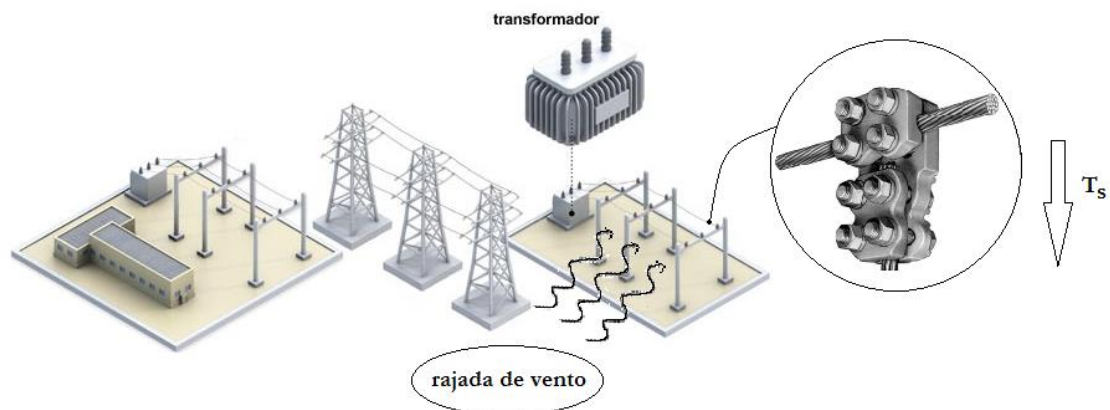


Figura 6.27 – Ilustração do problema do carregamento variável e convecção forçada combinados.

A fim de se verificar as influências da convecção forçada no processo transiente de resfriamento do conector, foram simuladas diversas combinações de rajadas de vento, com intensidades e durações variadas mostradas na Tabela 6.5.

Tabela 6.5 – Carregamento de vento aplicado

Horário	Descrição do carregamento	Intensidade	Duração
19h	Rajada constante	2m/s	3min
20h	Rajada constante	0,5m/s	20min
21h	Variando de 0 ao valor máximo e retornando ao 0	2m/s	3min
22h	Rajadas constantes de 2min com intervalos de 5min	1m/s	60 min
23h	Rajadas aleatórias	-	-

A combinação dos efeitos de flutuação de corrente e de carregamento de vento sob o conector aparafusado resultaram na curva de temperaturas descrita pela Figura 6.28.

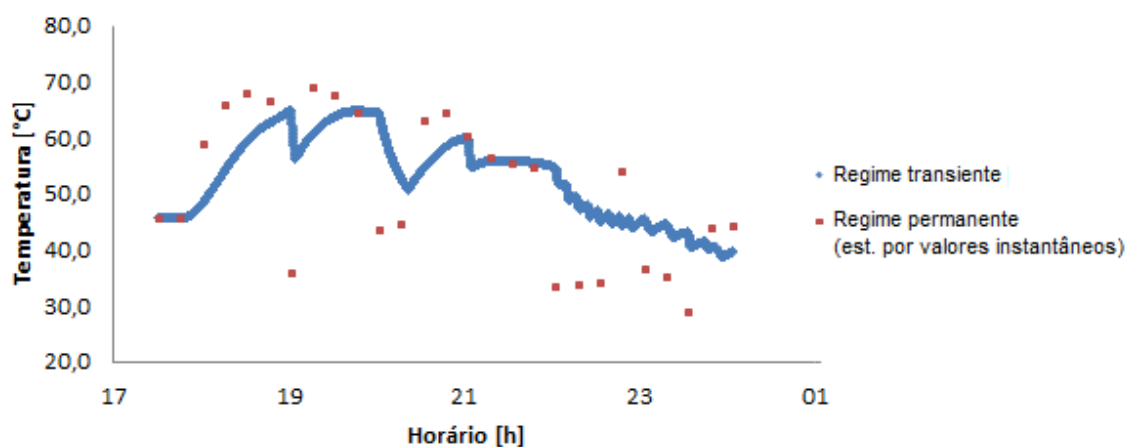


Figura 6.28 – Resposta do conector ao carregamento combinado.

Novamente os pontos em destaque são estimativas do regime permanente, assumindo o valor de corrente e velocidade do vento do instante de tempo correspondente. Nota-se que desta vez, comparado aos resultados obtidos anteriormente para a convecção natural, o erro em aproximar pelo regime permanente é muito mais significativo. Utilizando o mesmo perfil obtido na Figura 6.28, porém reajustando as estimativas por regime permanente para condição de convecção natural, obtém-se como resultado a Figura 6.29.

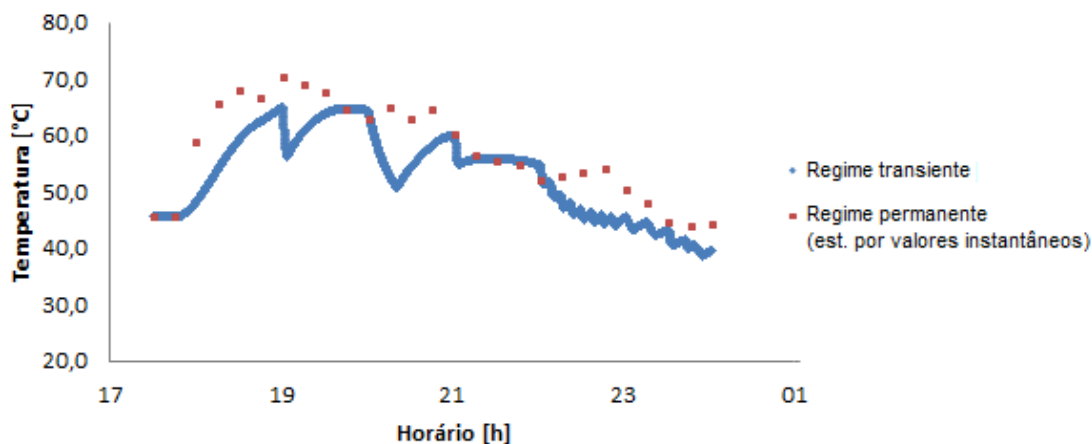


Figura 6.29 – Alteração da estimativa do regime permanente sem efeitos de vento.

A comparação entre as Figuras 6.28 e 6.29 sinaliza que uma estimativa razoável de temperatura pode ser obtida ao modelar o problema em regime permanente e em convecção natural, mesmo quando existe vento. Isso decorre do fato de que um transiente muito longo seria necessário para alcançar o regime permanente em convecção forçada e, em geral, as cargas de vento têm duração muito curta. As aproximações da Figura 6.28 apresentam um desvio médio de 16,0% com desvio padrão de 12,6%; enquanto na Figura 6.29, um desvio médio de 9,5% com desvio padrão de 7,6%, sendo portanto menores. Por fim, observa-se que os maiores desvios obtidos na aproximação por regime permanente do problema (com a presença de convecção forçada) foram verificados durante a ocorrência de rajadas de vento muito intensas, de longa duração ou intermitentes.

6.3.3 – Sobrenível na dissipação

Uma situação em particular merece destaque na análise da resposta transiente dos componentes elétricos. Conforme mencionado ainda no Capítulo 2, a maioria das subestações de energia no país é do tipo desabrigada, o que significa que os ativos em operação ficam sujeitos às variações das condições climáticas da localidade. Quando ocorre uma chuva, os mantenedores do sistema se questionam sobre o tempo necessário ao fim do evento para que volte a ser possível a realização de uma nova inspeção termográfica, mantendo um nível de confiabilidade na medição e no diagnóstico. O modelo matemático foi utilizado nessa seção para elucidar essa questão.

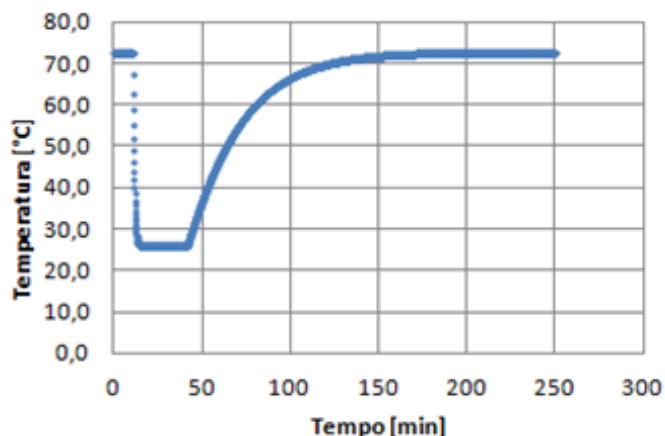


Figura 6.30 – Simulação do efeito de chuva sobre um conector tipo H, 50 $\mu\Omega$ de resistência e 300 A.

Para essa simulação de chuva, a partir de uma condição inicial de regime permanente, foi considerado um súbito aumento da capacidade de dissipação de calor por tempo suficiente para que a temperatura superficial do conector chegasse à temperatura ambiente. Em seguida, retornando às condições iniciais de convecção natural. Considerando exclusivamente essa variação nas condições de serviço, a Figura 6.30 mostra que é necessário um período de aproximadamente 100 *min* para que o regime permanente seja reestabelecido após o término da chuva.

Isso ocorre porque a recuperação da temperatura inicial do processo segue um comportamento exponencial controlado por uma constante de tempo térmica (τ) do problema. A avaliação dessa constante é feita através da Equação (6.2):

$$\tau = \frac{(\rho V)c_p}{hA_{sup}} \quad (6.2)$$

Sendo a conexão elétrica constituída de alumínio, com massa de 0,15 *kg* e área superficial de 0,0096 *m*², a Tabela 6.6 apresenta os primeiros múltiplos da constante de tempo do problema, com seus respectivos intervalos de tempo correspondentes e a porcentagem do processo transiente desenvolvida em cada caso.

Tabela 6.6 – Evolução do processo transiente

Constante	Tempo correspondente	Conclusão do processo transiente
τ	33,5 <i>min</i>	63,2 %
2τ	67 <i>min</i>	81,6 %
3τ	100,5 <i>min</i>	87,7 %
4τ	134 <i>min</i>	90,8 %

Os valores apresentados na Tabela 6.6, são coerentes com a informação visual da Figura 6.30 e indicam que aproximadamente 90 % do processo transiente de recuperação da temperatura inicial já está concluído dentro do intervalo de 100 min. Outro detalhe importante ao analisar a Equação (6.2) é que o valor da constante de tempo térmica para o aquecimento do conector seria aproximadamente o mesmo se, ao invés de simular uma chuva, fosse simulada apenas uma rajada de vento.

