



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

**“AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO TÉRMICO E MECÂNICO DE
CABOS CONDUTORES DE ENERGIA EM FUNÇÃO DE SUA
GEOMETRIA E CONDIÇÕES DE ESCOAMENTO”**

LUCAS LANZA BERNARDES

Belo Horizonte, 15 de dezembro de 2015.

LUCAS LANZA BERNARDES

**“AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO TÉRMICO E MECÂNICO DE
CABOS CONDUTORES DE ENERGIA EM FUNÇÃO DE SUA
GEOMETRIA E CONDIÇÕES DE ESCOAMENTO”**

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

Área de concentração: Energia e Sustentabilidade.

Orientador: Prof. Dr. Rudolf Huebner

Belo Horizonte
Escola de Engenharia da UFMG
2015



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: epgmec@demec.ufmg.br

**"AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO TÉRMICO E MECÂNICO DE
CABOS CONDUTORES DE ENERGIA EM FUNÇÃO DE SUA
GEOMETRIA E CONDIÇÕES DE ESCOAMENTO"**

LUCAS LANZA BERNARDES

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 15 de dezembro de 2015.

Por:

Prof. Rudolf Huebner

Orientador - Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG

Prof. Matheus Pereira Porto

Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG

Prof. Carlos Alexandre Meireles do Nascimento
Companhia Energética de Minas Gerais/CEMIG

AGRADECIMENTOS

A Deus, por ter me dado saúde e força para superar todas as adversidades.

A toda minha família, em especial aos meus pais, Olegário e Mariângela, e aos meus irmãos, por todo amor, incentivo, ajuda e compreensão ao longo desses anos de muito estudo e trabalho. Se posso hoje concretizar mais esse desafio, devo isso inteiramente a vocês.

À Fernanda, por todo o incentivo, amizade, amor, carinho e inúmeras ajudas ao longo do desenvolvimento do trabalho. Serei eternamente grato por tudo, e espero ter correspondido da mesma forma ao longo desse tempo.

Ao meu orientador professor Dr. Rudolf Huebner, pelos conhecimentos transmitidos, pela grande oportunidade de desenvolver este projeto e pela confiança no meu trabalho, desde a época da graduação.

A todo o grupo D309, em especial ao Lucas Carmona, Gabriel e Murilo, pelo enorme suporte dado ao longo de mais de dois anos de trabalho, sempre muito solícitos.

A Marina, que muito me ajudou, sendo sempre extremamente prestativa e preocupada em auxiliar os alunos de pós-graduação.

Aos meus amigos e amigas de Loyola e de vida, que sempre me fortaleceram e estiveram ao meu lado, me proporcionando inúmeros momentos de felicidade.

À Cemig e à P&D/Aneel, que financiaram o desenvolvimento deste trabalho. À Nexans, que disponibilizou os cabos para os testes em túnel de vento.

A UFMG, instituição pública na qual me graduei e hoje busco o título de Mestre, por me proporcionar todo o conhecimento técnico e teórico.

RESUMO

As linhas aéreas de transmissão e distribuição são elementos de extrema importância dentro do sistema de energia elétrica, visto que são responsáveis pela ligação entre os pontos de geração e consumo. Elas devem transportar a energia de forma segura e ao menor custo para os consumidores finais, sendo a distância do cabo condutor ao solo ou a outros elementos ao longo da linha um fator de fundamental importância. Nesse contexto, a ampacidade é uma propriedade primordial, pois está relacionada a corrente elétrica máxima que pode ser transportada numa linha de transmissão aérea sem ultrapassar a temperatura máxima admissível do condutor. Com a crescente demanda por energia, é necessário maximizar a utilização dos sistemas de energia elétrica existentes, pois nem sempre é possível a construção de novas linhas. Um dos métodos utilizados é o aumento da ampacidade da linha, que pode ser obtido por meio do aumento da dissipação de calor do cabo para o ambiente, permitindo um aumento no nível de corrente. Este trabalho propõe o desenvolvimento de um modelo numérico que representa os fenômenos de transferência de calor e escoamento de ar sobre o cabo de transmissão AeroZ Linnet. O modelo foi validado por comparação com resultados de testes em túnel de vento e de cálculos analíticos propostos em normas técnicas da área. Foi considerado o efeito benéfico do aumento da perda de energia por radiação por meio do uso de tintas de recobrimento de alta emissividade e também a influência da resistência térmica de contato entre fios de alumínio na condutividade térmica equivalente do cabo. O modelo numérico validado foi então utilizado para simular geometrias modificadas do cabo AeroZ Linnet, que possuem um maior espaço interno de ar, a fim de retardar o aquecimento do núcleo de aço e o aumento da flecha do cabo. Essa modificação permite também a inclusão de elementos como fios de fibra ótica nesses espaços. O estudo desenvolvido possibilitou uma diminuição da temperatura de até 13 % e aumento da ampacidade do condutor em até 22 %, a partir do uso da tinta de recobrimento. O estudo mostrou que a resistência térmica de contato possui pouco efeito sobre a condutividade térmica equivalente. As simulações das novas geometrias indicam como uma boa alternativa o uso do colchão de ar de forma de ampliar a faixa de utilidade do cabo. As modificações permitem não só uma maior proteção ao sistema diante de possíveis modificações bruscas nas condições de operação da linha, mas também a transmissão de dados por fibra ótica, sem alterar de forma negativa a ampacidade do mesmo.

Palavras-chave: ampacidade, simulação numérica, tinta de alta emissividade, resistência térmica de contato, fibra ótica.

ABSTRACT

The overhead power transmission lines are extremely important within the electric power system, since they are responsible for the link between the points of generation and consumption of energy. They convey electricity safely and at the lowest cost for end consumers and the distance from the conductor cable to the ground or to other elements along the line a factor of fundamental importance. In this context, the ampacity is an important property, because it is related to the maximum electric current that can be carried in an overhead transmission line without exceeding the maximum permissible temperature of the conductor, in light of these safety factors. With the growing demand for energy, it is needed to maximize the use of existing electricity systems because it is not always possible construction of new lines. One method is to increase the line ampacity, which can be obtained by increasing the cable heat dissipation to the environment. This document proposes the development of a numerical model that represents effectively the heat transfer phenomena and air flow on transmission line aerial cable AeroZ Linnet. The model was validated by comparison with results from tests in wind tunnel and analytical calculations proposed by technical standards in the area. It was considered a beneficial effect of the use of high emissivity coating ink and the influence of the thermal contact resistance between aluminum wires in the equivalent thermal conductivity of the cable. The validated numerical model was then used to simulate modified geometries of AeroZ Linnet cable with larger internal air space, in order to delay the heating of the steel core and the increase in the sag. This modification also allows the inclusion of elements such as optical fiber wires in these spaces. The study made possible a decrease in temperature of up to 13 % and increased ampacity of the conductor in up to 22 %, based on the use of the coating ink. The study showed that the thermal contact resistance has little effect on the equivalent thermal conductivity. The simulations indicate the new geometries as good alternatives to extend the cable utility range. The changes not only allow greater system protection against possible sudden changes in the line operation conditions, but also data transmission by optical fibers, without changing negatively the ampacity of it.

Key-words: ampacity, numerical simulation, high emissivity paint, thermal contact resistance, optical fiber.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Fluxograma do cálculo da ampacidade em regime permanente (CIGRÈ, 2014).	20
Figura 2.2 - Fluxograma do cálculo da temperatura de regime para determinado nível de corrente (CIGRÈ, 2014).	21
Figura 2.3 - Gráfico da variação de temperatura no tempo devido ao aumento repentino de corrente elétrica (IEEE, 2007).	22
Figura 2.4 - Disposição do condutor com relação à radiação solar incidente (NASCIMENTO, 2009).	26
Figura 2.5 – Tipos de cabos de linhas de transmissão aérea (ANJAN, 2000).	33
Figura 2.6 – Cabo Aero-Z Linnet (NEXANS, 2013).	34
Figura 2.7 - Campo de temperatura em dois sólidos: a) contato perfeito e b) contato imperfeito	40
Figura 2.8 – Queda de temperatura em uma região de contato, localizada na posição x_2 (HASSELSTRÖM, 2012).	41
Figura 2.9 – Tríade de características determinantes da resistência térmica de contato (YOVANOVICH, 2005).	43
Figura 2.10 – Geometria (rugosidade) das superfícies em contato (HASSELSTRÖM, 2012).	44
Figura 2.11 – Influência da pressão dos sólidos em contato (HASSELSTRÖM, 2012).	44
Figura 2.12 – Influência do módulo de elasticidade dos sólidos em contato (HASSELSTRÖM, 2012).	45
Figura 2.13 – Inclinação das asperezas da superfície.	47
Figura 2.14 – Condução de calor pelos gases intersticiais (SAVIJA; CULHAM; YOVANOVICH, 2003).	50
Figura 2.15 – Plano médio da região de contato.	52
Figura 2.16 – Balanço de forças entre camadas em um condutor (CARDOU, 2013).	56
Figura 2.17 – Comprimento de contato entre fios de camadas adjacentes em um condutor (CARDOU, 2013).	57
Figura 2.18 – Relação entre Tensão e alongamento do cabo (BROCHURE SAG AND TENSION, 2013).	61
Figura 2.19 – Relação entre Tensão e alongamento do cabo (BROCHURE SAG AND TENSION, 2013).	62
Figura 2.20 – Evolução da flecha do cabo (BROCHURE SAG AND TENSION, 2013).	63
Figura 2.21 – Cargas de gelo e vento sobre condutores elétricos em linhas de transmissão (Principles of power system (MEHTA et al., 2005)).	66
Figura 3.1 - Seção transversal do cabo Aero Z Linnet (NEXANS, 2014).	80
Figura 3.2 - Túnel de vento da UFMG modelado em 3D (PORTELA, 2014).	82
Figura 3.3 - Organização do experimento.	82
Figura 3.4 - Vista externa geral da bancada (1: Sonda do termoanemômetro; 2: fonte de corrente; 3: alicate amperimétrico; 4: termo anemômetro; 5: termocâmera).	83
Figura 3.5 - Tinta de recobrimento utilizada e cabo com a metade superior pintada. (PORTELA, 2014).	84
Figura 3.6 - Tela principal do programa desenvolvido para cálculo de ampacidade.	85
Figura 3.7 - Geometria do cabo Aero Z Linnet padrão real: a) Vista em ângulo; b) Vista lateral.	88
Figura 3.8 - Geometria do cabo Linnet padrão real.	89

Figura 3.9 – Geometria do cabo Aero Z Linnet padrão simulado: a) Vista frontal; b) vista em ângulo; c) vista lateral.....	90
Figura 3.10- Domínios considerados.....	91
Figura 3.11 - escoamento próximo a uma superfície sólida (Fonte: ANSYS CFX 10.0, 2005).	93
Figura 3.12 – Malha gerada.....	95
Figura 3.13 - Condições de contorno definidas.....	97
Figura 3.14 – Esquema do cabo considerado para desenvolvimento da curva de temperatura.	100
Figura 3.15 – Geometrias de cabo modificadas. (a) Duas fibras; (b) Três fibras; (c) Três fibras achatadas.....	107
Figura 3.16 - Parâmetros Geométricos.....	108
Figura 4.1 - Dados coletados de temperatura do cabo em função do tempo de estabilização da temperatura e da velocidade do vento, para a corrente de 200A.....	110
Figura 4.2 - Dados coletados de temperatura do cabo em função do tempo de estabilização da temperatura e da velocidade do vento, para a corrente de 400A.....	111
Figura 4.3 – Ampacidade do cabo Aero Z Linnet para condições típicas de catálogo.	115
Figura 4.4 – Desvios nos resultados de ampacidade.	116
Figura 4.5 – Desvio de temperatura entre normas, para casos incluindo ganho solar.....	120
Figura 4.6 - Comparação entre os resultados de temperatura analíticos e experimentais em regime permanente.	123
Figura 4.7 – Resultado do teste de malhas.	125
Figura 4.8 – Malha escolhida e utilizada.....	125
Figura 4.9 – Convergência dos resultados de conservação da massa.....	126
Figura 4.10 – Estabilização dos resultados de temperatura das simulações.....	127
Figura 4.11 – Comparação do coeficiente de troca de calor por convecção.	129
Figura 4.12 – Comparação do coeficiente de troca de calor por radiação.....	129
Figura 4.13 – Avaliação adimensional do escoamento cruzado de vento em um cabo condutor AeroZ Linnet.	130
Figura 4.14 – Distribuição de temperatura ao longo do raio do condutor - resultados numéricos e analíticos.	133
Figura 4.15 – Vetores velocidade de ar ao redor do cabo Aero Z Linnet, para os casos de corrente de 200A.	135
Figura 4.16 – Vetores velocidade de ar ao redor do cabo Aero Z Linnet, para os casos de corrente de 400A.	135
Figura 4.17 – Distribuição de pressão do ar escoando ao redor do cabo AeroZ Linnet.....	137
Figura 4.18 –Temperatura média do alumínio em função do valor da condutividade térmica do alumínio – avaliação numérica.	139
Figura 4.19 –Temperatura média do alumínio em função do valor da condutividade térmica do alumínio – cálculo analítico.....	140
Figura 4.20 – Influência do valor da resistência térmica de contato na temperatura média do cabo em regime permanente.	141
Figura 4.21 – Evolução da temperatura com o tempo do condutor de alumínio e do núcleo de aço.....	144
Figura 4.22 – Evolução da flecha do cabo com o tempo.....	145
Figura 4.23 – Evolução da temperatura com o tempo do condutor de alumínio e do núcleo de aço, para o cabo modificado com duas fibras cilíndricas.....	146
Figura 4.24 – Evolução da temperatura com o tempo do condutor de alumínio e do núcleo de aço, para o cabo modificado com três fibras achatadas.....	146