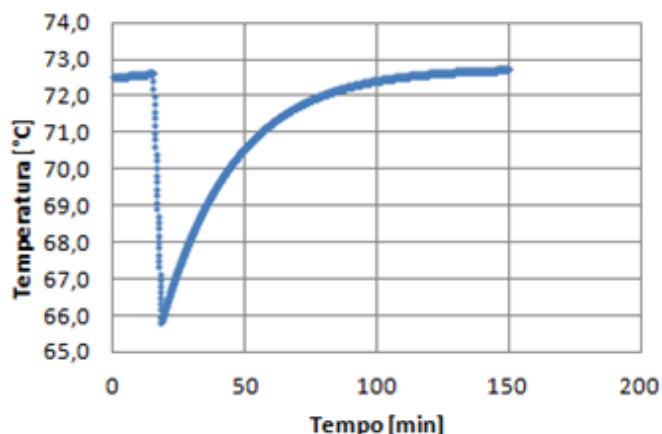


Figura 6.31 – Efeito de uma rajada de vento constante de 1m/s durante 3 minutos.

Novamente considerando apenas as variações causadas por esse carregamento de vento, o tempo necessário para reestabelecer o regime permanente não se alterou substancialmente, mostrando que esse intervalo de tempo não depende da perturbação aplicada (nessas condições). No entanto, o que deve ser observado é que a queda de temperatura na Figura 6.31 foi de apenas 6,5°C, e qualquer medição de temperatura após essa rajada de vento não afetaria significativamente o diagnóstico. Como conclusão do problema das chuvas em subestações desabrigadas, pelo modelo recomenda-se que as inspeções termográficas sejam realizadas pelo menos uma hora e meia após o término da chuva.

6.4 – O critério por diferenças de temperatura

De posse do modelo matemático, é possível avaliar os motivos pelos quais a detecção de diferenças de temperatura entre componentes similares não pode ser admitida como critério de diagnóstico. Sejam dois conectores do mesmo tipo, adjacentes em uma linha energizada. Apenas por simplificação das expressões, os efeitos de carregamento solar e condução para os cabos serão suprimidos. Supondo que ambos conectores estejam sujeitos a condições idênticas de corrente aplicada e dissipação, em regime permanente as seguintes relações podem ser obtidas:

$$R_1 i^2 - hA_{sup}[T_{s1} - T_{\infty}] = 0 \quad (6.3)$$

$$R_2 i^2 - hA_{sup}[T_{s2} - T_{\infty}] = 0 \quad (6.4)$$

Subtraindo a Equação (6.4) da Equação (6.3):

$$(R_1 - R_2)i^2 - hA_{sup}[T_{s1} - T_{s2}] = 0 \quad (6.5)$$

Que resulta em:

$$\Delta T = \Delta R \left(\frac{i^2}{hA_{sup}} \right) \quad (6.6)$$

Vale lembrar que as resistências elétricas que aparecem nas Equações (6.3) a (6.6) são maiores que o valor referenciado na temperatura ambiente (R_0) devido ao processo de aquecimento do conector. De qualquer forma, a última relação obtida já fornece um resultado imediato: caso os conectores apresentem desgaste equivalente, ΔR tende a zero e a diferença de temperatura entre os mesmos não aparece na inspeção.

A Equação (6.6) indica que aumentos de corrente ou nas condições de dissipação tendem a aumentar ou diminuir, respectivamente, a diferença de temperatura entre os componentes em regime permanente. Conclusões a esse respeito devem ser baseadas na resposta do modelo e não pela simples utilização da equação apresentada, uma vez que qualquer alteração nos parâmetros implica também em variação no valor de ΔR . Para verificar esse efeito, será definida uma condição padrão e duas situações: uma com corrente maior e outra com coeficiente convectivo maior em relação à condição padrão, sendo mantidos os demais parâmetros. Para isso, tem-se:

Condição Padrão: resistências e corrente fixadas, convecção natural, $T_\infty = 23^\circ C$.

$$\begin{cases} R_{0,1} = 50\mu\Omega \\ R_{0,2} = 75\mu\Omega \end{cases} ; i = 200A \quad \xrightarrow{\text{modelo}} \quad \begin{cases} T_{s1} = 53,5^\circ C \\ T_{s2} = 67,3^\circ C \end{cases}$$

Logo, $\Delta T = 13,8^\circ C$

Aumento de corrente:

$$\begin{cases} R_{0,1} = 50\mu\Omega \\ R_{0,2} = 75\mu\Omega \end{cases} ; i' = 300A \quad \xrightarrow{\text{modelo}} \quad \begin{cases} T_{s1} = 87,3^\circ C \\ T_{s2} = 116,4^\circ C \end{cases}$$

Logo, $\Delta T = 29,1^\circ C$

Aumento na dissipação:

$$\begin{cases} R_{0,1} = 50\mu\Omega \\ R_{0,2} = 75\mu\Omega \end{cases} ; v' = 0,5m/s \quad \xrightarrow{\text{modelo}} \quad \begin{cases} T_{s1} = 37,4^\circ C \\ T_{s2} = 45,5^\circ C \end{cases}$$

Logo, $\Delta T = 8,1^\circ C$

Como pode ser visto, a diferença de temperatura entre o mesmo par de conexões pode variar significativamente dependendo das condições de geração e dissipação de energia térmica presentes.

Até então os resultados obtidos se referem ao regime permanente. Além disso, pode ser mostrado que a diferença de temperatura entre as conexões varia também ao longo do tempo quando o sistema é perturbado. Partindo da condição padrão já estabilizada, foi simulada no modelo a segunda situação na qual ocorre um sobrenível (degrau) de corrente, aumentando para 300A o valor aplicado. A Tabela 6.7 mostra como ocorre a evolução da diferença de temperatura entre as conexões em função do tempo.

Tabela 6.7 – Temperaturas obtidas em regime transiente.

Tempo [min]	Ts1 [°C]	Ts2 [°C]	ΔT [°C]
0	53,5	67,3	13,8
1	54,8	69,2	14,4
5	59,3	76,1	16,8
15	68,4	89,6	21,2
30	77,2	102,4	25,2
60	85,0	113,2	28,2
90	86,9	116,3	29,4

Ao longo desta discussão, foi verificado que o valor da diferença de temperatura entre um determinado par de conexões com resistência inicial fixada pode variar significativamente. Resumidamente, foram apresentadas três situações nas quais a diferença de temperatura é inconclusiva como critério de falha:

- ⇒ Conectores em estágio de degradação equivalente
- ⇒ Variações nas condições de geração e/ou dissipação térmica
- ⇒ Resposta transiente dos conectores

Para as conexões de $50\mu\Omega$ e $75\mu\Omega$ analisadas nessa seção, a diferença de temperatura apresentada variou dentro da faixa de $8,1^{\circ}C$ a $29,4^{\circ}C$, uma faixa de variação muito grande para um procedimento seguro de tomada de decisão. Na ocorrência de vento durante o processo de medição de temperatura, um procedimento bastante comum é a aplicação de fatores de correção para compensar os efeitos de resfriamento do componente. Uma referência muito utilizada na indústria elétrica é a Tabela 6.8 (KAPLAN, 2007):

Tabela 6.8 – Compensação dos efeitos de vento

Velocidade do Vento (m/s)	Fator de Correção
1 (ou menos)	1,00
2	1,36
3	1,64
4	1,86
5	2,06
6	2,23
7	2,40
8	2,50
9 (ou mais)	medição não recomendada

Para fins de comparação, avaliou-se pelo modelo a variação da diferença de temperatura entre duas conexões (com resistências e corrente fixadas anteriormente) em função do vento. Tomando como referência o ΔT na ausência de vento, fatores de correção foram calculados para compensar a diminuição desse parâmetro. Nessa simulação foram aplicados ventos com velocidades constantes correspondentes aos valores da Tabela 6.8 e com diferentes durações. Os fatores de correção obtidos, bem como os valores correspondentes indicados pela literatura estão reunidos na Tabela 6.9.

Tabela 6.9 – Comparação entre os fatores de correção

Velocidade [m/s]	Tabela KAPPLAN	Duração		
		30s	3min	5min
1	1,00	1,02	1,14	1,24
2	1,36	1,04	1,26	1,46
3	1,64	1,06	1,37	1,66
4	1,86	1,07	1,47	1,87
5	2,06	1,08	1,57	2,07
6	2,23	1,09	1,68	2,28
7	2,40	1,10	1,78	2,50
8	2,50	1,12	1,88	2,72

Os resultados mostram que os fatores de correção não dependem apenas do valor da velocidade do vento como também do tempo de duração. Evidentemente outros fatores também podem ter influência, mas esse exemplo é suficiente para mostrar que o uso de fatores de correção para compensar a presença de vento durante uma inspeção térmica não é adequado.

6.5 – Diagnóstico

O presente trabalho não se propõe a realizar uma análise conjunta de diversas amostras de ativos para determinação de risco técnico. O que é feito nessa seção é a aplicação das duas metodologias distintas apresentadas no item 5.1.3 para um conector elétrico e uma chave seccionadora. A análise transiente que foi feita tem como premissa um banco de dados muito mais extenso do que o utilizado na seção 6.3, dessa vez contendo registros de valores de corrente ao longo de um ano inteiro de operação. A Figura 6.32 apresenta o teste de convergência feito para verificação da estabilidade da solução.

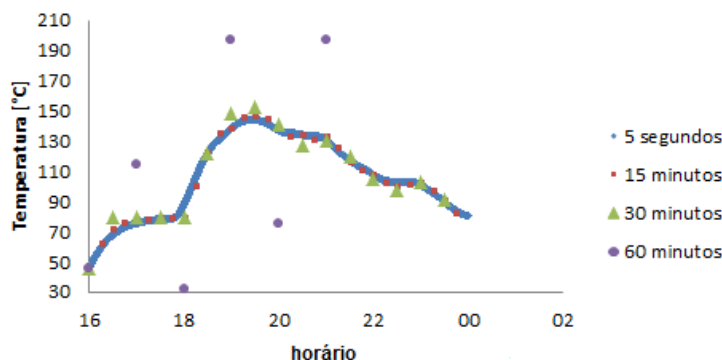


Figura 6.32 – Teste de convergência do modelo na simulação de corrente variável e condições de convecção natural.

Na análise feita na seção 6.3, a qual foi limitada a algumas horas do dia, ainda optou-se pela utilização do valor de $\Delta t = 5s$. Para o estudo do processo transiente ao longo do ano, esse valor foi redefinido e concluiu-se, através da Figura 6.32, que a extensão para $\Delta t = 15min$ não representa problema nos casos onde a convecção forçada está ausente.

Novamente foi utilizado o banco histórico do sistema supervisorio da CEMIG, subestação Adelaide, o qual contém o registro das correntes a cada 15 minutos ininterruptamente até que seja feita alguma intervenção no equipamento responsável pela aquisição. A Figura 6.33 mostra o comportamento geral da corrente elétrica ao longo do período de um mês, onde fica evidente a grande amplitude do carregamento cíclico submetido diariamente aos componentes de subestação.

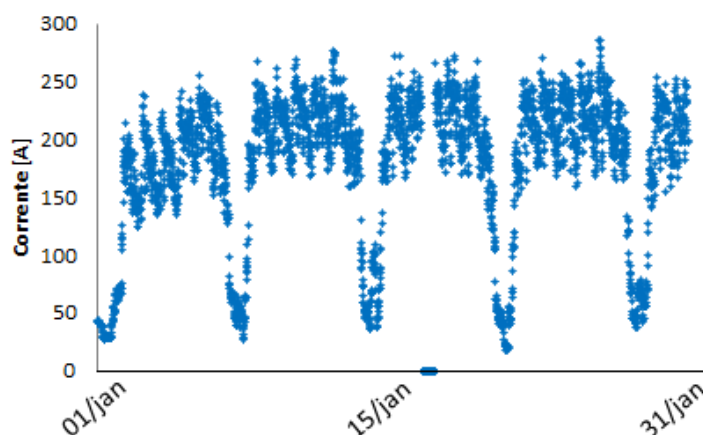


Figura 6.33 – Carregamento de corrente referente ao mês de janeiro de 2012 em um trecho selecionado da subestação Adelaide.

6.5.1 – Conectores elétricos

Ao introduzir a temperatura superficial medida no modelo, é possível estimar a resistência elétrica que o conector teoricamente deve apresentar, compatível ao balanço de energia. Sabe-se que a incerteza do resultado de medições indiretas, como é o presente caso, é determinada através da combinação de todas as incertezas das variáveis de entrada do modelo teórico. Retomando o balanço de energia, a resistência elétrica pode ser escrita como função dos demais parâmetros:

$$R = f(T_s, i, \varepsilon, h_{conv}, T_\infty, A_{sup}, \dots) \quad (6.7)$$

Admitindo que as medições das variáveis de entrada do modelo são não correlacionadas, o método geral de estimativa de incertezas combinadas é dado pela simplificação da Equação (4.60), resultando em:

$$u_c^2(R) = \left(\frac{\partial f}{\partial T_s} u(T_s) \right)^2 + \left(\frac{\partial f}{\partial i} u(i) \right)^2 + \left(\frac{\partial f}{\partial \varepsilon} u(\varepsilon) \right)^2 + \dots \quad (6.8)$$

Uma breve descrição sobre como foram estimadas as incertezas de cada parâmetro utilizado no cálculo da incerteza da estimativa de resistência elétrica são apresentadas no Apêndice E. Um exemplo de obtenção da resistência elétrica a partir de dados de uma imagem termográfica será apresentado na análise em chaves seccionadoras um pouco mais adiante no texto.

A rigor, a incerteza obtida para a resistência elétrica nessa análise para os conectores, define um pior cenário e um melhor cenário para serem abordados na continuidade dos cálculos. No entanto, ao simular um ano de funcionamento desse componente, a diferença entre estes dois cenários pouco interfere no posterior escalonamento das temperaturas e aplicação do Modelo de *Harvey*. Como última consideração, o valor assumido para a taxa de degradação (aumento de resistência) da conexão foi devidamente ajustado para ser atualizado a cada passo de 15 *min* nos cálculos.

Aplicando o carregamento anual de corrente sobre um conector em bom estado, com resistência elétrica inicial de 50 $\mu\Omega$, e o Modelo de *Harvey* sobre o conjunto de dados de temperatura obtidos, a Tabela 6.10 reúne os resultados encontrados em termos de resistência mecânica remanescente no condutor.

Tabela 6.10 – Resistência remanescente do condutor após 1 ano

Intervalo [°C]	Tempo correspondente [h]	Resistência Remanescente
[20,25]	0,0	100 %
[25,30]	462,3	100 %
[30,35]	653,5	100 %
[35,40]	367,3	100 %
[40,45]	217,0	100 %
[45,50]	250,8	100 %
[50,55]	657,0	100 %
[55,60]	1130,3	100 %
[60,65]	1159,8	100 %
[65,70]	1239,3	100 %
[70,75]	1061,5	100 %
[75,80]	760,8	100 %
[80,85]	448,8	100 %
[85,90]	224,5	100 %
[90,95]	85,3	100 %
[95,100]	19,0	99,33 %
[100,105]	4,3	98,87 %

De onde se conclui que existe uma diminuição de resistência mecânica muito pequena associada ao funcionamento da conexão elétrica durante um ano sob condições de carregamento variável. A continuação dessa mesma simulação avaliada nos quatro anos subsequentes mostra que a resistência mecânica remanescente assume decaimentos gradativamente mais severos para os valores de 93,71 %, 82,59 %, 66,57 % e 47,45 %.

Esses resultados em termos de resistência mecânica remanescente (*RS*) podem ser associados a intervalos de risco de falha do componente. Diniz (2013) define faixas representativas das diferentes fases da vida do condutor como apresentado na Tabela 6.11:

Tabela 6.11 – Classificação das grandezas em faixas

Condição	Descrição	Faixa
Normal	Valores da grandeza próximos a parâmetros de novo.	$60\% \leq RS \leq 100\%$
Alterada	Grandeza apresenta piora leve, envelhecimento normal. Acompanhar evolução conforme rotina.	$20\% \leq RS < 60\%$
Degradada	Grandeza indica que existe defeito ou o equipamento/componente aproxima-se do fim de vida útil. Programar intervenção.	$10\% \leq RS < 20\%$
Crítica	Grandeza indica que existe defeito grave, que em curto tempo evoluirá para falha. Realizar correção urgente.	$RS < 10\%$

Fonte: DINIZ, 2013.

De acordo com essa classificação, o resultado da simulação realizada para o conector de $50 \mu\Omega$ ao final de 5 anos de serviço apresentará o comportamento apresentado na Figura 6.34.

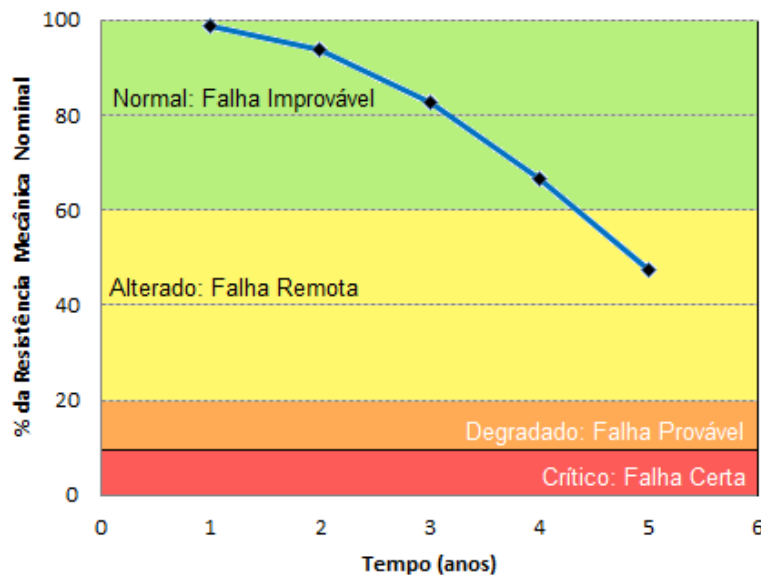


Figura 6.34 – Diagnóstico final do modelo matemático após uma medição termográfica.

Naturalmente, essa é uma estimativa de comportamento do componente apontada pelo modelo a partir da informação de temperatura fornecida pela inspeção termográfica, sendo um indicativo da severidade da condição do ativo e da urgência de uma eventual intervenção. Com o passar do tempo e com a realização de outras inspeções termográficas, essa estimativa é recalculada com as novas informações atualizadas.

6.5.2 – Chaves seccionadoras

A Figura 6.35 apresenta um trecho de relatório de inspeção em subestações para uma anomalia identificada em chave seccionadora. Como mostrado em destaque, é prática comum o ajuste de emissividade, por parte do termografista, em um valor $\epsilon = 0,75$.

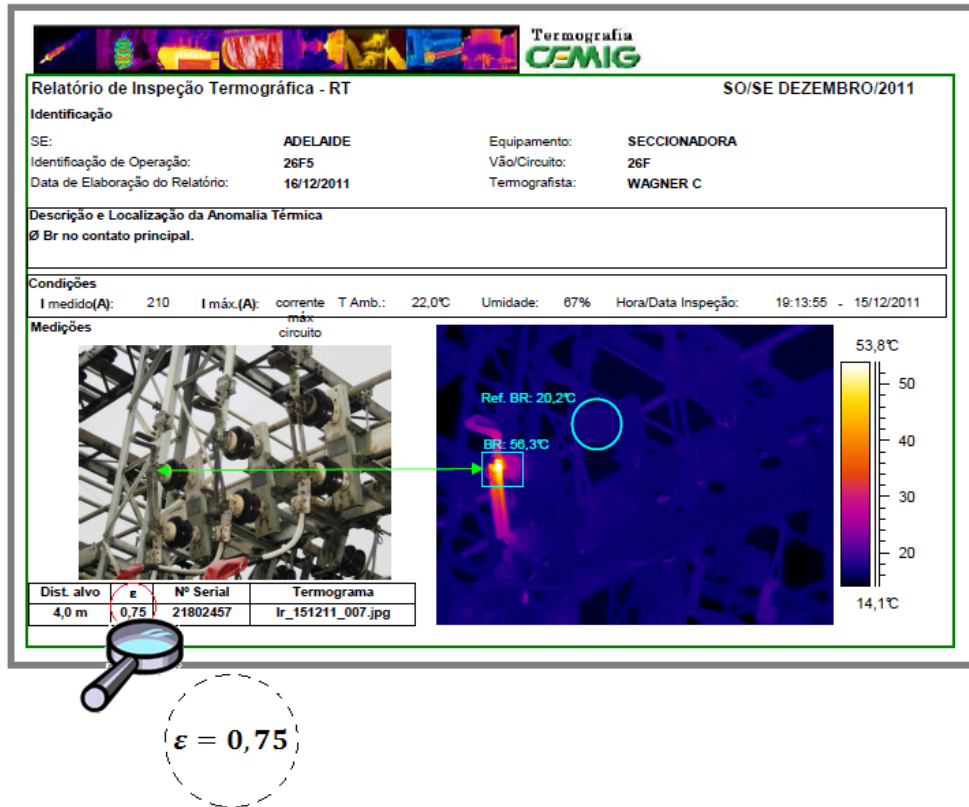


Figura 6.35 – Relatório de inspeção termográfica na subestação Adelaide – Jan/2012. (Fonte: CEMIG)

Esse procedimento de utilização de um valor padrão, no entanto, dificulta a análise quantitativa do problema por mascarar o valor verdadeiro da temperatura do componente em estudo. O valor real da emissividade na superfície dos contatos das chaves seccionadoras pode variar muito em função do grau de oxidação experimentado pelo ativo. Como não há informação suficiente para estimar esse parâmetro dentro do relatório apresentado, a metodologia de diagnóstico para as chaves seccionadoras será aplicada sob a amostra retirada de linha que foi ensaiada em laboratório.