Figura 4.25 – Evolução da flecha do cabo AeroZ Linnet modificado com duas fibras cilíndricas.	147
Figura 4.26 – Evolução da flecha do cabo AeroZ Linnet modificado com três fibras achatadas.	148

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 - Faixa de valores para o coeficiente de absorção (α_s).....	28
Tabela 2.2 - Coeficientes para cálculo de convecção pela norma Cigré (2014).	29
Tabela 2.3 - Coeficientes para cálculo da convecção natural.....	30
Tabela 2.4 - Faixa de valores para os coeficientes de emissividade ϵ	31
Tabela 3.1 - Dados cabo Linnet padrão e Aero Z Linnet.	79
Tabela 3.2- Propriedades das ligas de alumínio padrão (Al 1350) e termoresistente (TAI).. ...	79
Tabela 3.3 - Casos estudados no presente trabalho.	81
Tabela 3.4 - Propriedades e condições para avaliação da temperatura e ampacidade do cabo Aero Z Linnet.	86
Tabela 3.5 – Propriedades do condutor utilizadas no cálculo da resistência térmica de contato.	98
Tabela 3.6– Propriedades do condutor utilizadas no cálculo da flecha.....	105
Tabela 3.7- Parâmetros Geométricos.....	109
Tabela 4.1 – Casos estudados e valores de temperatura experimental em regime permanente.	112
Tabela 4.2 – Condições de referência de ampacidade do cabo AeroZ Linnet.	113
Tabela 4.3 – Condições para cálculo de ganho solar.....	113
Tabela 4.4 – Resultados das normas considerando as condições de referência de ampacidade do cabo AeroZ Linnet.....	114
Tabela 4.5 – Casos estudados e valores analíticos de temperatura em regime permanente... ..	118
Tabela 4.6 – Casos estudados e valores analíticos de temperatura em regime permanente, incluindo ganho solar.	119
Tabela 4.7 – Comparação entre os resultados analíticos e experimentais.....	121
Tabela 4.8 – Malha simuladas no teste de malha.	124
Tabela 4.9 – Comparação entre os resultados numéricos e experimentais.	128
Tabela 4.10 – Comparação entre os resultados numéricos, analíticos e experimentais.	131
Tabela 4.11 – Efeito da tinta de recobrimento de alta emissividade, para 200 A.	138
Tabela 4.12 – Efeito da tinta de recobrimento de alta emissividade, para 400 A.	138

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AAC	All Aluminum Conductors
AACSR	Aluminum Alloy Conductor Steel Reinforced
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ACAR	Aluminum Conductor Alloy Reinforced
ACSR	Aluminum Conductor Steel Reinforced
ANEEL	Agência Nacional de Energia Elétrica
CFD	Computational Fluid Dynamics
DEMEC	Departamento de Engenharia Mecânica
ECAR	East Central Area Reliability
EES	Engineering Equation Solver
IEEE	Institute of Electrical and Electronics Engineers
OPGW	Optical Ground Wire
OPPC	Optical Phase Conductor
PPGMEC	Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
RMS	Root Mean Square
SSAC	Steel Supported Aluminum Conductor
UFMG	Universidade Federal de Minas Gerais

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	12
1.1	Objetivos.....	14
1.1.1	Objetivo Geral.....	14
1.1.2	Objetivos específicos.....	14
2	REVISÃO DA LITERATURA.....	16
2.1	Cálculo da ampacidade – Formulação clássica em regime permanente.....	18
2.2	Cálculo da ampacidade – Formulação clássica em regime transiente.....	21
2.3	Cálculo das Taxas de Ganho e Perda de Calor.....	23
2.3.1	Taxa de ganho de calor por efeito Joule.....	25
2.3.2	Taxa de ganho de calor por radiação solar.....	25
2.3.3	Taxa de perda de calor por convecção.....	28
2.3.4	Taxa de perda de calor por radiação.....	30
2.4	Tipos de condutores utilizados em linhas de transmissão.....	32
2.5	Tintas de revestimento de alta emissividade.....	34
2.6	Modelagem térmica do condutor.....	37
2.7	Resistência térmica de contato.....	38
2.7.1	Teoria da resistência térmica de contato.....	39
2.7.2	Fatores que influenciam na resistência térmica de contato.....	43
2.7.3	Modelos teóricos e empíricos para resistência/condutância térmica de contato.....	45
2.7.4	Estudos recentes em resistência térmica de contato.....	52
2.7.5	Pressão de contato entre camadas de cabos de aço.....	54
2.8	Tensões e flechas em cabos de linhas aéreas.....	58
2.8.1	A curva catenária.....	59
2.8.2	Mudança de estado em cabos suspensos.....	61
2.8.3	Propriedades físicas e distribuição das tensões em cabos não-homogêneos ACSR 64	
2.8.4	Estudos recentes em análises termo-mecânicas em cabos condutores.....	66
2.9	Avaliação numérica do escoamento de ar e da transferência de calor em cabos condutores de energia elétrica.....	68
2.9.1	Conservação da massa.....	69
2.9.2	Conservação da quantidade de movimento.....	69
2.9.3	Conservação da energia.....	70
2.9.4	Tratamento da turbulência.....	71
2.9.5	Tratamento da radiação.....	72
2.10	Ampacidade experimental: testes de campo e em túnel de vento.....	73
2.11	Ampacidade: estudos recentes utilizando simulação em CFD.....	75

3	MATERIAL E MÉTODOS.....	78
3.1	Avaliação da ampacidade em regime permanente do cabo Aero Z Linnet padrão ...	78
3.1.1	Análise experimental em túnel de vento	81
3.1.2	Incertezas de medição.....	84
3.1.3	Método analítico baseado nas normas IEEE, CIGRÈ e MORGAN.....	84
3.1.4	Análise numérica com auxílio de <i>software</i> de CFD	86
3.2.1	Análise numérica com auxílio de programa de CFD	104
3.3.1	Novas geometrias propostas	105
3.3.2	Análise numérica com auxílio de <i>software</i> em CFD.....	109
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO	110
4.1	Dados experimentais.....	110
4.2	Resultados analíticos – regime permanente.....	113
4.3	Resultados numéricos – regime permanente	124
4.3.1	Avaliação da distribuição interna de temperatura do condutor.....	132
4.3.2	Avaliação numérica do escoamento de ar ao redor do condutor.....	134
4.3.3	Avaliação do efeito da tinta de recobrimento.....	137
4.3.4	Avaliação do efeito da condutividade térmica do alumínio	139
4.3.5	Avaliação do efeito da resistência térmica de contato.....	141
4.3.6	Avaliação do coeficiente de arrasto.....	142
4.4	Resultados numéricos – regime transiente.....	142
4.5	Resultados numéricos – regime transiente dos cabos modificados	145
5	CONCLUSÕES	149
6	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	151
	REFERÊNCIAS	152

1 INTRODUÇÃO

O Brasil enfrenta atualmente uma séria crise energética. A falta de investimentos no setor, aliada ao aumento gradativo do consumo de energia elétrica e a escassez de chuvas em algumas regiões culminaram, no ano de 2015, no estabelecimento da crise que afeta diretamente a população. As tarifas de energia foram reajustadas em 23,4 % e, além disso, aumentou-se a bandeira tarifária, que prevê o repasse dos custos adicionais com usinas termelétricas para o consumidor final (MARTINS, 2015).

O processo de crise é resultado da redução de investimentos na transmissão, na distribuição e na conservação de energia elétrica ao longo dos anos e da dependência do país com relação às usinas hidrelétricas, responsáveis pela produção de grande parte (62 %) da energia consumida no território nacional (ANEEL, 2015). As usinas de energia elétrica são, geralmente, construídas longe dos centros consumidores (cidades e indústrias). Por esse motivo, a eletricidade produzida pelos geradores percorrem longas distâncias, em um complexo sistema de transmissão, aumentando as perdas de energia do sistema. (ELETROBRAS, 2015).

A crise resulta também das transformações ambientais, incluindo os baixos índices pluviométricos, que produziram impactos negativos na matriz energética brasileira. Segundo Margulis (2013), haverá uma redução significativa na disponibilidade hídrica devido aos novos regimes hidrológicos que virão nas próximas décadas.

Além disso, haverá um aumento da demanda de energia elétrica em razão do desenvolvimento de novos empreendimentos nos diferentes setores da economia (agricultura, indústria e serviços) associado a um aumento de consumo residencial. Segundo Filho (2013), a carga de energia no Brasil crescerá 4,2% ao ano, passando dos atuais 63 mil megawatts médios para mais de 91 mil megawatts em 2022.

Sendo assim, além da diversificação da matriz energética nacional é de extrema importância o aumento da capacidade dos sistemas de geração, transmissão e distribuição de energia. Com isso, espera-se aumentar a confiabilidade no fornecimento de energia aos consumidores finais, em face aos desafios que estão por vir.

Na prática, não é uma tarefa simples aperfeiçoar projetos elétricos nas áreas de distribuição e transmissão, uma vez que, os rendimentos elétricos desses projetos já são elevados. Todavia, historicamente, as linhas aéreas foram implantadas com o foco principal na escolha ótima do tipo do condutor, em função das características mecânicas e elétricas.

Contudo, os estudos mais aprofundados sobre sua capacidade térmica não eram considerados (NASCIMENTO, 2008).

Aliado a isso, há uma elevada dificuldade de ampliação de novos espaços para novas linhas de transmissão. A sociedade atual impõe restrições contra a expansão das linhas aéreas devido à necessidade de preservação ambiental e à poluição visual. Além disso, o custo de implantação de novas linhas é muito elevado (ALMEIDA, 2013).

A propriedade estudada e utilizada neste trabalho para a avaliação dos resultados foi a ampacidade. Trata-se da corrente máxima que a linha de transmissão pode transportar para uma dada temperatura do condutor, que está associada a uma distância mínima de segurança condutor-solo ou condutor-objeto. Ao conduzir corrente elétrica um condutor se aquece, dilata, e se aproxima do solo ou objetos próximos. Além disso, temperaturas excessivas podem danificar permanentemente a estrutura metalográfica dos materiais constituintes do condutor, alterando suas propriedades físicas (SILVA, 2006).

Nesse contexto, o presente estudo visa apresentar formas de se aperfeiçoar o desempenho térmico de cabos condutores utilizados em linhas aéreas de transporte de energia elétrica, tanto para regime permanente quanto transiente. Espera-se contribuir com a segurança da operação e com a possibilidade real de se elevar a capacidade de transmissão das linhas aéreas. Foram estudadas modificações em projetos de condutores existentes e feito o uso de materiais auxiliares como tinta de recobrimento de alta emissividade. Com isso, almeja-se contornar, quando viável, a dificuldade de se instalar novas linhas de transmissão, devido aos motivos supracitados.

Foram utilizadas neste trabalho três metodologias para o cálculo da ampacidade e para a avaliação do desempenho térmico do cabo: método experimental, analítico e numérico.

Na parte experimental foi utilizado um túnel de vento para testes práticos das condições estudadas no presente trabalho. Os dados experimentais foram obtidos para o cabo AeroZ Linnet original (sem recobrimento) e recoberto com tinta de alta emissividade. As mesmas condições foram estudadas nos métodos analítico e numérico. Os resultados experimentais possibilitam a validação das simulações numéricas e dos cálculos analíticos.

A metodologia analítica foi desenvolvida com base nos critérios contidos nos métodos de cálculo de ampacidade propostos por IEEE (2007), Cigrè (2014) e Morgan (1982). O programa comercial EES® foi utilizado para elaboração de um programa de cálculo de ampacidade baseado nas equações propostas por essas referências. Foram avaliadas as trocas térmicas em regime permanente para determinadas condições ambientais e para determinado tipo de condutor utilizado.