Figura 6.36 – Imagem radiográfica utilizada para diagnóstico da seccionadora.

Para essa seccionadora, a emissividade foi estimada pelo método comparativo, onde uma superfície de referência ($\varepsilon = 0,95$) é colocada sobre a região a qual se quer determinar a emissividade. O procedimento consiste em avaliar a temperatura sobre a superfície de emissividade conhecida e, posteriormente, utilizar o valor de temperatura encontrado para estimar a emissividade da região a ser caracterizada.

De posse dos parâmetros de entrada do modelo de medição do termovisor e das incertezas associadas a cada um, o software IMT indicou através da simulação de Monte Carlo, uma incerteza expandida de 4,89 % para a temperatura no ponto destacado no termograma da Figura 6.36. Esse valor, junto com as incertezas assumidas para os outros parâmetros do balanço de energia (vide Apêndice E) resultaram na seguinte estimativa para a resistência elétrica no contato principal:

$$R = 98,3 \pm 17,7 \quad [\mu\Omega] \quad (6.9)$$

O que, pela teoria do contato elétrico apresentada no Capítulo 4, remete a uma estimativa da camada de óxido formada na superfície do contato:

$$s = 57,6 \pm 11,6 \quad [\text{Å}] \quad (6.10)$$

O pior e melhor cenários definidos pelos limites superior e inferior (respectivamente) da estimativa da espessura do filme de óxido foram investigados. Na análise transiente proposta, foi aplicado à chave seccionadora o mesmo carregamento variável de corrente utilizado anteriormente, correspondente a 1 ano de operação. A Tabela 6.12 é o resultado de simulações sucessivas do carregamento anual, mostrando a evolução da camada de óxido ao longo de vários anos de operação da chave seccionadora.

Tabela 6.12 – Evolução da camada de óxido no contato principal da chave

Ano	Melhor cenário	Pior cenário
—	46,0	69,2
1	46,9	69,8
2	47,7	70,4
3	48,5	71,0
4	49,3	71,7
5	50,1	72,3
6	50,9	72,9
7	51,7	73,5
8	52,4	74,1
9	53,2	74,7
10	53,9	75,4

Valores em angstroms. ($1 \text{ Å} = 10^{-10}m$)

De onde se vê que a evolução do filme de óxido é muito lenta. Em um período de 10 anos de operação, foram verificados aumentos de 17,2% e 9,0% nos valores obtidos para o melhor cenário e o pior cenário, respectivamente. O crescimento inferior para o pior cenário se explica pelo fato de que a formação de camadas mais espessas inibe o processo, diminuindo a velocidade da oxidação.

Adicionando um caráter bem mais conservador à análise, foi avaliado o tempo que a chave seccionadora suporta ao ser submetida a um carregamento de corrente constante de valor igual à corrente nominal (630 A), dentro do critério de espessura máxima admissível para o filme de óxido formado. Os resultados obtidos ao simular essa condição extrema de funcionamento são apresentados na Figura 6.37.

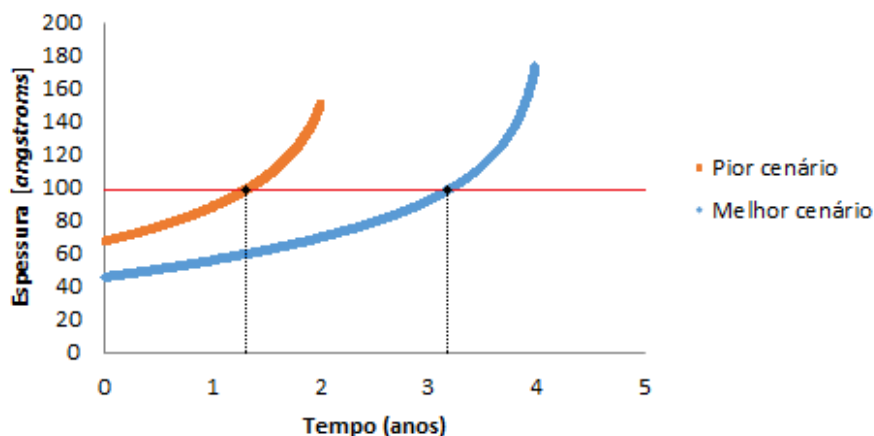


Figura 6.37 – Evolução do filme de óxido no contato principal da chave seccionadora em resposta ao carregamento na corrente nominal.

Para essa condição, o pior e melhor cenários apresentam comportamentos bem distintos, sendo necessário um período de aproximadamente 16 meses para o nível crítico ser alcançado no pior cenário e um tempo de 3,2 anos no segundo caso.

Assim como elucidado para o diagnóstico dos conectores elétricos, essa metodologia de diagnóstico para as chaves seccionadoras deve ser encarada como uma estimativa do comportamento do ativo e uma previsão do tempo até o estabelecimento de uma condição crítica, tendo em vista exclusivamente o modo de falha específico analisado. Salienta-se também que a coleta de dados realizada de forma correta é fundamental para a utilização eficiente de qualquer modelo matemático. Com a realização de novas inspeções termográficas, o modelo pode ser realimentado com os novos valores medidos, atualizando o parecer técnico para diagnóstico do componente.

Capítulo 7

CONCLUSÕES

Neste trabalho foram elaborados modelos matemáticos para avaliação do processo térmico de aquecimento ou resfriamento de conectores elétricos, neste grupo incluindo os encapsulados, e chaves seccionadoras. Ensaios térmicos realizados em diversas condições típicas de funcionamento desses componentes elétricos geraram uma considerável base de dados para comparação com as estimativas teóricas e verificação da representatividade do modelo frente ao problema real. Além disso, nesse trabalho foram avaliadas condições críticas de funcionamento e também foram apresentadas duas metodologias distintas de determinação da condição de conectores elétricos e chaves seccionadoras a partir de dados de temperatura e de outros parâmetros atuantes no momento da medição.

A validação experimental dos modelos foi realizada a partir de situações mais simples de funcionamento em condições totalmente controladas de laboratório, introduzindo em outros experimentos, fatores gradativamente mais complexos e verificando o comportamento geral dos modelos frente a novas condições simuladas.

Quando a análise incluiu condições de convecção forçada através de ensaios em túnel de vento, foi possível realizar uma comparação entre os valores de coeficiente convectivo experimental e as estimativas obtidas por correlações de literatura. O maior problema da modelagem da convecção por aproximação de valores médios reside no fato de que as correlações disponíveis são aplicáveis a geometrias muito básicas, sendo verificada uma dispersão média de 18% na comparação entre os valores obtidos no experimento e os estimados por expressões de literatura.

Ainda sobre a convecção, a direção de incidência dos ventos pode alterar significativamente a dissipação de calor dos conectores elétricos. Experimentalmente, foi verificado que dispersões da ordem de até 60% nos valores de h_{conv} podem ocorrer em função da posição da conexão em relação ao vento incidente. Apesar da grande dispersão, foi mostrado que a média dos resultados experimentais para variadas direções de escoamento ensaiadas convergiu para os valores apontados pelas correlações de literatura.

Para o conector cunha com encapsulamento, foi verificado que a diferença de temperatura entre a superfície da conexão confinada e a superfície externa do invólucro aumenta de forma não linear com a corrente imposta sobre o conjunto. Além disso, o modelo matemático mostra que existe um aumento da ordem de 20% na temperatura da conexão encapsulada em comparação com a mesma conexão trocando calor livremente com o ambiente externo.

Na modelagem das chaves seccionadoras, foi apresentada uma alternativa de análise separada das regiões do contato principal e da articulação. Tal estratégia foi necessária uma vez que os gradientes de temperatura resultantes da geração concentrada de calor em pontos específicos da chave tornariam a abordagem por capacitância global pouco confiável. Adotando tal critério de análise, foram obtidos, em termos de temperatura em regime permanente, desvios máximos de 22% para a chave seccionadora nova e 15% para a chave seccionadora retirada de linha.

Os efeitos da perda de calor por condução térmica foram também avaliados. Os resultados experimentais mostram que a taxa de transferência de calor por condução é, em geral, significativa. A comparação entre as abordagens numérica e analítica de solução da equação diferencial associada ao perfil de temperaturas mostra que a primeira maneira é mais indicada, uma vez que sua formulação admite variações locais das propriedades físicas e, por outro lado, a solução analítica por coeficientes constantes depende fortemente da precisão na determinação dos valores médios desses parâmetros. Dentre outras vantagens, a solução numérica permite o cálculo de um comprimento de referência, a partir do qual os valores de temperatura medidos não são influenciados pela proximidade de um ponto de anomalia térmica. Uma informação útil, por exemplo, no diagnóstico de cabos condutores, por garantir uma medição de temperatura livre da influência de conexões sobreaquecidas e, portanto, auxiliando para um processo coerente de tomada de decisão.