As simulações computacionais foram desenvolvidas utilizando-se a técnica de volumes finitos por meio do *software* programa ANSYS CFX®.

1.1 Objetivos

1.1.1 Objetivo Geral

Avaliar o comportamento térmico do cabo AeroZ Linnet por meio de técnicas numéricas, utilizando o programa ANSYS CFX®, e estudar melhorias, a partir de modificações em sua geometria e alteração da emissividade superficial.

1.1.2 Objetivos específicos

- Comparar e validar os valores numéricos de temperatura dos cabos, em regime permanente, com os resultados analíticos e experimentais, confirmando a adequabilidade do método e do programa utilizado;
- Comparar os resultados analíticos utilizando diferentes metodologias, de diferentes normas consideradas como referências da área;
- Avaliar o efeito térmico do uso de uma tinta de recobrimento de alta emissividade na dissipação de calor por radiação e consequente redução na temperatura do condutor, permitindo um aumento de ampacidade;
- Avaliar a influência da resistência térmica de contato entre as camadas de alumínio do cabo AeroZ Linnet na condução interna de calor e na temperatura do condutor;
- Verificar a importância da condutividade térmica equivalente do alumínio na condução interna de calor e na temperatura do condutor;
- Estudar o efeito do espaço interno de ar do cabo AeroZ Linnet no retardamento do aquecimento do núcleo estrutural de aço, em regime transiente, bem como as variações na flecha do cabo em decorrência do aumento de temperatura;
- Propor novas geometrias de cabo com maior espaço interno de ar. Isso possibilita intensificar o retardamento do aumento da flecha do cabo em

regime transiente e ao mesmo tempo incluir fios de fibra óptica nesses espaços, conforme cabos do tipo OPPC, agregando valor ao produto.

2 REVISÃO DA LITERATURA

A ampacidade (*ampacity* ou *thermal rating*, do inglês) é o termo técnico que representa a capacidade de transporte de energia elétrica de uma linha de transmissão de energia, tendo em vista à limitação do aquecimento permitido aos cabos condutores. Existem especificações técnicas, como temperatura máxima suportada pelo material constituinte dos cabos, e fatores de segurança que devem ser respeitados, como distância do cabo ao solo (BROCHURE SAG AND TENSION, 2013).

As condições ambientais no entorno das linhas de transmissão, em combinação com a corrente elétrica e as propriedades termofísicas determinam a distribuição de temperaturas nos condutores. Velocidade e direção de vento, temperatura ambiente, radiação solar incidente, presença de chuva ou neve são os fatores climáticos preponderantes na determinação da ampacidade da linha, dentre outros de menor influência (CIGRE TASK FORCE B2.12.6, 2005).

Estudos sobre ampacidade estão no foco de muitas pesquisas do setor elétrico, em função dos seguintes fatores (NASCIMENTO, 2009):

- Aumento das restrições ambientais e de poluição visual, impostas pela sociedade moderna, para se construir novas linhas;
- Exigências regulatórias para melhorar o nível de segurança operacional das linhas aéreas objetivando minimizar os riscos de acidentes e de perda de receita;
- Aumento na geração de energia a partir de fontes renováveis que utilizam as linhas existentes como meio de transporte;
- Aumento de intercâmbio entre os mercados de energia.

Além desses fatores, as crescentes instabilidades climáticas demandam sistemas de energia mais confiáveis flexíveis e eficientes, de forma a garantir o fornecimento contínuo de energia elétrica aos consumidores finais.

No Brasil estão também presentes diversos estudos nessa área. Vários trabalhos podem ser citados, como Bezerra (1987), Moreira (2006), Diniz (1995), Furtado (1997a), Furtado (1997b) e Menezes (2001). Validações experimentais em laboratório e em campo

também foram realizadas conforme Nascimento (2004), Ignácio (2005), Nascimento (2009) e Portela (2014).

A partir do perfil térmico de operação do condutor definem-se basicamente dois regimes de operação da linha aérea: regime normal e de emergência. Esses dois regimes estão condicionados a quatro fatores fundamentais (NASCIMENTO, 2009):

- Características elétrica e mecânica, do condutor da linha aérea, que por sua vez dependem diretamente do diâmetro do condutor;
- Limite térmico de operação do condutor que está relacionado à distância do condutor ao solo para segurança operacional, que é definida em normalização técnica pertinente [no Brasil, NBR 5422, 1985];
- Energia elétrica a ser transportada;
- Limite térmico máximo do condutor, isto é, evitar perda da vida útil das camadas de alumínio devido à elevação excessiva da temperatura do condutor (NASCIMENTO, 1999).

Para novas linhas de transmissão deve-se avaliar as características mecânicas, térmicas e elétricas que atendam a um determinado projeto de novas linhas de transmissão.

No que diz respeito a técnicas de recapacitação de linhas de transmissão, algumas alternativas são possíveis (OLIVEIRA, 2000):

- Trabalhar no limite térmico da linha de transmissão – Consiste na determinação mais precisa dos fatores climáticos da região de instalação da linha, de forma a otimizar o cálculo de ampacidade, evitando a utilização de valores muito conservativos e que não representam de forma fidedigna a realidade do local;
- Recondutar a linha de transmissão – Consiste na troca do condutor existente por outro condutor com maior capacidade de transmissão;
- Aumentar número de condutores por fase – aplicável a linhas com um condutor por fase;
- Expansão do feixe de condutores – consiste na mudança da tradicional distribuição circular dos subcondutores nas fases para uma configuração com uma diferente disposição geométrica e um número maior de

condutores, possibilitando uma melhor distribuição do campo elétrico nos condutores;

- Modificação da tensão operativa da linha de transmissão – para tanto, é necessário um projeto de reisolamento das linhas de transmissão bem como estudos de retensionamento dos cabos de modo a permitir elevar os níveis operativos de tensão, a um custo de até 20% do custo da construção de uma nova linha;

Entretanto, mesmo sendo viáveis, todas essas alternativas são de elevado custo. Sendo assim, a opção de reconduzir as linhas de transmissão, bem como trabalhar no limite térmico da mesma, se torna atrativa dentre as demais, sendo possível utilizar estruturas já existentes.

Desta forma, o estudo de ampacidade se torna essencial na busca da otimização dos sistemas de transmissão e distribuição de energia, possibilitando o desenvolvimento de condutores cada vez mais complexos e eficazes, que podem ser utilizados no processo de ampliação de capacidade operacional das linhas de transmissão.

2.1 Cálculo da ampacidade – Formulação clássica em regime permanente

A temperatura de operação dos condutores de linhas aéreas é calculada, em regime permanente, utilizando a seguinte equação de equilíbrio (MORGAN, 1982):

$$P_J + P_M + P_S + k_I P_l = P_R + P_C + P_V \quad (2.1)$$

Em que:

P_J	Taxa de geração de calor por efeito Joule por unidade de comprimento	(W/m)
P_M	Taxa de geração de calor por efeito ferro-magnético por unidade de comprimento	(W/m)
P_S	Taxa de ganho de calor por radiação solar por unidade de comprimento	(W/m)

P_I	Taxa de geração de calor por efeito corona por unidade de comprimento	(W/m)
P_R	Taxa de perda de calor por radiação por unidade de comprimento	(W/m)
P_C	Taxa de perda de calor por convecção por unidade de comprimento	(W/m)
P_V	Taxa de perda de calor por vaporização por unidade de comprimento	(W/m)
K_I	Fator de ionização	(adimensional)

As taxas de ganho por efeito corona, ferromagnético e perda por vaporização são frequentemente desconsideradas nos cálculos de ampacidade. São termos representativos apenas para algumas situações específicas, não sendo preponderantes na maioria dos casos práticos, conforme indicado nas normas IEEE (2007), Cigrè (2014) e Morgan (1982).

A formulação clássica passa a ser, portanto:

$$P_J + P_S = P_R + P_C \quad (2.2)$$

Ou

$$R(T_C)I^2 + P_S = P_R + P_C \quad (2.3)$$

Logo,

$$I = \sqrt{\frac{P_R + P_C - P_S}{R(T_C)}} \quad (2.4)$$

A corrente elétrica em moto contínuo pode ser determinada tendo em posse os valores de temperatura e resistência elétrica do condutor, além das variáveis climatológicas envolvidas (velocidade de vento, temperatura atmosférica e radiação solar, por exemplo). A Figura 2.1 mostra o fluxograma do cálculo da ampacidade em regime permanente.

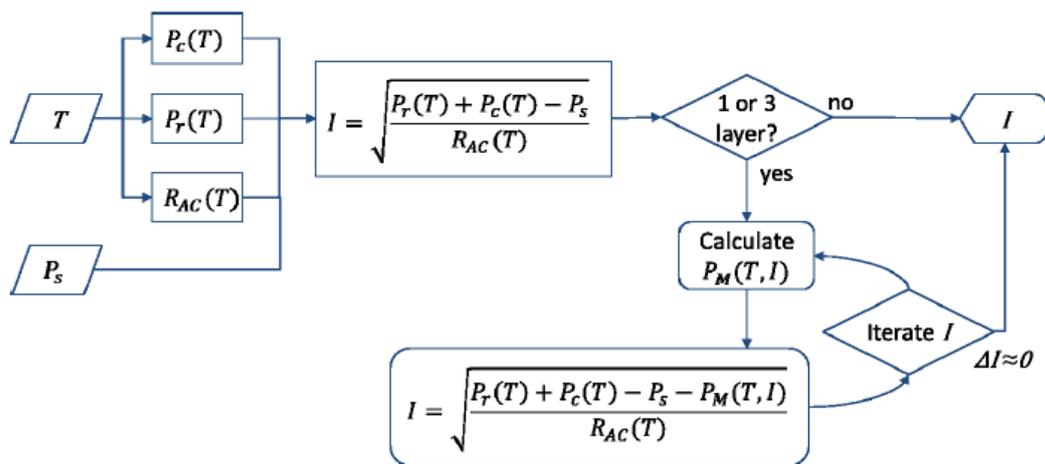


Figura 2.1 - Fluxograma do cálculo da ampacidade em regime permanente (CIGRÈ, 2014).

Embora o cálculo possa ser realizado para qualquer temperatura do condutor e condições climatológicas, uma temperatura do condutor máxima permitida (exemplo 75 °C a 150 °C) e condições climatológicas “conservadoras” (exemplo, velocidade do vento entre 0,6 m/s até 1,2 m/s, temperatura ambiente entre 30 °C a 45 °C) são frequentemente usadas para calcular a capacidade térmica em regime permanente (PORTELA, 2014; ANJAN, 2000).

O cálculo inverso também pode ser feito, isto é, determinar a temperatura de operação do cabo sabendo-se a corrente elétrica transmitida. Entretanto, trata-se de um cálculo mais complexo, pois as taxas de perda de calor por convecção e radiação, bem como propriedades térmicas do cabo, dependem da temperatura. Logo um cálculo iterativo é necessário (CIGRÈ, 2014):

- a) Assume-se uma temperatura inicial para uma corrente requerida do condutor e um dado erro de aproximação;
- b) Calculam-se as taxas de perdas de calor por convecção e irradiação e as taxas de ganho de calor por radiação solar e por efeito Joule;
- c) Calcula-se a corrente do condutor para esta temperatura inicial;
- d) Comparam-se os valores da corrente calculada com a corrente requerida que circula no condutor;
 - Se a diferença entre as correntes é menor que a diferença pré-estabelecida, para-se o processo e a temperatura atual é a solução procurada.

- Se a diferença entre as correntes é maior que a diferença assumida, a temperatura inicial do condutor é então aumentada se o valor da corrente calculada é inferior ao valor da corrente do condutor. Caso contrário a temperatura é diminuída.
- e) Retorna-se ao passo b.

A Figura 2.2 mostra o fluxograma do cálculo da temperatura de operação em função da ampacidade.

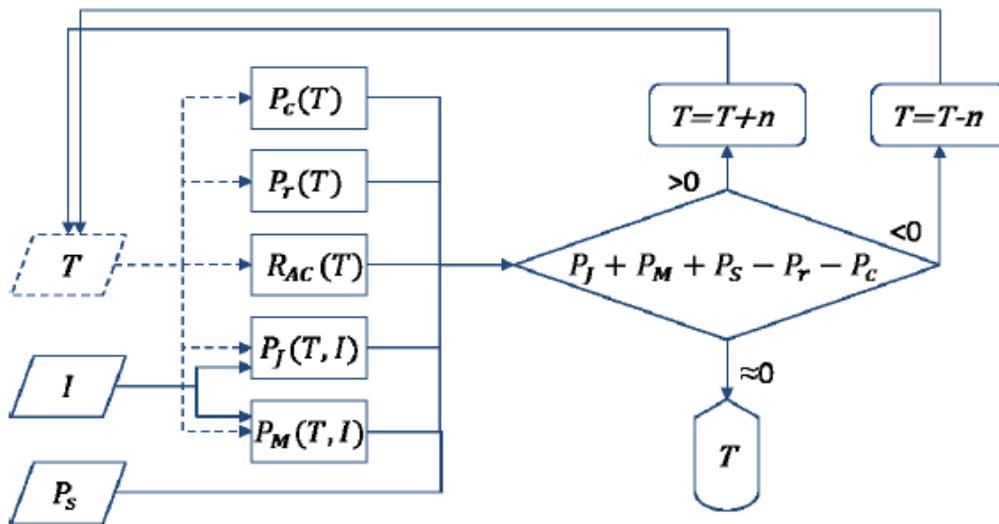


Figura 2.2 - Fluxograma do cálculo da temperatura de regime para determinado nível de corrente (CIGRÈ, 2014).

2.2 Cálculo da ampacidade – Formulação clássica em regime transiente

Em muitos casos, é necessário determinar a temperatura dos condutores mais precisamente em um ambiente em constante mudança, para evitar violações de distâncias de segurança ou possíveis danos aos materiais devido as altas temperaturas envolvidas. Neste sentido, importantes métodos de monitoramento de linhas aéreas têm sido desenvolvidos (CIGRÈ, 2012). Estes métodos devem relacionar corretamente as alterações das diferentes variáveis de uma linha de transmissão aérea com o tempo.

Um exemplo típico de alteração se dá nos níveis de corrente em uma linha de transmissão, e sua resposta no tempo, conforme demonstrado na Figura 2.3:

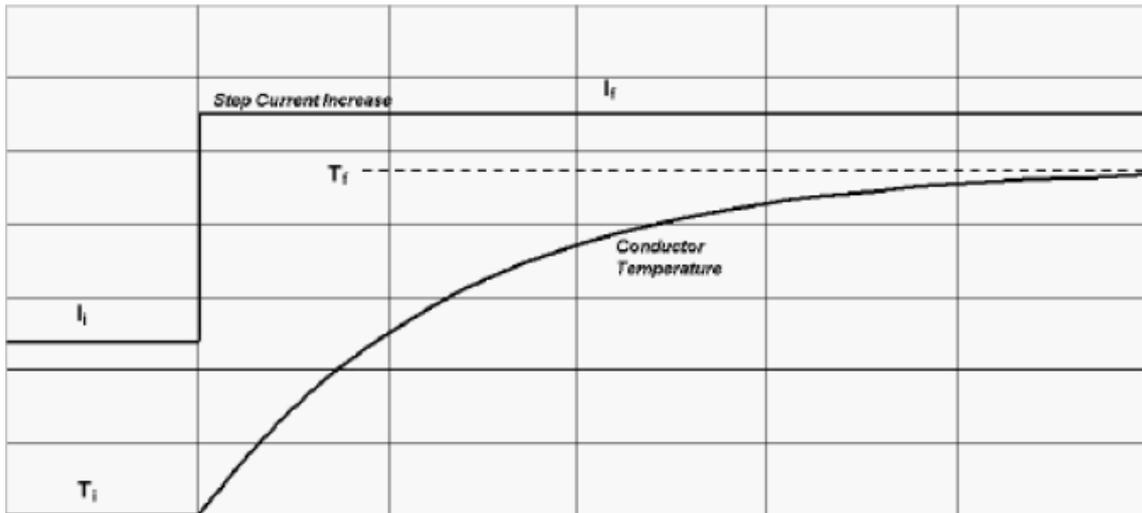


Figura 2.3 - Gráfico da variação de temperatura no tempo devido ao aumento repentino de corrente elétrica (IEEE, 2007).

Imediatamente após a mudança no valor da corrente, a temperatura do condutor é inalterada (assim como a resistência elétrica do condutor e a taxa de perda de calor devido à convecção e radiação), mas a taxa de geração de calor devido ao efeito Joule aumenta. Portanto, a temperatura do condutor começa a aumentar.

O aumento da temperatura do condutor produz maiores perdas de calor devido à convecção e radiação, além da elevação na geração de calor em função da dissipação de calor por efeito Joule, que resulta do aumento da resistência elétrica do condutor. Depois de certo tempo, a temperatura do condutor se aproxima a sua temperatura final de estado estacionário (IEEE, 2007).

A variação da temperatura com o tempo, tendo em vista alterações nos parâmetros envolvidos, seja a corrente ou alterações nos parâmetros climatológicos, pode ser determinada por:

$$mc_p \frac{dT_{av}}{dt} = P_J + P_M + P_S - P_C - P_r \quad (2.5)$$

Integrando-se a EQ.(2.5) durante um intervalo de tempo discreto Δt , é possível determinar a temperatura após este intervalo:

$$T_{av} = \sum_0^t \frac{(P_J + P_S + P_M - P_R - P_C)\Delta t}{mc_p} + T_I \quad (2.6)$$

Em que:

T_{av}	Temperatura média do cabo após um intervalo de tempo Δt	(°C)
m	Massa	(kg)
c_p	Calor específico	(J/kg °C)
T_I	Temperatura inicial	(°C)

É claro que os valores de perda e geração de calor não são fixos, e dependem da temperatura do condutor. Sendo assim é de extrema importância a seleção de passos de tempo correto nos cálculos transientes, para que se tenha boa precisão nos valores encontrados. Um intervalo de tempo igual a 1% da constante de tempo térmica do condutor (tempo necessário para o condutor atingir 63,2% da temperatura em regime permanente) é geralmente suficiente (IEEE, 2007).

2.3 Cálculo das Taxas de Ganho e Perda de Calor

A metodologia de determinação de ampacidade ou da temperatura de operação de redes de transmissão de energia elétrica é de certa forma universal, ou seja, independe da norma técnica utilizada. Isso porque se trata basicamente de um balanço de energia aplicado ao condutor elétrico, e assim não pode haver variações.

O que diferencia a abordagem dada pelas normas técnicas da área, empresas e estudiosos do setor são os cálculos utilizados na determinação das taxas de ganho e perda de energia térmica, bem como simplificações feitas, como, por exemplo, desprezar a contribuição dos efeitos corona, evaporação e aquecimento magnético. Além disso, são apresentadas diferentes formas de cálculo de propriedades do condutor, como por exemplo, resistência elétrica.

Cada norma utiliza correlações específicas de convecção (natural, forçada e mista) e ganho solar. Os demais termos de ganho e perda de calor são calculados de uma mesma forma pela as normas.

Os principais documentos relacionados ao tema ampacidade são propostos por Morgan (1982), IEEE (2007) e Cigrè (2014). Os mais recentes e utilizados na atualidade são os últimos dois, que na verdade se baseiam em diversos estudos sobre o tema, incluindo principalmente o próprio estudo de Morgan (1982) e também ECAR.

No Brasil, a norma NBR 5422 de 1985 da Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT) define tanto o tratamento a ser dado às variáveis atmosféricas atuantes na temperatura do cabo quanto às distâncias de segurança a serem respeitadas entre cabos e objetos próximos ou abaixo da linha. Essa norma apresenta uma limitação importante que é a falta de referência ou uma indicação clara do método de cálculo da relação temperatura-corrente do condutor a ser empregado. Essa limitação foi contornada com a publicação da resolução normativa nº 191 de 12 de Dezembro de 2005 (ANEEL, 2005a) pela Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL), a qual apresenta os procedimentos para determinação da capacidade operativa das instalações de transmissão e que recomenda como metodologia de cálculo da relação temperatura-corrente de cabos aéreos a ser utilizado no país, o método estabelecido pelo CIGRÉ e implementado conforme descrição presente na nota técnica 038/2005 (ANEEL, 2005b) também publicada pela ANEEL (PORTELA, 2014).

Visto que não é objetivo do presente trabalho avaliar todos os métodos de cálculo presentes na literatura, mas sim exemplificar e mostrar uma metodologia de obtenção de valores de temperatura e ampacidade será considerado nesta seção a metodologia presente em Cigrè (2014), por ser a mais recente e inclui em seu conteúdo estudos mais atuais nesse campo.

Além disso, estudos indicam boa proximidade de resultados pelas normas, como em Furtado (2008) e Schimdt (1999). Neste último, é inclusive indicado o uso na norma CIGRE por ser mais flexível e cobrir uma maior gama de condições ambientais.

No presente trabalho não serão consideradas as contribuições por efeito magnético, ionizante (corona) e evaporação.

2.3.1 Taxa de ganho de calor por efeito Joule

Da teoria clássica da transmissão de corrente elétrica, parte desta é convertida em calor, devido à resistência elétrica do meio. Esse fenômeno é conhecido como efeito Joule, e a potência dissipada em corrente contínua pode ser determinada conforme EQ.(2.3).

A resistência térmica em corrente alternada do condutor, por sua vez, pode ser determinada:

$$R(T_c) = K_J R_0 (1 + \alpha_0 T_m) \quad (2.7)$$

Em que:

K_J	Fator adimensional que leva em conta o aumento da resistência com a corrente alternada devido aos efeitos de superfície e de proximidade (para corrente contínua $K_J = 1$)	(adimensional)
R_0	Resistência em corrente contínua por unidade de comprimento a uma temperatura de referência T_0 .	(Ω/m)
α_0	Coefficiente de variação da resistência com a temperatura entre T_0 e T_m	($1/^\circ C$)
T_m	Variação de temperatura média da seção do condutor $(T_c + T_0)/2$	($^\circ C$)
T_c	Temperatura do condutor	($^\circ C$)
T_0	Temperatura de referência	($^\circ C$)

O fator K_J possui valores típicos em torno de 1,02, mas podendo chegar a valores maiores, como 1,10, em condutores de maior bitola (CIGRE, 2014).

2.3.2 Taxa de ganho de calor por radiação solar

A radiação solar incidente sobre um condutor em uma linha de condução de energia elétrica depende de vários fatores.

A intensidade de radiação não é constante em toda superfície terrestre, ela varia com a localização geográfica do ponto analisado (latitude, longitude (hora do dia), altitude) e dia/época do ano. Além disso, ela depende do posicionamento do condutor com relação ao sol e o solo, bem como do valor de irradiação solar refletida por este (albedo).

A Figura 2.4 ilustra os ângulos envolvidos no posicionamento do condutor com relação a posição do sol.

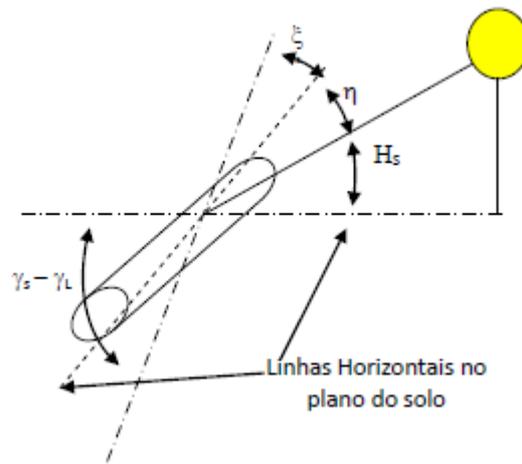


Figura 2.4 - Disposição do condutor com relação à radiação solar incidente (NASCIMENTO, 2009).

A correlação EQ.(2.8) pode ser utilizada para calcular o ganho solar:

$$P_s = \alpha_s D \left[I_B \left(\sin(\eta) + \frac{\pi}{2} F \sin(H_s) \right) + I_d \left(1 + \frac{\pi}{2} F \right) \right] \quad (2.8)$$

Sendo:

$$I_{B(0)} = N_s \frac{1280 \sin(H_s)}{\sin(H_s) + 0.314} \quad (2.9)$$

$$I_{B(y)} = I_{B(0)} \left[1 + 1.4 \times 10^{-4} y \left(\frac{1367}{I_{B(0)}} - 1 \right) \right] \quad (2.10)$$

$$I_d = (430.5 - 0.288 I_B) \sin(H_s) \quad (2.11)$$

$$H_s = \arcsin(\sin(\varphi) \sin(\delta_s) + \cos(\varphi) \cos(\delta_s) \cos(Z)) \quad (2.12)$$

$$\eta = \arccos[\cos(H_s) \cos(\gamma_s - \gamma_c)] \quad (2.13)$$

Em que:

φ	Latitude	(graus)
δ_s	Declinação = $23.3 \sin \left[\frac{2\pi(284+N^*)}{365} \right]$	(graus)
N^*	Dia do ano (1 de janeiro = 1)	(adimensional)
Z	Hora angular do sol = $15(12 - Time)$	(graus)
η	Ângulo do raio solar com relação ao eixo do condutor	(graus)
γ_c	Azimute do condutor	(graus)
γ_s	Azimute do sol = $\arcsin \left[\frac{\cos \delta_s \sin(Z)}{\cos H_s} \right]$	(graus)

A absorptividade da superfície do condutor (parcela da radiação solar incidente que é efetivamente absorvida) depende justamente da condição da superfície.