Outro fator avaliado foi o efeito da radiação solar sobre a temperatura atingida pela superfície de um conector aparafusado. Mesmo com as dificuldades experimentais inerentes à estimativa da radiação difusa através da medição de radiação global sob anel de sombreamento, a faixa de variação prevista para o fator de correção tem influência desprezível no modelo matemático. Os resultados mostraram que dependendo da intensidade da radiação solar, a parcela absorvida pelo conector pode assumir um valor significativo no balanço de energia. Entretanto, devido ao caráter transiente do processo, a amostra não fica sujeita exclusivamente aos carregamentos de alta intensidade. Esse é um fato importante na análise e que diminui o efeito do carregamento solar sobre a temperatura apresentada pelo conector. Nesse estudo, a temperatura em regime permanente calculada para a condição sem carregamento solar foi um valor apenas 7,3% abaixo da temperatura máxima obtida na simulação transiente com carregamento solar.

Extrair informações confiáveis para diagnóstico dos conectores e chaves seccionadoras a partir de apenas uma medição de temperatura significa, do ponto de vista conceitual

do problema, analisar por regime permanente um fenômeno de natureza essencialmente transiente. O que requer certos cuidados. Nesse trabalho, a análise transiente do processo, feita por simulação com valores de corrente elétrica variável e rajadas de vento, indica que as aproximações de temperatura por regime permanente calculadas a partir dos valores instantâneos das variáveis pode, em geral, ser realizada. As maiores restrições são nos momentos de elevada taxa de aumento de corrente no sistema ou rajadas de vento muito intensas. Durante a ocorrência de chuvas, recomenda-se que as inspeções termográficas sejam canceladas, devendo ser aguardado cerca de 90 min após o término da chuva para reinício do procedimento.

A partir de um exemplo simples de cálculo, foram mostradas diferentes situações onde o critério por diferenças de temperatura entre componentes similares falha na determinação da condição do ativo em pior estado. A utilização de constantes de correção tabeladas para compensação de efeitos de vento durante as medições de temperatura são igualmente não recomendadas.

A utilização conjunta do modelo matemático para os conectores elétricos e do Modelo de *Harvey* permitiu a estimativa da perda de resistência mecânica do condutor associado à conexão. Nessa simulação, a aplicação sucessiva do histórico de correntes em um conector elétrico de $50 \mu\Omega$, com uma taxa de deterioração assumida, resultou em perdas de resistência mecânica inferiores a 1,5% para o primeiro ano de operação. No entanto, uma considerável piora foi verificada nos anos subsequentes.

Para o caso das chaves seccionadoras, a aplicação do carregamento de correntes de longa duração foi utilizada para estimar um valor inicial e, posteriormente, avaliar o crescimento da camada de óxido formada nos contatos. O crescimento discreto revelado pelo modelo, para valores normais de corrente, é um indicativo de que esse não é o modo de falha mais importante que conduz à degradação das chaves seccionadoras. Como alternativa conservadora para o diagnóstico, foi avaliado o tempo necessário para que a camada de óxido chegasse ao valor crítico de 100 \AA sob condições bem mais severas de operação, correspondendo à corrente nominal de 630 A.

Como continuidade desse trabalho, sugere-se que os modelos matemáticos desenvolvidos sejam exaustivamente confrontados com dados de campo, verificando assim a necessidade de ajustes frente às mais variadas condições reais de operação. A possibilidade de extensão dos modelos para outros tipos de componentes elétricos de subestação é também uma sequência natural do estudo aqui desenvolvido.

Em conjunto com a análise de risco técnico apresentada, podem ser incorporadas análises do ponto de vista econômico/financeiro, avaliando as probabilidades de ocorrência de cada falha e dos prejuízos inerentes. Agregando maior robustez ao modelo, também podem ser incluídas análises de outros modos de falha em conectores e chaves seccionadoras, a exemplo do processo de afrouxamento das junções.

Referências Bibliográficas

ABNT – ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 15424, Ensaios Não Destrutivos – Termografia – Terminologia.** Rio de Janeiro, 2004.

ABNT – ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 15572, Ensaios Não Destrutivos – Termografia – Guia para Inspeção de Equipamentos Elétricos e Mecânicos.** Rio de Janeiro, 2006.

ABNT – ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **Organismo de Normalização Setorial de Ensaios Não Destrutivos, Comissão de Estudo de Termografia.** Rio de Janeiro, 2006.

ABRADEE – ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE DISTRIBUIDORES DE ENERGIA ELÉTRICA. **Redes de Energia Elétrica.** Disponível em: <<http://www.abradee.com.br/setor-eletrico/redes-de-energia-eletrica>>. Acesso em: 21 dez.2014.

AES ELETROPAULO. **Conceitos de Energia Elétrica.** Disponível em: <<https://www.aeseletropaulo.com.br/educacao-legislacao-seguranca/informacoes/conteudo/conceitos-de-energia-eletrica>>. Acesso em: 21 dez.2014.

ÁLVARES, R.C. **Diagnóstico de Falhas em Para-raios Utilizando Termografia.** Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) – UFMG, Belo Horizonte, 2008.

AMONI, P.H.D. **Termografia Quantitativa como Ferramenta de Gestão de Ativos Aplicada à Chave Seccionadora.** Monografia (Bacharelado em Engenharia Mecânica) – UFMG, Belo Horizonte, 2014.

ANDRADE, B.C.A.; AGUILAR, M.T.P.; QUERINO, T.F.; ANDRADE, R.M. Aplicação da Termografia na Avaliação do Estado de Degradação de Condutores do Sistema Elétrico de Potência. **Anais do III CIMMEC – Congresso Internacional de Metrologia Mecânica.** Gramado, 2014.

ANEEL – AGÊNCIA NACIONAL DE ENERGIA ELÉTRICA. **Relatório de Informações Gerenciais.** Brasília, 2014.

ARAÚJO, R.A.; BARBOSA, L.C.; SINISCALCHI, R.T. Os Impactos da Aplicação da Termografia na Operação do Sistema Elétrico de Furnas e as Ações Adotadas para Buscar a Máxima Operacionalidade, Produtividade e Confiabilidade do Sistema. **Anais do X EDAO – Encontro para Debates de Assuntos de Operação.** São Paulo, 2008.

- BARBOSA, P.G. **Avaliação da Difusividade Térmica de Blocos Cerâmicos e de Concreto Utilizando Termografia Infravermelha: Uma Contribuição para o Design do Conforto**. Dissertação (Mestrado em Design) – UEMG, Belo Horizonte, 2014.
- BEJAN, A.; ZERBINI, E.J.G.J.; SIMÕES, R.S.E. **Transferência de Calor**. Ed. Edgard Blücher Ltda. São Paulo, 1996.
- BELLORIO, M.B. **Revisão sobre Critérios de Fadiga para Cabos Condutores de Energia e Uso de Metodologia para Estimativa de sua Vida Remanescente**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – UnB, Brasília, 2009.
- BINGHAM, A.; LAMBERT, F.; MONASHKIN, M.; DeLUCA, C.; SHAW, T. An Accelerated Performance Test of Electrical Connectors. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v.3, n.2, p. 762-768. 1988.
- BRAUNOVIC, M.; KONCHITS, V.V.; MYSHKIN, N.K. **Electrical Contacts: Fundamentals, Applications and Technology**. CRC Press, 2006.
- BRITTO, T.M. **Metodologia da Manutenção Centrada em Confiabilidade Aplicada a Para-raios de Alta Tensão**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) – UFSC, Florianópolis, 2006.
- CALADO, F.A.R. **Sistema de Visão Multiespectral para uma Plataforma Robótica de Inspeção Termográfica em Subestação de Energia**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) – UFMG, Belo Horizonte, 2013.
- CEMIG – COMPANHIA ENERGÉTICA DE MINAS GERAIS. **Execução e Controle de Inspeções Termográficas IM-OM-SE-00500**. Belo Horizonte, 2007.
- CEMIG – COMPANHIA ENERGÉTICA DE MINAS GERAIS. **Instrução de Execução e Critérios para Inspeção Termográfica em Subestações e Linhas de Transmissão Utilizando o Termovisor**. Belo Horizonte, 2010.
- CEMIG – COMPANHIA ENERGÉTICA DE MINAS GERAIS. **Termografia Aplicada ao Sistema Elétrico de Potência**. Gerência dos Centros de Formação e Aperfeiçoamento Profissional. Sete Lagoas, 2011.
- CEMIG – COMPANHIA ENERGÉTICA DE MINAS GERAIS. **Relatório da Administração 2012**. Belo Horizonte, 2013.
- CHRZANOWSKI, K. **Non-Contact Thermometry – Measurement Errors**. SPIE Polish, v.7. Warsaw, Polônia, 2001.
- CHRZANOWSKI, K. **Testing Thermal Imagers – Practical Guide**. Military University of Technology. Warsaw, Polônia, 2010.

CHURCHILL, S.W.; CHU, H.H.S. Correlating Equations for Laminar and Turbulent Free Convection from a Horizontal Cylinder. **International Journal of Heat Mass Transfer**. v.18. 1975.

CHURCHILL, S.W.; BERNSTEIN, M. A Correlating Equation for Forced Convection from Gases and Liquids to a Circular Cylinder in Crossflow. **ASME Transactions Journal of Heat Transfer**. v.99, p. 300-306. 1977.

CORTIZO, E.C. **Avaliação da Técnica de Termografia Infravermelha para Identificação de Estruturas Ocultas e Diagnóstico de Anomalias em Edificações: Ênfase em Edificações do Patrimônio Histórico**. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – UFMG, Belo Horizonte, 2007.

CRAVEIRO, M.A.C. **Desenvolvimento de um Sistema para Avaliação dos Fatores de Influência sobre Análises Termográficas em Subestações Desabrigadas**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) – Universidade Federal de Itajubá. Itajubá, 2008.

ÇENGEL, Y.A.; GHAJAR, A.J. **Transferência de Calor e Massa: Uma Abordagem Prática**. 4.ed.McGraw-Hill, São Paulo, 2012.

DELMAR. **Produtos – Redes de Distribuição**. Disponível em: <[http:// delmar.com.br/lt.asp](http://delmar.com.br/lt.asp)>. Acesso em: 10 jan.2015.

DINIZ, H.E.P. **Termografia Quantitativa como Ferramenta de Gestão de Ativos do Sistema Elétrico de Potência**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – UFMG, Belo Horizonte, 2013.

DRECHMER, P.A.O. **Comportamento e Correção da Radiação Solar Difusa Obtida com o Anel de Sombreamento**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Agrícola) – Universidade Estadual do Oeste do Paraná. Cascavel, 2005.

DRUMMOND, A.J. On the Measurement of Sky Radiation. **Archiv fur Meteorologie Geophysik Bioklimatologie**. v.7, p. 413-435. New York, 1956.