De acordo com House e Tuttle. (1963) e Morgan (1982), ela pode assumir valores que vão desde 0,13 até 0,95.

Tabela 2.1 - Faixa de valores para o coeficiente de absorção (α_s).

Superfície lisa		Encordado	
Polida	0,13-0,33	Brilhosa	0,28-0,35
Fosca	0,24	Oxidada	0,55-0,60
Oxidada	0,43-0,65	Envelhecida (Rural)	0,38-0,48
Envelhecida	-	Envelhecida (industrial)	0,78-0,93

Fonte: CIGRÈ (2014).

2.3.3 Taxa de perda de calor por convecção

De acordo com a norma Cigrè (2014), convecção é quase sempre o fator mais importante para o resfriamento de condutores aéreos, mesmo para condições de ar parado.

A taxa de perda por convecção é dada pela EQ.(2.14):

$$P_c = \pi \lambda_f (T_c - T_a) (Nu)_{D,f} \quad (2.14)$$

λ_f	Condutividade térmica do ar à temperatura do filme T_f	($Wm^{-1}^{\circ}C^{-1}$)
D	Diâmetro do condutor	(m)
f	Propriedade de filme do ar tomada à T_f	($^{\circ}C$)
T_f	$T_f = (t_c + t_a)/2$	($^{\circ}C$)
T_c	Temperatura superficial do condutor	($^{\circ}C$)
T_a	Temperatura ambiente	($^{\circ}C$)
Nu	Número de Nusselt	(adimensional)

Dependendo da situação (convecção natural, forçada ou mista), correlações diferentes têm sido propostas por vários autores a fim de se obter o número de Nusselt.

Entre as correlações propostas para convecção forçada, recomenda-se a equação dada por Morgan (1982) que tem sido utilizada como referência em muitos documentos, e é baseada em diversos resultados experimentais:

$$Nu_{90} = B \cdot Re^n \quad (2.15)$$

Os coeficientes B e n são dados na Tabela 2.2, e dependem da rugosidade superficial do condutor (R_s), e é claro do número de Reynolds do escoamento sobre o cabo:

Tabela 2.2 - Coeficientes para cálculo de convecção pela norma Cigré (2014).

Condutores compactos			Condutores padrão $R_s \leq$			Condutores padrão $R_s \geq 0,05$		
Re	B	n	Re	B	n	Re	B	n
35-5000	0,583	0,471	100- 2,650	0,641	0,471	100- 2,650	0,641	0,471
5000- 50000	0,148	0,633	2,650- 50,000	0,178	0,633	2,650- 50,000	0,048	0,800
50000- 200000	0,0208	0,814						

Fonte: CIGRÉ (2014).

A EQ.(2.15) representa o número de Nusselt para escoamento cruzado perpendicular. Caso o escoamento sobre o condutor não seja dessa forma, diferentes correlações são indicadas para ajustar os valores encontrados se considerado escoamento cruzado a 90° .

É importante ressaltar também que as correlações anteriores não englobam os efeitos de turbulência do ar, que são complexos e difíceis de prever em situações praticas em linhas de transmissão. Os efeitos turbulentos podem afetar consideravelmente a análise térmica dos condutores, e assim erros consideráveis podem ser encontrados ao utilizar as correlações citadas.

Para convecção natural, a EQ.(2.16) é utilizada, e os seus coeficientes descritos na Tabela 2.3:

$$Nu_{nat} = A. (Gr. Pr)^m \quad (2.16)$$

Tabela 2.3 - Coeficientes para cálculo da convecção natural.

Gr.Pr		A	m
De	Até		
10^{-1}	10^2	1,02	0,148
10^2	10^4	0,850	0,188
10^4	10^7	0,480	0,250
10^7	10^{12}	0,125	0,333

Fonte: CIGRÈ (2014).

Quando a velocidade do vento é baixa, o fenômeno de transferência de calor pode ser mais complicado, devido aos efeitos de empuxo do fluido, que podem ocorrer no ar ao redor do condutor de forma significativa. Diferentes modelos foram propostos por alguns autores para considerar esses efeitos, e proporcionar uma transição suave entre a convecção forçada e natural. No entanto, é muito complicado contrastar e usar esses modelos em situações reais, devido à grande variabilidade da velocidade e direção do vento, tanto no tempo quanto no espaço (CHEN, BLACK E LOARD, 2002). Dessa forma recomenda-se o uso, em todos os casos, do mais elevado valor entre os dados de convecção natural e forçada, sendo assim uma abordagem conservadora.

2.3.4 Taxa de perda de calor por radiação

A perda de calor por radiação por um condutor é a energia total transmitida a partir da sua superfície, irradiada em direção ao solo, ambiente e diretamente ao céu.

A taxa de perda de calor por radiação representa apenas uma pequena parte do calor total dissipado no meio ambiente.

Seu valor pode ser obtido somando-se todas as parcelas, chegando assim na equação geral de perda de calor por radiação:

$$Pr = \pi D \varepsilon \sigma_B [(T_c + 273)^4 - (T_a + 273)^4] \quad (2.17)$$

Em que as grandezas estão descritas como a seguir:

D	Diâmetro do condutor	(m)
ε	Coefficiente de emissividade total	(adimensional)
σ_B	Constante de Stefan-Boltzann = 5.6697×10^{-8}	(W/m ² K ⁴)
T _c	Temperatura superficial do condutor	(°C)
T _a	Temperatura ambiente	(°C)

A emissividade ε representa a capacidade de emissão de energia de uma superfície em relação a um corpo negro, dependendo do tipo de material da superfície e de seu acabamento. Para condutores de alumínio, a emissividade pode variar segundo a Tabela 2.4 (MORGAN, 1982).

Tabela 2.4 - Faixa de valores para os coeficientes de emissividade ε .

Superfície lisa		Encordoado	
Polida	0,04-0,08	Brilhosa	0,27-0,36
Fosca	0,18-0,25	Oxidada	0,20-0,50
Oxidada	0,10-0,20	Envelhecida (Rural)	0,35-0,65
Envelhecida	0,35-0,90	Envelhecida (industrial)	0,62-0,95

Fonte: MORGAN (1982).

2.4 Tipos de condutores utilizados em linhas de transmissão

Condutor de alumínio reforçado com aço (ACSR) é o tipo mais utilizado de condutor de corrente. Os condutores 100 % de alumínio (AAC) são usados em regiões costeiras para alta resistência à corrosão e também para aplicações que necessitam de menor resistência, em que não é necessária a alta resistência de um núcleo de aço. Mais recentemente, os condutores de liga de alumínio tem sido utilizados devido ao seu baixo peso e proporção resistência-peso elevada, o que permite vãos mais longos com menor flecha. Outros condutores híbridos com várias proporções de alumínio, ligas de alumínio e fios de aço também são utilizados para aplicações especiais. Um tipo popular de condutores híbridos são condutores de alumínio reforçado com ligas (ACAR) e de liga de alumínio reforçado com aço (AACSR) (ANJAN, 2000).

Condutores de alta temperatura (SSAC) são utilizados para a transmissão de grandes quantidades de energia nos circuitos fortemente carregados, onde é necessário um elevado grau de confiabilidade. Neste tipo de condutor, o alumínio não é trabalhado a frio, e assim apresenta baixa resistência mecânica. O aço é responsável praticamente por toda a resistência mecânica do cabo. Por não ser deformado a frio, o alumínio fica em um estado totalmente recozido. Dessa forma, neste tipo de cabo a limitação de temperatura de recozimento é transferida para o aço, cujo valor gira em torno de 250 °C, o que vai muito além das temperaturas presentes em linhas de transmissão (SLEGERS, 2011).

Recentemente, modelos de condutores compactos vêm sendo desenvolvidos, oferecendo perdas mais baixas, para a mesma área de secção transversal do condutor. O projeto compacto é possível graças à conformação trapezoidal de fios ao invés de fios com secções transversais circulares utilizados em condutores ACSR convencionais. Para um melhor desempenho aerodinâmico, os condutores também estão disponíveis com lacunas concêntricas no interior do condutor, que oferecem melhor amortecimento de vibrações induzidas pelo vento.

Outro desenvolvimento recente em tecnologia de condutores de linha de transmissão é a integração da tecnologia de comunicação por fibra óptica na fabricação de condutores. Em um sistema óptico fio terra (OPGW), um cabo de fibra óptica é colocado no interior do núcleo do fio terra. Em certas aplicações de linhas de transmissão, o cabo de fibra óptica é colocado no interior do núcleo do condutor (OPPC). Comunicação por fibra óptica

oferece um sistema de comunicação de dados livre de ruídos no ambiente do condutor elétrico, visto que a comunicação por fibra óptica não é afetada por interferências eletromagnéticas.

A Figura 2.5 mostra os vários tipos de condutores utilizados em linhas de transmissão aérea:

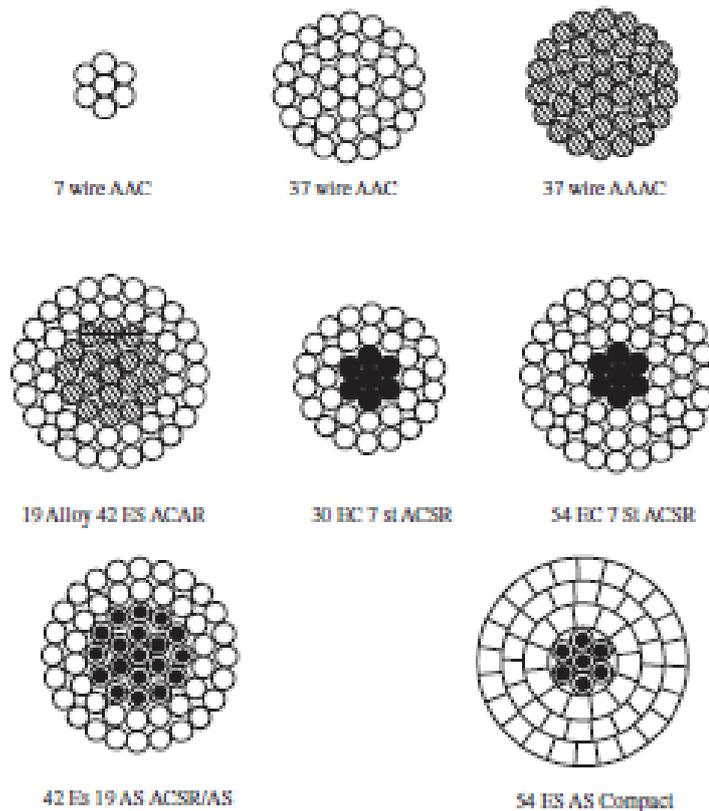


Figura 2.5 – Tipos de cabos de linhas de transmissão aérea (ANJAN, 2000).

Ainda mais recentemente foram desenvolvidos novos tipos de condutores compactos. Ao invés de possuir fios trapezoidais, estes possuem fios com seção transversal em formato de “Z”. Esse tipo de fio possui vantagens em relação ao fio trapezoidal, pois o trançamento de tais arames em liga de alumínio leva a uma sucessão de pequenas ranhuras na periferia do condutor, que quando otimizadas acarretam uma diminuição no coeficiente de arrasto. Além disso, como os arames trapezoidais nem sempre são contínuos, as vibrações eólicas podem aumentar a inclinação desses fios e, por conseguinte, a altura dos pequenos degraus na superfície, piorando o arrasto. Por fim, se um fio trapezoidal se quebra, sua forma de cunha força estes para fora do condutor. Em contraste, os fios em Z se sobrepõem uns aos

outros, com a parte inferior de um fio colocada sob a parte superior do arame adjacente. Dessa forma, mesmo se um fio em Z romper, ele não tenderá a se soltar do condutor, como ocorre no fio trapezoidal. (COUNESON ET AL., 1998). A Figura 2.6 mostra a ilustração da seção transversal do cabo AeroZ Linnet.

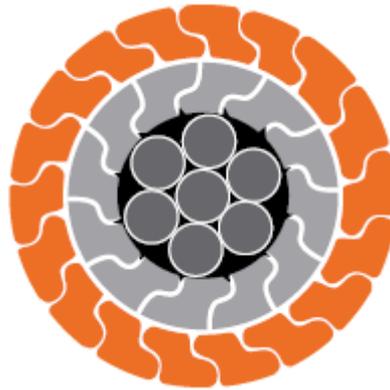


Figura 2.6 – Cabo Aero-Z Linnet (NEXANS, 2013).