DUFFIE, J.A.; BECKMAN, W.A. **Solar Engineering of Thermal Processes**. 4.ed. John Wiley&Sons, New Jersey, 2013.

EPE – EMPRESA DE PESQUISA ENERGÉTICA. **Plano Nacional de Energia 2030 – Geração Hidrelétrica**. Brasília, 2006.

FERREIRA, R.A.M.; SOUZA, R.R.R.; VIANA, C.O.; ANDRADE, R.M.A. **Estimativa do Grau de Superaquecimento em Conectores Tipo Cunha Devido à Presença de Encapsulamento**. XXI Semana de Iniciação Científica da UFMG. Belo Horizonte, 2012.

FERREIRA, R.A.M. **Avaliação do Processo de Aquecimento de Conexões Elétricas Utilizadas em Redes de Distribuição**. Monografia (Bacharelado em Engenharia Mecânica) – UFMG, Belo Horizonte, 2013.

FERREIRA, R.A.M.; ANDRADE, R.M. Modelagem Matemática do Efeito da Condução Térmica no Processo de Aquecimento de Cabos Condutores. **Anais do CNMAI – Congresso Nacional de Matemática Aplicada à Indústria**. Caldas Novas, 2014.

FLIR. **User's Manual: FLIR SC6xx**. Wilsonville, EUA, 2011.

FURTADO, R.G.C. **Métodos Estatísticos Aplicados ao Cálculo da Ampacidade e Risco Térmico de Linhas Aéreas de Transmissão**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) – UFJF, Juiz de Fora, 2008.

GOMES, S.C.J; TEIXEIRA, G.G.D; ANDRADE, R.M.A; FERREIRA, R.A.M.; DINIZ, H.E.P. Análise da Influência das Cores na Emissividade de Superfícies no Espectro do Infravermelho. **Anais do VII Seminário Fluminense de Engenharia**. v.1, p. 47-52. Niterói, 2011.

GREENWOOD, J.A. Constriction Resistance and the Real Area of Contact. **British Journal of Applied Physics**. v.17, n.12, p. 1621-1632. 1966.

HARVEY, J. Effect of Elevated Temperature Operation on the Strength of Aluminum Conductors. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, PAS-91, n.5, p. 1769-1772. 1972.

HOLST, G.C. **Common Sense to Approach to Thermal Imaging**. JDC Publishing and SPIE Optical Engineering Press. Washington, 2000.

IEC – INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION. **IEC/TR 60694, Common Specifications for High Voltage Switch Gear and Control Gear Standards**. 2006.

IEC – INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION. **IEC/TR 60943, Guidance Concerning the Permissible Temperature Rise for Parts of Electrical Equipment, in Particular for Terminals**. 2009.

INCROPERA, F.P.; DeWITT, D.P.; BERGMAN, T.L.; LAVINE, A.S. **Fundamentos de Transferência de Calor e Massa**. 7^a ed. LTC. Rio de Janeiro, 2014.

INFRA TEMP. **Termometria Infravermelha – Teoria Básica**. Disponível em: <<http://www.infratemp.com.br/assets/uploads/como-funciona/infratemp-como-funciona-20140113134539-1412011090301.pdf>>. Acesso em: 26 dez.2014.

ITC – INFRARED TRAINING CENTER. **Termografia Nível 1**. São Paulo, 2010.

JCGM 100. **Evaluation of Measurement Data – Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement. GUM 1995 with Minor Corrections.** Sèvres, France: Joint Committee for Guides in Metrology (BIPM, IEC, IFCC, ILAC, ISSO, IUPAC, IUPAP and OIML), 2008.

JCGM 101. **Evaluation of Measurement Data – Supplement 1 to the “Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement” – Propagation of Distributions Using a Monte Carlo Method.** Sèvres, France: Joint Committee for Guides in Metrology (BIPM, IEC, IFCC, ILAC, ISSO, IUPAC, IUPAP and OIML), 2008.

JIANG, X.; QIANGFENG,X. Influence of Contamination on Deteriorated Insulators Detection with Infrared Imaging Method. **International Conference on High Voltage Engineering and Application.** p. 457-460. New Orleans, 2010.

KAPLAN, H. **Practical Applications of Infrared Thermal Sensing and Imaging Equipment.** SPIE Optical Engineering Press, 2007.

KARDEC, A.; NASCIF, J. **Manutenção: Função Estratégica.** 3ª ed. Qualitymark, Petrobrás. Rio de Janeiro, 2009.

LIN, X.; ZHANG, J. Dust Corrosion. **IEEE Electrical Contacts, 2004. Proceedings of the 50th IEEE Holm Conference on Electrical Contacts and the 22nd International Conference on Electrical Contacts.** p. 255-262. 2004.

LOPES, W.L.G. **Análise dos Modos de Falhas de Componentes de Subestações da CEMIG Utilizando a Termografia.** Monografia (Bacharelado em Engenharia Mecânica) – UFMG, Belo Horizonte, 2013.

MACHADO, R.P. **Medidas do Efeito Pelicular Clássico em Condutores de Cobre – Proposta de um Novo Modelo.** Dissertação (Mestrado em Engenharia – PIPE) – UFPR, Curitiba, 2007.

MADDING, R.; LYON Jr., B.; **Wind Effects on Electrical Hot Spots – Some Experimental IR Data.** Infrared Training Center, 2000.

MALDAGUE, X. Applications of Infrared Thermography in Nondestructive Evaluation. **Trends in Optical Nondestructive Testing.** p. 591-609. 2000.

McDONALD, J.D. **Electric Power Substations Engineering.** 3ª ed. CRC Press, 2012.

MENSAH, F.K. **Condition Assessment of Electrical Contacts of Disconnectors.** Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica). Delft University of Technology, Delft, Holanda, 2011.

MINKINA, W.; DUDZIK, S. **Infrared Thermography Errors and Uncertainties.** 1ª ed. Wiley, 2009.

MORGAN, V.T. The Thermal Rating of Overhead Line Conductors: Part 1 – the Steady State Thermal Model. **Electric Power System Research.** p. 119-139. 1982.

MUZY, G.L.C.O. **Subestações Elétricas**. Monografia (Bacharelado em Engenharia Elétrica) – Escola Politécnica, UFRJ, Rio de Janeiro, 2012.

OLIVEIRA, D.L.; FERREIRA, R.A.M.; DINIZ, H.E.P.; ANDRADE, R.M.A. Avaliação Comparativa do Processo de Transferência de Calor em Conexões Elétricas Energizadas pelos Métodos de Balanço de Energia e de Volumes Finitos. **Anais do X SIMMEC – Simpósio de Mecânica Computacional**. Belo Horizonte, 2012.

OLIVEIRA, D.L. **Avaliação Experimental da Redução da Temperatura de Condutores Elétricos da Rede de Transmissão Utilizando Revestimento de Alta Emissividade**. Monografia (Bacharelado em Engenharia Mecânica) – UFMG, Belo Horizonte, 2014.

OLIVEIRA, J.H.E. **Inspeção Automatizada Utilizando Termografia**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) – UFRGS, Porto Alegre, 2010.

OMEGA ENGINEERING. **Transactions in Measurement and Control**. 83p, v.01 2ª ed. Disponível em: <http://www.omega.com/literature/transactions/Transactions_Vol_I.pdf>. Acesso em: 26 dez.2014.

RENNÓ, G.A.J. **Estudo Fluidodinâmico Computacional da Transferência de Calor de uma Conexão Elétrica Tipo H**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – UFMG, Belo Horizonte, 2013.

RIBEIRO, A.B.N.; CAVALCANTE, T.S.; FILHO, P.P.R.; SILVA, C.C. Desenvolvimento de Sistema para Análise de Termograma Visando Detectar Falhas Utilizando Processamento Digital de Imagens. **Anais do VI CONEM – Congresso Nacional de Engenharia Mecânica**. Campina Grande, 2010.

ROGALSKI, A. Infrared Detectors: an Overview. **Infrared Physics & Technology**. v.43. p. 187-210. 2002.

SALAS, F.M.A.; DOMINGUES, L.A.M.C.; FILHO, J.I.S. Aumento da Eficiência no Resfriamento de Cabos de Linhas de Transmissão por Meio de Uma Tecnologia Inovadora. **Anais do XXI SNPTEE – Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica**. Florianópolis, 2011.

SAMPAIO, R.F.; LEAO, R.P.S.; BARROSO, G.C. Método de Implementação de Sistema de Diagnóstico de Falta para Subestações Baseado em Redes de Petri. **Revista Controle & Automação**. v.16, n.4, p. 417-426. 2005.

SANTOS, L. **Termografia Infravermelha em Subestações de Alta Tensão Desabrigadas**. Dissertação (Mestrado em Engenharia da Energia) – Universidade Federal de Itajubá. Itajubá, 2006.

SANTOS, R. J. **Introdução às Equações Diferenciais Ordinárias**. Imprensa Universitária da UFMG. Belo Horizonte, 2011.

SCHIFFER, S.R.; FROTA, A.B. **Manual de Conforto Térmico**. 5.ed. Studio Nobel. São Paulo, 2001.

SOUZA, A.F. **Sistema para Monitoração da Operação de Chaves Seccionadoras de Alta Tensão Baseado na Análise das Correntes do Motor de Acionamento**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) – UFSC, Florianópolis, 2002.

TAVARES, S.G. **Desenvolvimento de Uma Metodologia para Aplicação de Ensaios Térmicos Não Destrutivos na Avaliação da Integridade de Obras de Arte**. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – UFMG, Belo Horizonte, 2006.

TEIXEIRA, G.G.D. **Confiabilidade Metrológica em Termografia Aplicada em Sistemas Elétricos**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – UFMG, Belo Horizonte, 2012.

URSINE, W.A.M. **Monitoramento Autônomo de Para-Raios de ZnO**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) – UFMG, Belo Horizonte, 2013.

UTAMI, N.Y.; TAMSIR, Y.; PHARMATRISANTI, A.; GUMILANG, B.; CAHYONO, B.; SIREGAR, R. Evaluation Condition on Transformer Based on Infrared Thermography Results. **Proceedings of the 9th International Conference on Properties and Applications of Dielectric Materials**. p. 1055-1058. Harbin, China, 2009.

VITTORINO, F.; SATO, N.M.N.; AKUTSU, M. Desempenho Térmico de Isolantes Refletivos e Barreiras Radiantes Aplicados em Coberturas. **Anais do VII ENCAC – Encontro Nacional sobre Conforto no Ambiente Construído**. p. 1277-1284. Curitiba, 2003.

WAN, J.; GAO, X.Y.; ZHANG, J. Water Soluble Salts in Dust and their Effects on Electric Contact Surfaces. **Proceedings of the International Conference on Electrical Contacts, Electromechanical Components and their Applications**. v.7. p. 19-24. Nagoya, Japão, 1999.

Apêndice A

Relatório de Inspeção Termográfica

Apêndice B

Principais Localizações de Falhas nos Componentes Elétricos de Subestação

Tabela B1 – Resultado da análise dos relatórios de manutenção em equipamentos de subestações

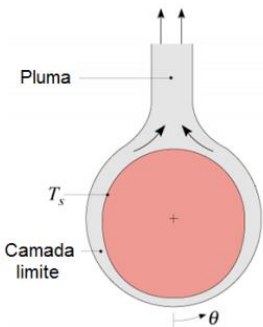
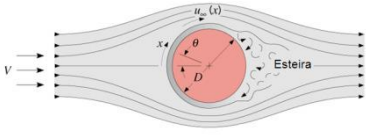
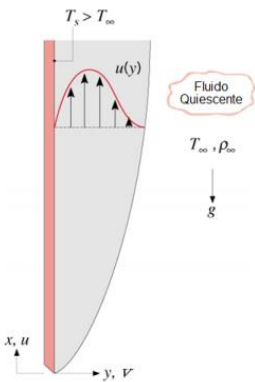
RELATORIOS DE MANUTENÇÃO EM PONTOS COM ANOMALIA TÉRMICA EM 2011 NAS SE's DE 138 KV DA REGIÃO CENTRAL			
OBJETO	CAUSAS DOS DEFEITOS	TOTAL	PERCENTUAL (%)
CHAVE SECCIONADORA	AUMENTO DA RESISTÊNCIA ELÉTRICA NOS CONTATOS DE ABERTURA E FECHAMENTO E NO MECANISMO DE ARTICULAÇÃO DA CHAVE.	139	42,1
CONECTOR APARFAFUSADO	AUMENTO DA RESISTÊNCIA ELÉTRICA DEVIDO AO AFROUXAMENTO DOS PARAFUSOS OU OXIDAÇÃO DO CONTATO CABO/CONECTOR	86	26,1
CONECTOR RECOBERTO	AUMENTO DA RESISTÊNCIA ELÉTRICA DEVIDO FADIGA TÉRMICA, FALHA NA INSTALAÇÃO OU OXIDAÇÃO DO CONTATO CABO/CONECTOR	33	10,0
CONECTOR PRENSADO	AUMENTO DA RESISTÊNCIA ELÉTRICA DEVIDO AO A FADIGA TÉRMICA, PRENSAGEM INCORRETA OU OXIDAÇÃO DO CONTATO CABO/CONECTOR	8	2,4
BANCO DE CAPACITOR	CURTO CIRCUITOS INTERNOS ENTRE OS ELEMENTOS DOS BANCOS E DENTRO DOS CAPACITORES E MAU CONTATO NAS CONEXÕES ELÉTRICAS DESSES BANCOS.	20	6,1
CABO RECOBERTO	PROPAGAÇÃO TÉRMICA DE AQUECIMENTO EM CONEXÕES DESSES CABOS DEVIDO A COBERTURA OU APLICAÇÃO DE CORRENTES ACIMA DA NOMINAL DO CABO.	17	5,2
BUCHA TC	TRINCAS NO ISOLAMENTO DAS BUCHAS OU MAU CONTATO NA CONEXÃO CABO/BUCHA DOS EQUIPAMENTOS.	2	0,6
FIAÇÃO E PAINÉIS	MAU CONTATO NOS TERMINAIS E CONEXÕES, ALÉM DE CURTO-CIRCUITOS ENTRE OS ELEMENTOS DENTRO DOS PAINÉIS.	8	2,4
CHAVE A ÓLEO	AUMENTO DA RESISTÊNCIA ELÉTRICA NOS CONTATOS DE ABERTURA E FECHAMENTO OU CONTAMINAÇÃO DO OLEO ISOLANTE.	2	0,6
PARA-RAIOS	AUMENTO DA CORRENTE DE FUGA DO PARA-RAIO, DEVIDO À REDUÇÃO NA RESISTÊNCIA ELÉTRICA NOS COMPONENTES INTERNOS, OU ACUMULO DE MATERIAIS CONDUTIVOS SOBRE O PARA RAIOS.	5	1,5
ISOLADOR	REDUÇÃO DO ISOLAMENTO ELÉTRICO DEVIDO A TRINCAS E LASCAMENTOS DA PORCELANA OU ACUMULO DE MATERIAIS CONDUTIVOS SOBRE O CORPO DO ISOLADOR.	7	2,1
TRANSFORMADOR	CURTO-CIRCUITO INTERNO DEVIDO À FALHA NO ISOLAMENTO, PRINCIPALMENTE CONTAMINAÇÃO DO ÓLEO ISOLANTE, CURTO CIRCUITOS NOS VENTILADORES EXTERNOS AO TRANSFORMADOR, OU BLOQUEIO DA CONVECÇÃO INTERNA DO OLEO QUE REDUZ A TROCA DE CALOR NOS RADIADORES.	3	0,9
TOTAL		330	100

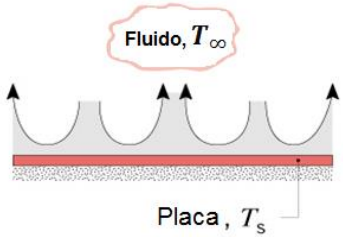
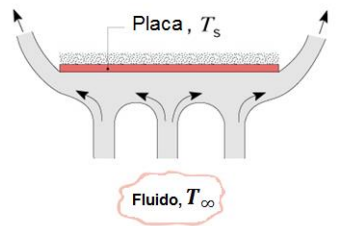
(Fonte: LOPES, 2013)

Apêndice C

Correlações Empíricas para Cálculo do Coeficiente Convectivo

Tabela C1 – Correlações empíricas utilizadas para a modelagem da convecção

Configuração	Correlação	Condição
	<p>Cilindro Horizontal (convecção natural)</p> $\overline{Nu}_D = \left\{ 0,60 + \frac{0,387Ra_D^{1/6}}{[1 + (0,559/Pr)^{9/16}]^{8/27}} \right\}^2$	$Ra_D < 10^{12}$
	<p>Cilindro Horizontal (convecção forçada)</p> $\overline{Nu}_D = 0,3 + \frac{0,62Re_D^{1/2}Pr^{1/3}}{[1 + (0,4/Pr)^{2/3}]^{1/4}} \left[1 + \left(\frac{Re_D}{282.000} \right)^{5/8} \right]^{4/5}$	$Re_D Pr > 0,2$
	<p>Placa Vertical</p> $\overline{Nu}_D = 0,68 + \frac{0,670Ra_L^{1/4}}{[1 + (0,492/Pr)^{9/16}]^{4/9}}$	$Ra_D < 10^9$

Configuração	Correlação	Condição
 <p>Fluido, T_∞</p> <p>Placa, T_s</p>	<p>Placa horizontal (sup. superior aquecida)</p>	
	$\overline{Nu}_L = 0,54 Ra_L^{1/4}$ $\overline{Nu}_L = 0,15 Ra_L^{1/3}$	<p>$10^4 < Ra_L < 10^7$</p> <p>$10^7 < Ra_L < 10^{11}$</p>
 <p>Placa, T_s</p> <p>Fluido, T_∞</p>	<p>Placa horizontal (sup. inferior aquecida)</p>	
	$\overline{Nu}_L = 0,27 Ra_L^{1/4}$	<p>$10^5 < Ra_L < 10^{10}$</p>

(Adaptado de: INCROPERA, 2014).

Apêndice D

Fluxogramas do Modelo para Determinação de Risco Técnico

Conectores Elétricos:

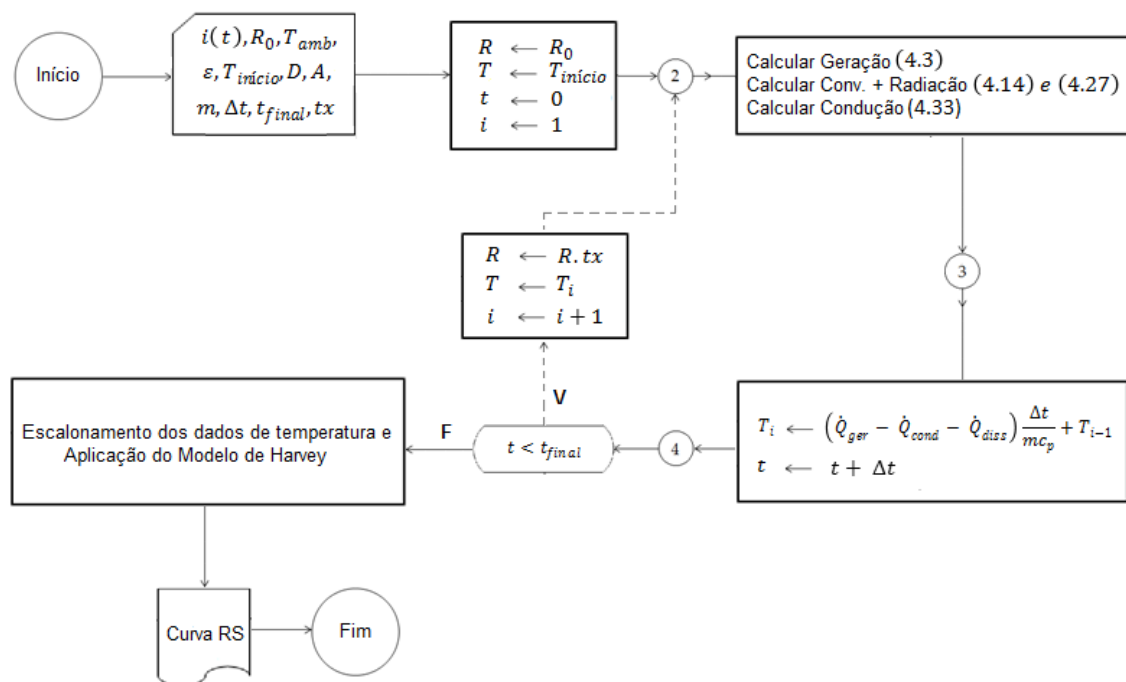


Figura D1 – Resumo do algoritmo para determinação de risco técnico de conectores elétricos por perda de resistência mecânica do condutor associado.