2.5 Tintas de recobrimento de alta emissividade

O uso de tintas de recobrimento especiais tem sido difundido em diversas aplicações industriais, com o objetivo de manter a temperatura das superfícies e equipamentos dentro de níveis menores do que o padrão anterior sem tinta. Essas tintas possuem algumas propriedades radiativas específicas desejadas, como alta emissividade e/ou baixa absorvidade de radiação.

A ideia de se usar tintas de alta emissividade para reduzir a temperatura de componentes é antiga. Schneider (1963), por exemplo, propôs a aplicação de tinta negra de alta emissividade em aquecedores de catodo de tubos de imagem de televisão. Foi possível aumentar a confiabilidade do sistema e aumentar o tempo de vida útil dos aquecedores.

Com relação a estudos mais recentes, Ohlhorst et al. (2007) estudaram a emissividade de várias tintas de recobrimento aplicadas em veículos hipersônicos e espaciais de reentrada. As tintas foram aplicadas no sistema de proteção térmica dos veículos (TPS). Tintas à base de HfC apresentaram melhores resultados do que tintas a base de sílica para aplicações de alta temperatura (próximas dos 1500 °C). Outra aplicação aeroespacial é o uso de tinta de recobrimento em telescópios de onda gravitacional criogênica de grande escala

(SAKAKIBARA et al., 2013). Devido a grande massa e capacidade térmica, o resfriamento dos espelhos e seus sistemas de suspensão podem levar meses. Sendo assim, uma aceleração do resfriamento pode ser alcançada aplicando-se tinta de alta emissividade de forma a aumentar a taxa de resfriamento dos componentes por emissão de radiação.

Outra aplicação muito comum desse tipo de tinta é em fornos industriais em geral. A intenção nesse caso é intensificar a transferência de calor das paredes refratárias para a carga a ser aquecida, ajudando na diminuição da temperatura (e aumento da vida útil) e perdas de energia pelas paredes. Com isso espera-se inclusive diminuição no consumo de energia, visto que a eficiência do sistema é aumentada.

Stefanidis et al. (2008) verificaram um aumento de 1% na eficiência térmica de um forno de craqueamento a vapor de nafta, conversão de nafta em 1% e produtividade de etileno em 0,5%, com o uso de tinta de alta emissividade nas paredes internas do forno. Novo (2012) estudou a aplicação de tinta em fornos de fusão de alumínio, indicando também redução no consumo de energia necessário para essa operação. Novo et al. (2014) apontaram os fatores que influenciam o comportamento das tintas de alta emissividade (dopagem, espessura da tinta, adesão/rugosidade). Chauhan, Misra e Shukla (2012) verificaram uma economia de 11 a 15 % no consumo de energia elétrica em um processo de aquecimento de água por meio de uma resistência elétrica acoplada a um substrato cerâmico revestido com tinta de alta emissividade a base de zircônio. Existem estudos também de aplicação de recobrimento em tanques de aquecimento de vidro, indicando ganhos de 4 a 10% de redução de consumo de combustível gasoso (NORTH AMERICAN REFRACTORIES COMPANY, 2009).

Souza (2010) estudou a aplicação de recobrimento de diferentes tintas sobre determinado tipo de telhado, verificando uma diferença de até 14 °C na temperatura do telhado. Isso indica o uso de tintas de alta emissividade e baixa absorvidade em edificações, como forma de melhorar o conforto térmico dos ambientes internos, e muitas vezes permitir a redução no consumo de energia de sistemas de refrigeração.

Com relação ao desenvolvimento e estudo de diferentes tipos de tinta, He et al. (2009) fazem um resumo do progresso e prospecção da aplicação de revestimentos de alta emissividade em equipamentos que operam a altas temperaturas. O coeficiente de absorção e coeficiente de dispersão de luz (refletância) são fatores importantes a serem considerados na concepção de um revestimento de alta emissividade; aumentando-se aquele e diminuindo-se este é possível aumentar a emissividade. Em princípio, todos os mecanismos de melhoria da emissividade podem ser aplicados ao aperfeiçoamento de revestimentos cerâmicos; o

verdadeiro desafio está na implementação. No entanto, para aplicações de engenharia reais, a busca de alta emissividade não é suficiente. Uma combinação de alta emissividade e outras propriedades mais abrangentes (chamados de revestimentos multifuncionais) será estudada mais pelas pesquisas acadêmicas orientadas pelas necessidades industriais. Revestimentos nanocristalinos, nanocompósito ou concepção de várias camadas estruturais podem ser a chave para este revestimento multifuncional. Outro ramo promissor chamado revestimento de emitância variável tem sido estudado (FARRAR ET AL., 2012). Pequenas naves espaciais, incluindo micro e nano satélites vão exigir um meio alternativo para conseguir o controle térmico, devido as suas pequenas capacidades térmica e mássica. Esses tipos de revestimento serão utilizados para o equilíbrio térmico de radiadores de naves espaciais, por exemplo.

Como método de fabricação de tintas, pulverização a plasma (APS) tem sido utilizada, por exemplo, em tintas a base de NiCr_2O_4 , com 0,91 de emissividade (ZHU ET AL., 2012).

Já existem algumas patentes que indicam tipos de tintas específicas para aplicação específica em linhas de transmissão, como Sallachner et al. (1989), Simic (2007), Davis et al. (2014) e Mhetar et al. (2015).

Vários artigos apontam também métodos de medição de emissividade em tintas de recobrimento. Honnerová et al. (2014) apresentam um novo equipamento específico para medição de emissividade de revestimentos, em um campo infravermelho de 1.38 micrometro até 26 micrometro e temperaturas variando de 550 K à 1250 K. Um espectrômetro infravermelho (FTIR) é utilizado para detectar a radiação vinda do objeto, sendo este aquecido por um feixe de laser. A temperatura é medida com a aplicação de uma termocâmara e uma tinta de emissividade conhecida, e outro tipo de medição por contato, para comparação e ajuste dos valores na termocâmara.

Pretis et al. (2011) utilizaram também termografia auxiliada com tintas de alta emissividade para determinar valores mais realísticos de emissividade de cabos de linhas de transmissão. Em todos os casos encontraram valores de emissividade maiores do que os indicados por tabelas e normas, indicando que estes subestimam o calor perdido por radiação, e assim são mais conservativos com relação à ampacidade.

Além da aplicação de tintas de recobrimento, processos de anodização de alumínio podem também ser aplicados para aumentar a emissividade dos materiais utilizados em cabos de linhas de transmissão. Pirovano, Berti e Barberis (2009) estudaram esse efeito, e mostraram

que o processo de oxidação anódica incolor, mais abrillhantamento, é o mais eficiente para aumento da emissividade (próximo de 1) e redução da absorvidade (cerca de 30 %).

É importante ressaltar que outros tipos de recobrimento são utilizados em linhas de transmissão com outros propósitos. Xu e Li. (2013), por exemplo, estudaram um recobrimento que reduz o efeito corona, diminuindo as perdas de energia na linha.

2.6 Modelagem térmica do condutor

Os cabos condutores de energia de linhas de transmissão de energia são compostos em sua maioria por um núcleo de fios com função puramente estrutural, e camadas exteriores para condução de corrente.

A condutividade térmica típica do alumínio é de $237 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ (INCROPERA; DEWITT, 2002). Condutores convencionais (por exemplo, ACSR, AAC, ACAR, etc.) contêm fios de alumínio e fios de núcleo (aço, óxido de alumínio, fibra de carbono, etc.) com espaços de ar entre os fios, circulares ou trapezoidais. Devido à sua estrutura heterogênea, a análise de condução de calor para condutores aéreos nus é mais complexa do que se fosse simplesmente uma estrutura homogênea (por exemplo, barra de alumínio sólido). Lacunas de ar dificultam a condução de calor, e as superfícies de contato entre os fios possuem resistência ao transporte de energia térmica. O calor é conduzido através de superfícies de contato entre os fios e através de vazios de ar triangulares entre camadas. Este problema é tratado pela introdução de um novo coeficiente de transporte, a condutividade térmica efetiva radial, que se trata de um valor de condutividade térmica modificada que contabiliza os efeitos de aumento de resistência térmica das regiões de contato e lacunas de ar (CLAIRMONT et al., 2012). Morgan (1993) apresenta uma metodologia detalhada de cálculo teórico deste parâmetro, a qual foi confrontada e validada com vários resultados experimentais. Ele sugere o uso de um valor médio de apenas $4 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ para condutores convencionais, o que indica a drástica interferência dos contatos e espaços de ar no fluxo interno de calor.

A equação clássica de distribuição de temperaturas em um cilindro oco, sabendo-se as temperaturas nas superfícies externa e interna é:

$$T_c - T_s = \frac{RI^2}{2\pi k_r} \left[\frac{1}{2} - \frac{D_i^2}{D_o^2 - D_i^2} \left(\ln \frac{D_o}{D_i} \right) \right] \quad (2.18)$$

Em que:

k_r	Condutividade térmica efetiva	(W/mK)
T_c	Temperatura central	(°C)
T_s	Temperatura da superfície	(°C)
R	Resistencia elétrica	(Ohms)
I	Corrente elétrica	(Ampere)
D_i	Diâmetro interno	(m)
D_o	Diâmetro externo	(m)

No caso de condutores compactos, como o AeroZ[®], outra forma de se analisar o problema é determinando a resistência térmica de contato entre as camadas e incluindo na análise a divisão do cilindro oco em dois cilindros concêntricos, e aplicar um valor de resistência térmica na região em contato. Isso porque esse tipo de condutor não apresenta estrutura aberta como aqueles formados por fios circulares, se aproximando assim de um cilindro maciço (os interstícios de ar ou o volume ocupado por ar é menor que em condutores padrão). As equações que descrevem esse problema serão indicadas na seção de matérias e método.

2.7 Resistência térmica de contato

Um cabo aéreo de transmissão de energia elétrica é formado por diversos fios metálicos de variadas dimensões e formas, trançados durante o processo de fabricação.

Em cabos de transmissão, o calor gerado devido à condução de corrente elétrica é transferido para as superfícies mais externas do condutor e, em seguida, perdida para o ambiente, mantendo a temperatura interna do cabo dentro de níveis aceitáveis. Portanto, o desempenho térmico deve ser considerado uma questão-chave no projeto de cabos de transmissão.

A condutividade de cada material é geralmente muito bem conhecida. No entanto, a capacidade para dois materiais acoplados transferir calor através das suas superfícies de contato não é trivial. Esta característica é chamada de condutância térmica de contato (o inverso de resistência térmica de contato). Vários parâmetros geométricos, físicos e dos materiais tem influência sobre esse parâmetro. Desde a década de 1960, vários estudo tem focado na determinação teórica e empírica de correlações para condutância térmica de contato, em condições de vácuo e ambiente. No entanto, a maioria destes modelos tem sido desenvolvida para duas superfícies sólidas, colocadas em conjunto com a aplicação de pressão de valor constante e bem conhecido.

Trata-se assim de uma tarefa importante, e complexa, a determinação das condições de contato entre os fios em um cabo. A partir disso é possível determinar as resistências térmicas de contato desenvolvidas, que interferem na condução interna de calor, e conseqüentemente na ampacidade.

Além da questão das regiões de contato entre os fios em um cabo, outro fator importante é a presença de ar entre os fios. Ou seja, os cabos condutores não são cilindros compactos inteiros, mas sim cilindros irregulares e porosos (com certa fração de vazio). Sendo assim a condutividade térmica efetiva do condutor não é igual a do metal utilizado, mas sim uma combinação deste com a condutividade térmica do ar (negligenciando a transferência de calor por convecção e radiação nas lacunas de ar) (MORGAN, 1993).

Segundo Morgan (1991), a condutividade efetiva para condutores ACSR padrão (com fios circulares) gira em torno de um centésimo do valor da condutividade térmica do alumínio (aproximadamente 237 W/m-K). Dessa forma, é muito importante a consideração da influência dos espaços intersticiais nos cabos e a interação entre os fios metálicos, na modelagem térmica (e mecânica) de cabos condutores.

2.7.1 Teoria da resistência térmica de contato

A definição da resistência térmica de contato pode ser feita analisando-se a transferência de calor e o campo de temperaturas em regime permanente no interior de dois materiais em contato.