Chaves seccionadoras:

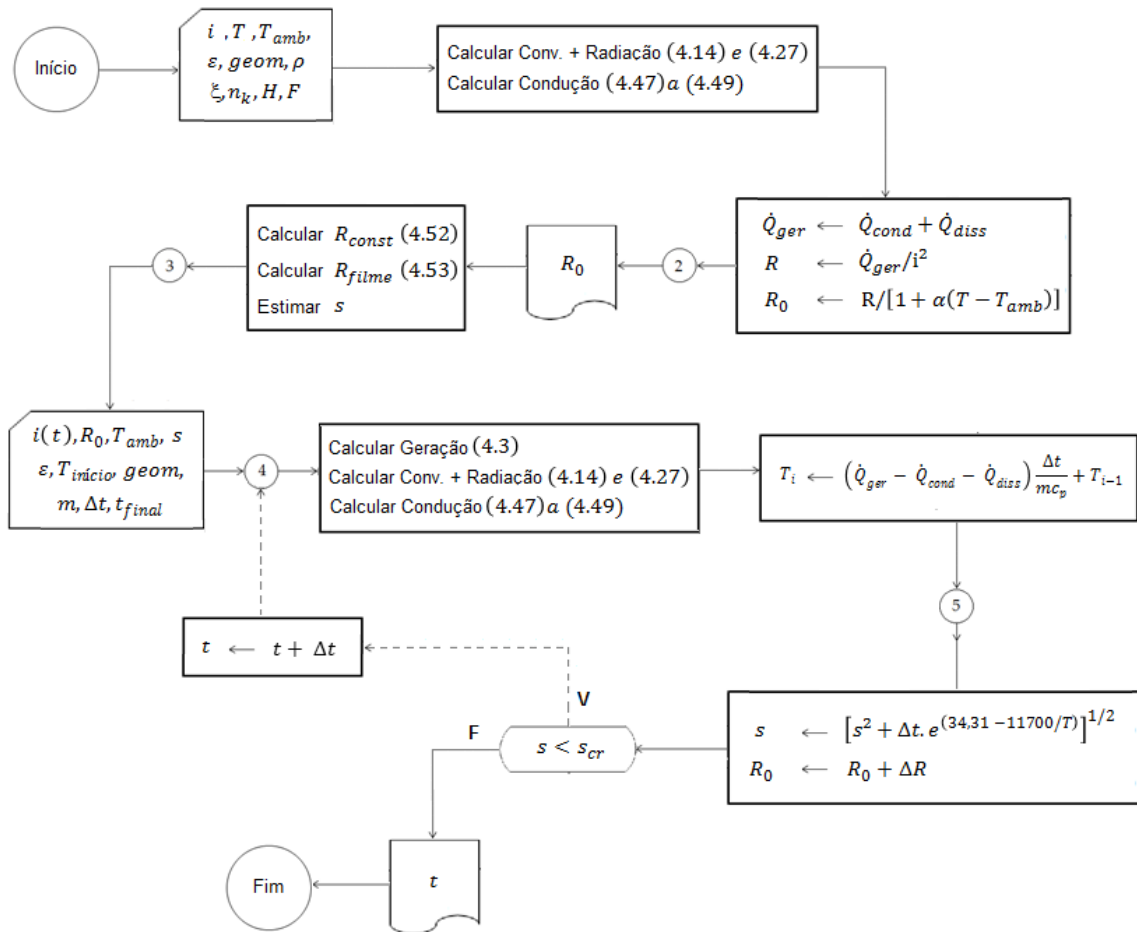


Figura D2 – Resumo do algoritmo para determinação de risco técnico de chaves seccionadoras por aumento da camada de óxido nos contatos.

Apêndice E

Cálculo da Incerteza Associada à Estimativa de Resistência Elétrica pelo Modelo Matemático

A seguir, uma breve descrição sobre como foram estimadas as incertezas de cada parâmetro utilizado no cálculo da incerteza da resistência elétrica das amostras estudadas:

Área superficial:

a geometria irregular das amostras foi avaliada a partir de simplificações. A incerteza da estimativa do valor da área superficial não depende apenas da qualidade da medição em si, como também do grau de simplificação geométrica empregado. A incerteza expandida admitida será de 10% do valor total e o número de graus de liberdade, infinito.

Propriedades termofísicas:

Em geral, as conexões são fabricadas com uma liga de 99,0% de alumínio e adições de outros elementos como cobre e estanho. Para fins de cálculo admite-se as propriedades do alumínio puro, com incerteza expandida de 10% do valor tabelado e infinitos graus de liberdade. A mesma consideração é feita para as chaves seccionadoras, constituídas por uma liga de alto teor de cobre.

Emissividade:

a emissividade depende tanto do material como também da condição na superfície do corpo de prova (rugosidade superficial, presença de revestimentos, etc.). Valores adequados para a superfície das amostras foram obtidos por método comparativo com uma superfície de referência. Pela dispersão dos dados, admite-se uma incerteza expandida de 0,1 (em termos absolutos) e infinitos graus de liberdade.

Corrente:

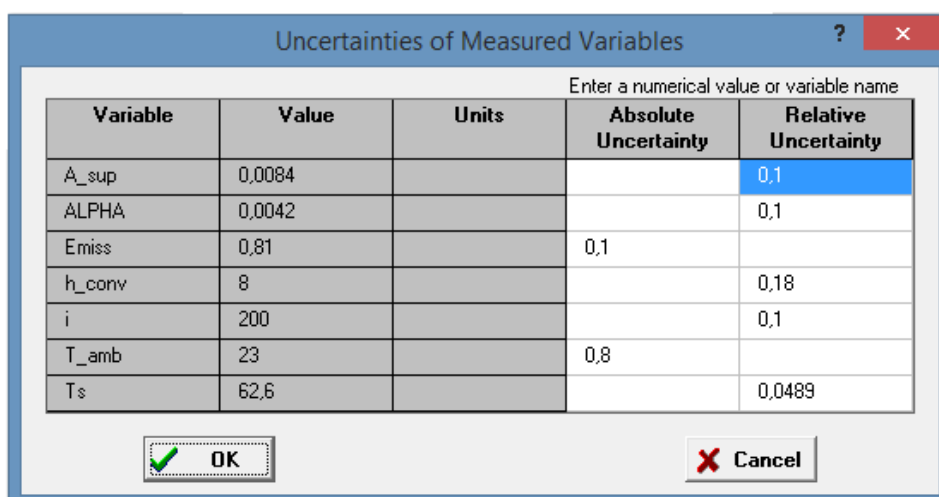
na falta de informações a respeito da tomada de corrente realizada nas subestações, será admitida uma incerteza expandida de 10% do valor da medição, com infinitos graus de liberdade.

Coefficiente convectivo: as comparações entre os resultados obtidos nesse trabalho e as correlações de literatura indicaram uma dispersão média de 18%. Esse será o valor assumido para a incerteza expandida do coeficiente convectivo, com infinitos graus de liberdade.

Temp. ambiente: consta nas especificações do fabricante do termo-higrômetro utilizado que o equipamento apresenta, para medição de temperatura, uma precisão de $\pm 0,8$ °C. Esse valor será tomado como incerteza expandida, com infinitos graus de liberdade associados.

Temp. superficial: simulando registros de temperatura por inspeção termográfica, a incerteza da temperatura foi avaliada por simulações Monte Carlo através do *software* IMT. Como dados de entrada foram fornecidos distância, emissividade, temperatura ambiente e temperatura média refletida estimados durante os ensaios.

A incerteza na estimativa da resistência elétrica de conectores e chaves seccionadoras à partir de dados de temperatura e condições de ensaio foi avaliada através do *software Engineering Equation Solver – EES*. Esse programa possui uma rotina interna para calcular incertezas combinadas, segundo a lei de propagação de incertezas (4.60). As incertezas introduzidas no programa bem como os resultados obtidos, simulando valores do ensaio na chave seccionadora (Seção 6.5.2) para as variáveis de entrada estão resumidos nas Figuras E.1 e E.2, respectivamente.



Variable	Value	Units	Absolute Uncertainty	Relative Uncertainty
A_sup	0,0084			0,1
ALPHA	0,0042			0,1
Emiss	0,81		0,1	
h_conv	8			0,18
i	200			0,1
T_amb	23		0,8	
Ts	62,6			0,0489

Figura E.1 – Análise de incertezas no EES.

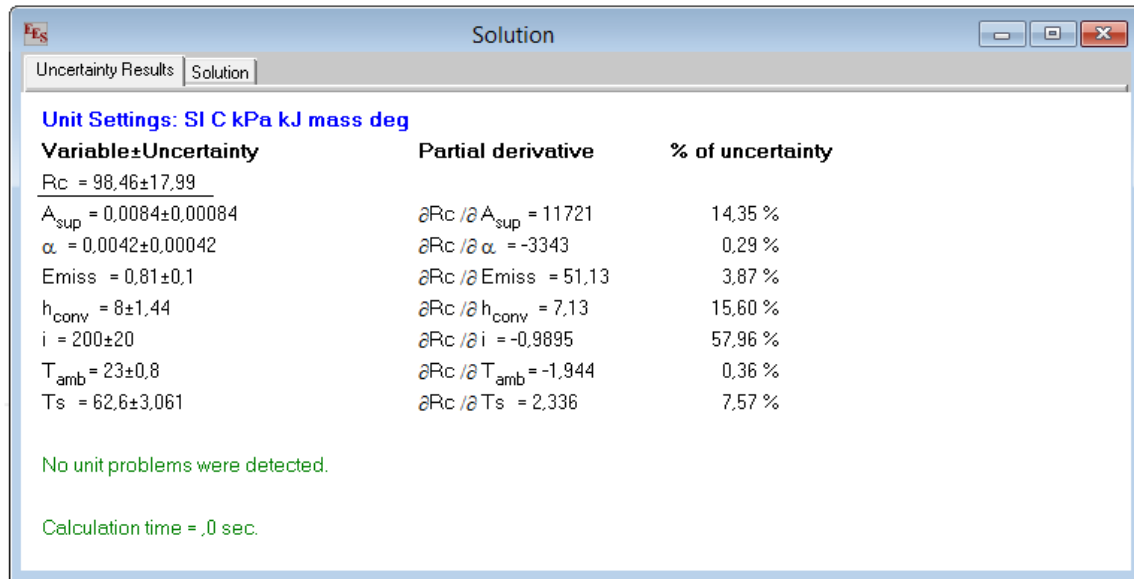


Figura E.2 – Resultados obtidos.