Considere dois corpos em contato, constituídos de diferentes materiais. Se o contato é perfeito, os campos de temperatura não sofrem nenhuma perturbação na interface de contato

(Figura 2.7). Esta é uma situação ideal na qual as superfícies são perfeitamente lisas e o contato é dito perfeito (100%). No caso real, Figura 2.7, as superfícies apresentam irregularidades e o contato não é total. A presença das irregularidades superficiais faz com que apenas alguns pontos de rugosidade se toquem, e em decorrência disso a área de contato verdadeira é muito inferior à área de contato aparente (da ordem de 1% da área de contato aparente, segundo Bardon et al., 1971).

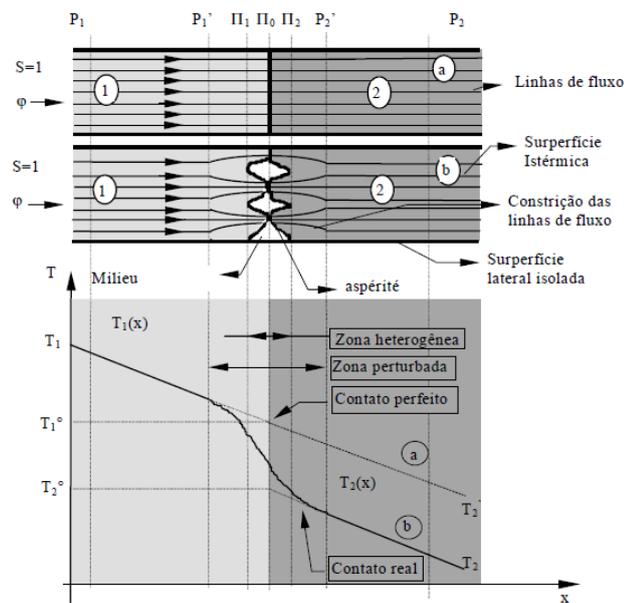


Figura 2.7 - Campo de temperatura em dois sólidos: a) contato perfeito e b) contato imperfeito (FOURCHER et al., 1975, apud FILHO; LAURENT; RAYNAUD, 2000).

A resistência de contato (ou condutância) pode ser dividida em duas resistências (ou condutâncias) em série, de acordo com a escala de rugosidade da superfície. Quando pelo menos uma das superfícies de contato tem imperfeições em larga escala, tais como ondulação, os pontos de contato não estão distribuídos uniformemente sobre a região de contato aparente. Eles estão concentrados em áreas bem definidas dentro da área de contato aparente. Por conseguinte, o calor atravessando a interface é constringido para a primeira ondulação macro e, em seguida, através dos pontos de contato micro. Quando ambas as superfícies de contato são especialmente usinadas ao ponto em que possam ser consideradas planas, apenas a resistência "micro" é encontrada. (MANTELLI; YOVANOVICH, 2002).

As imperfeições superficiais na interface constituem obstáculos à passagem do calor, perturbando o campo de temperaturas próximo ao contato, no qual se encontram as rugosidades superficiais e o fluido intersticial. A teoria da resistência térmica de contato supõe

nula a espessura da zona perturbada e substitui as variações de temperatura dentro desta zona por uma brusca variação de temperatura (obtida por extrapolação dos campos de temperatura até a interface), localizada na interface teórica de contato dos dois sólidos (HASSELSTRÖM, 2012), conforme indicado na Figura 2.8.

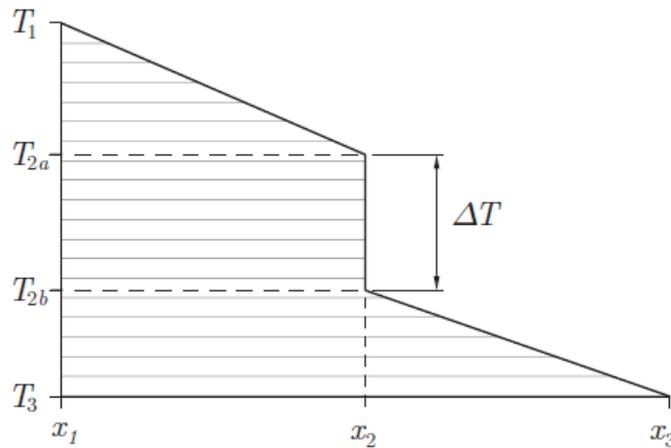


Figura 2.8 – Queda de temperatura em uma região de contato, localizada na posição x_2 (HASSELSTRÖM, 2012).

A Lei de Fourier de condução de calor em uma dimensão é dada pela equação:

$$q_x = k \frac{dT}{dx} \quad (2.19)$$

Em que:

k	Condutividade térmica	(W/mK)
dT	Variação infinitesimal de temperatura	(°C)
dx	Variação infinitesimal de distância	(m)

O calor conduzido por unidade de área de um dado material é proporcional ao gradiente de temperatura. O fluxo de calor ao longo de uma interface entre duas superfícies em contato está sujeita a uma resistência de contato, definida como:

$$R_c = \frac{\Delta T}{Q} \quad (2.20)$$

Em que:

R_c	Resistência térmica de contato	(°C /W)
ΔT	Variação de temperatura na interface	(°C)
Q	Fluxo de calor na interface	(W)

A condutância térmica de contato é definida como o inverso da resistência, dado pela EQ.(2.21):

$$H_c = \frac{1}{R_c} \quad (2.21)$$

Há três contribuições para a condutância da junta em contato: a condução térmica entre superfícies de contato dos dois materiais de interface (H_s), condutância dos gases dos micro-interstícios da região em contato (H_g), e por fim a condutância de contato devido a troca de calor por radiação entre as superfícies rugosas dos interstícios (H_r). Todas as três partes contribuem para a condutância total de forma paralela, e o fator conjunto pode, portanto, ser definida como (YOVANOVICH, 2005):

$$H_c = H_s + H_g + H_r \quad (2.22)$$

Em razão da pequena ordem de grandeza das cavidades do espaço intersticial, a transferência de calor por convecção pode ser desprezada; desta forma, considera-se apenas a condução de calor através do fluido.

A contribuição da radiação é desprezível quando as temperaturas são baixas. Para superfícies metálicas em contato, a contribuição da radiação raramente excede a 2% da condutância global se as temperaturas são inferiores a 900 K (SNAITH; PROBERT; OCALLAGHAN, 1986).

2.7.2 Fatores que influenciam na resistência térmica de contato

Diversos fatores influenciam na condutância térmica de contato. Alguns destes fatores envolvem propriedades dos dois materiais de contato e alguns parâmetros são variáveis externas. Basicamente a congruência entre as características geométricas, mecânicas e térmicas determinam a resistência térmica de contato, conforme indicado na Figura 2.9.

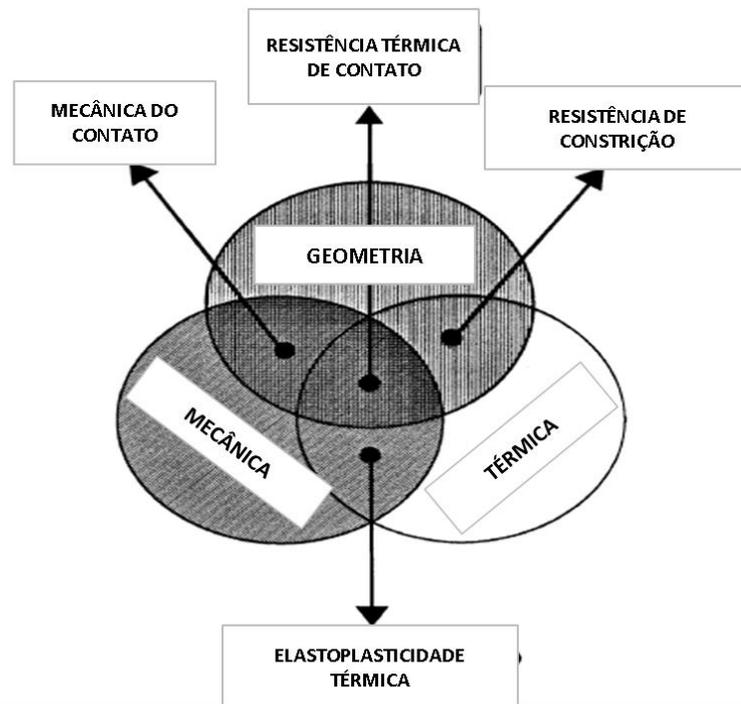


Figura 2.9 – Tríade de características determinantes da resistência térmica de contato (YOVANOVICH, 2005).

Os parâmetros a seguir foram abordados como os principais influentes (YOVANOVICH, 2005):

- a) Geometria dos sólidos em contato - Parâmetros geométricos inclui rugosidade da superfície (R_a ou σ), desvio de planicidade e inclinação da aspereza (m ou m').

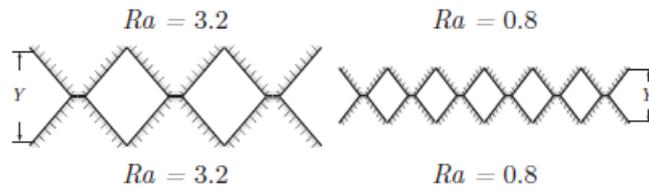


Figura 2.10 – Geometria (rugosidade) das superfícies em contato (HASSELSTRÖM, 2012).

- b) Pressão de contato - A pressão entre as superfícies de contato é geralmente considerada um fator com forte influência sobre a condutância térmica de contato, conforme observado na Figura 2.11.

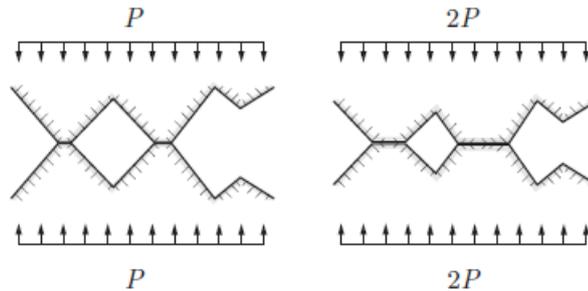


Figura 2.11 – Influência da pressão dos sólidos em contato (HASSELSTRÖM, 2012).

- c) Espessura dos interstícios – Esta variável descreve a distância média de espaçamento entre as superfícies de contato.
- d) Condutividade térmica dos materiais de contato (k) - A condutividade dos materiais de contato, e o material de interface, se presente, influenciam condutância térmica de contato.
- e) Dureza superficial ou resistência ao escoamento dos materiais em contato - Esse fator influencia a deformação plástica dos picos da superfície do material mais macio.
- f) Módulo de elasticidade dos sólidos em contato – Esta variável afeta a deformação elástica das superfícies de contato, conforme indicado na Figura 2.12.

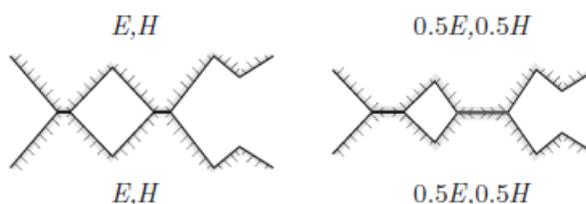


Figura 2.12 – Influência do módulo de elasticidade dos sólidos em contato (HASSELSTRÖM, 2012).

- g) Temperatura média da interface - Influencia as propriedades físicas dos materiais de contato, como o módulo de elasticidade.
- h) Coeficiente de dilatação térmica linear – Essa propriedade pode, em conjunto com o desvio a partir da temperatura média da interface, influenciar o comportamento da interface.
- i) Material de interface - Material intersticial, tal como revestimento ou graxa, colocado entre as duas superfícies da junta, com a finalidade de aumentar ou diminuir a condutividade térmica da junta.

2.7.3 Modelos teóricos e empíricos para resistência/condutância térmica de contato

Um modelo completo para resistência térmica de contato deve incluir um modelo de constrição térmica, um modelo de geometria da superfície, e um modelo de deformação da superfície. Vários modelos foram publicados na literatura abordando cada um destes três componentes principais. Combinando estes modelos, é possível prever, sob algumas condições, a resistência de contato para os seguintes tipos de superfícies metálicas (MANTELLI; YOVANOVICH, 2002):

- Superfícies ásperas nominalmente planas;
- Superfícies lisas onduladas;
- Superfícies ásperas onduladas.

O principal objetivo desta seção não é apresentar um levantamento completo dos modelos na literatura; apenas aqueles considerados úteis para o presente trabalho. São modelos que combinam os três citados e, por vezes, são apresentados sob a forma de correlações.

Hasselström (2012) fez uma revisão abrangente dos principais modelos e correlações existentes e utilizados ao longo dos anos pelos pesquisadores, principalmente aqueles dedicados ao estudo de veículos aeroespaciais e satélites. São, portanto, modelos que consideram vácuo como meio, e não indicam as correlações para determinação da condutância de gases dos interstícios. Este trabalho indica apenas modelos completamente elásticos (deformações elásticas das rugosidades) ou plásticos.

Mantelli e Yovanovich (2002) apresentam algumas correlações adicionais, que levam em consideração efeitos elastoplásticos, e critérios para avaliar se o problema em estudo engloba efeitos elásticos, plásticos ou combinados.

Já Savija, Culham e Yovanovich (2003) estabelecem diversas correlações para determinação da condutância de gases nos interstícios das superfícies em contato. Quando um material gasoso é utilizado como o meio intersticial, a condutância do interstício depende da pressão de contato, da microdureza dos materiais, rugosidade da superfície, inclinação da aspereza, pressão e temperatura do gás e a razão entre a condutividade térmica do gás e as dos sólidos de contato. A contribuição da condutância do interstício em relação à condutância do contato metálico é mais significativa quanto menor as pressões de contato.

Mas antes de descrever os principais modelos de resistência de contato, é importante descrever quais as principais variáveis físicas relacionadas às superfícies de contato, e variáveis independentes dessas correlações:

- a) Condutividade térmica efetiva do contato entre materiais 1 e 2:

$$k_s = \frac{2k_1k_2}{k_1 + k_2} \quad (2.23)$$

- b) Rugosidade média

$$R_a = \frac{1}{L} \int_0^L |y(x)| dx \quad (2.24)$$

Em que:

$y(x)$ Altura da superfície no ponto x (m)

L Comprimento da interface analisado (m)

c) Rugosidade RMS - Essa correlação é válida para superfícies com distribuição Gaussiana de asperezas.

$$\sigma_s = \sqrt{\frac{\pi}{2}} R_a \approx 1.25 R_a \quad (2.25)$$

d) Inclinação das asperezas (ANTONETTI; WHITE; SIMMONS, 1993), mostradas na Figura 2.13:

$$m = 0.152(\sigma 10^6)^{0.4} \quad (2.26)$$

$$m_s = (m_1^2 + m_2^2)^{1/2} \quad (2.27)$$

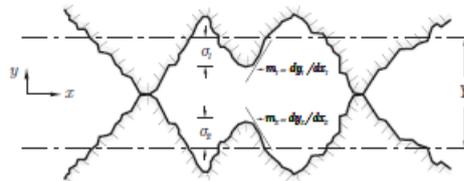


Figura 2.13 – Inclinação das asperezas da superfície.

Mikic (1974) analiticamente derivou várias expressões para condutância térmica de contato, considerando-se ambos os casos, plásticos e elásticos. Assumindo-se deformação elástica, o modelo proposto é dado pela expressão:

$$h_c = 1.55 \frac{k_s m_s}{\sigma_s} \left(\frac{P\sqrt{2}}{E' m_s} \right)^{0.94} \quad (2.28)$$

Em que:

$$P \quad \text{Pressão de contato} \quad (\text{GPa})$$

Onde E' (GPa) é calculado a partir do módulo de elasticidade E de cada material em contato, e o coeficiente de Poisson ν , dada pela equação:

$$E' = \frac{E_1 E_2}{E_2(1 - \nu_1^2) + E_1(1 - \nu_2^2)} \quad (2.29)$$

Outras equações foram desenvolvidas, semelhantes à EQ.(2.28), mas com diferentes constantes numéricas, como em Greenwood, e Williamson (1966), Onions e Archard (1973) e Bush, Gibson e Thomas (1975). Todos estes modelos foram apresentados e comparados com os dados experimentais em Lambert e Fletcher (1997).

Modelos plásticos

Ao assumir deformação plástica, de uma maneira geral, as correlações passam a ser dependente de uma variável extra, a microdureza das superfícies em contato (Yovanovich, 1982):

$$h_c = 1.25 \frac{k_s m_s}{\sigma_s} \left(\frac{P}{H_v} \right)^{0.95} \quad (2.30)$$

Em que:

H_v Microdureza da superfície em contato (GPa)

O modelo é válido para $10^{-6} \leq P/H_c \leq 2,3 \times 10^{-2}$. Num artigo de revisão, Sridhar e Yovanovich (1993) concluíram que a EQ.(2.30) concorda mais estreitamente com dados de várias experiências realizadas anteriormente, em comparação com uma série de outros modelos teóricos plásticos e elásticos.

Modelos elastoplásticos

A fim de determinar se as deformações das asperezas são elásticas, plásticas ou uma combinação dos dois efeitos, Mantelli e Yovanovich (2002) propuseram o índice η , que pode ser determinado por:

$$\eta = 1.67 \frac{E'}{S_f} m \quad (2.31)$$

Sendo:

$$S_f = \frac{1}{2.76 \sqrt{\frac{1}{H_v^2} - \frac{2}{(E'm)^2}}} \quad (2.32)$$

O regime elastoplástico é considerado num intervalo de $5 < \eta < 400$. Acima de 400 deve ser utilizado um modelo 100% plástico e abaixo de cinco um modelo 100% elástico.

Sridhar e Yovanovich (1994) propuseram a seguinte correlação:

$$\frac{h_c \sigma}{k m} = 1,245 \left(1 + \frac{46690,2}{\eta^{2,48}} \right)^{\frac{1}{30}} \left(\frac{P}{H_v} \right)^{0,948} \left[\frac{1}{\left(1 + \frac{2086,9}{\eta^{1,842}} \right)} \right]^{\frac{1}{600}} \quad (2.33)$$

Condutância dos gases dos micro interstícios

Visto que o problema em questão é analisado em condição ambiente (sem vácuo) é necessário incluir também a contribuição da condução de calor dos gases (neste caso ar atmosférico) presentes nos micro interstícios da região de contato, conforme mostrado na Figura 2.14.

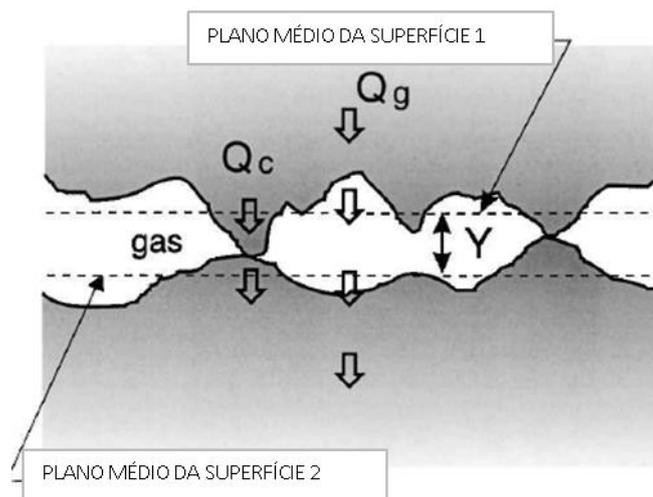


Figura 2.14 – Condução de calor pelos gases intersticiais (SAVIJA; CULHAM; YOVANOVICH, 2003).

DeVaal, Hegazy e Yovanovich (1982) desenvolveram correlações para determinação desse parâmetro em função de propriedades físicas dos gases dos interstícios. Song, Yovanovich e Nho (1992) apresentam os principais modelos existentes.

A condutância do gás pode ser determinada por:

$$h_g = \left(\frac{k_g}{\sigma} \right) I_g \quad (2.34)$$

Em que:

k_g Condutividade térmica do gás (W/m°C)

I_g é uma integral que pode ser simplificada na forma:

$$I_g = \frac{f_g}{\left(\frac{Y}{\sigma} + \frac{M}{\sigma} \right)} \quad (2.35)$$

$$f_g = 1,063 + 0,0471 \left(4 - \frac{Y}{\sigma} \right)^{1,68} \left[\ln \left(\frac{\sigma}{M} \right) \right]^{0,84} \quad (2.36)$$

M é uma resistência térmica resultante dos fenômenos de gás rarefeito em pequenos interstícios que estão incluídos, além da condução baseada na lei de Fourier habitual. Pode ser obtido por:

$$M = \left(\frac{2 - TAC_1}{TAC_1} + \frac{2 - TAC_2}{TAC_2} \right) \left(\frac{2\gamma}{\gamma + 1} \frac{1}{Pr} \right) \left(\Lambda_0 \frac{T_g P_0}{T_0 P_g} \right) \quad (2.37)$$

Em que:

TAC Coeficiente de acomodação térmica (adimensional)

P_0 Pressão do gás de referência (Pa)

T_0 Temperatura do gás de referência (°C)

Λ_0 Comprimento livre médio molecular à temperatura e pressão de referência (m)

Jennings (1988) aponta valores médios das distancias entre moléculas de gases no ar. O valor do TAC (coeficiente de acomodação térmica) do ar é obtido em Song e Yovanovich (1989).

Y é a distância do plano médio, conforme exposto na Figura 2.15:

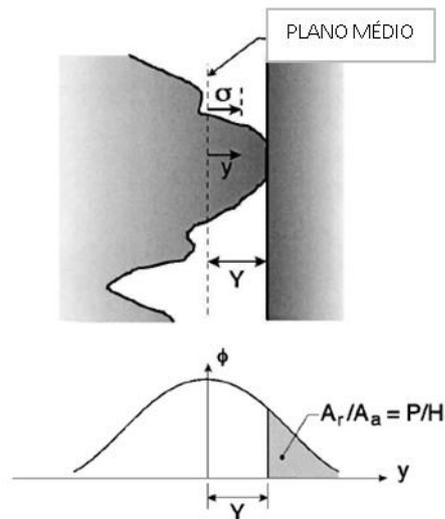


Figura 2.15 – Plano médio da região de contato.

$$\frac{Y}{\sigma} = \sqrt{2} \operatorname{erfc}^{-1} \left(\frac{2P}{H_v} \right) \quad (2.38)$$

2.7.4 Estudos recentes em resistência térmica de contato

Lee et al. (2009) aplicaram um método de gradiente conjugado para estimar o fluxo de calor em função do tempo, na superfície interior de um cano de uma arma de fogo. A resistência de contato entre camadas de cilindro de aço e o revestimento de cromo é considerada nas condições de contorno. Os dados de temperatura calculados a partir do problema direto são usados para simular a medição de temperatura. A influência de erros de medição e dos valores iniciais sobre a precisão dos resultados é também investigada. Os resultados mostram que a estimativa do o fluxo de calor e sua precisão variam com o tempo, sendo mais satisfatórios a medida que o tempo passa e o fluxo de calor diminui.

May e Chatziathanasiou (2012) estudaram a análise térmica de cabos de alimentação de energia com vários núcleos e a distribuição de temperatura no interior. Foi proposta uma fórmula simples teórica para o cálculo da condutividade térmica eficaz. Foi considerada apenas a transferência de calor por condução entre as regiões de contato entre os fios. A partir de uma análise simples entre calor fornecido e variação de temperatura, foi determinado a resistência térmica de cada fio, e proposta uma equação para cálculo da condutividade térmica efetiva em função da resistência térmica e do número de contatos por fio. O método foi verificado por meio de simulações numéricas e resultados experimentais, apresentando boa concordância.

Zongren et al. (2012) propuseram um método de confiabilidade para a investigação da condutância térmica de contato. Um aparelho experimental com aquecedor de compensação é introduzido. Usando um modelo de regressão estatística com dados experimentais obtidos a partir das interfaces dos materiais estruturais GH4169 e K417, os valores estimados e o nível de confiança dos valores de condutância térmica de contato são estudados e comparados. Os resultados mostram que os valores do ensaio aumentam com a pressão de interface, e o modelo proposto apresenta resultados melhores em interfaces de alta pressão.

Clairmont et al. (2012) avaliaram experimentalmente a distribuição radial de temperaturas em três tipos de condutores ACSR tensionados, para diferentes níveis de densidade de corrente. Avaliaram também a distribuição axial de temperaturas ao longo do comprimento dos cabos. O objetivo do trabalho foi aferir para quais níveis de densidade de corrente a diferença de temperaturas se torna significativa, indicando que cálculos analíticos e avaliação de temperatura média do condutor não são adequados. Os resultados obtidos indicam que para densidades de corrente acima de 2 A/mm², as diferenças de temperatura entre núcleo e superfície dos condutores são significativas.

Kang, Strobach e Franck (2013) fizeram um estudo similar, porém em cabos AAAC. O estudo reforçou a importância de se considerar ao menos modelos 1-D para transferência de calor, ao invés do uso do modelo padrão. Em alguns casos analisados, a temperatura do núcleo ultrapassou em 25 °C a temperatura máxima permitida, sendo que o cálculo médio não indicava problema.

Macher et al. (2013) desenvolveram equações para se determinar a distribuição de temperaturas em cilindros infinitos revestidos, permitindo a inclusão do efeito das resistências térmicas de contato entre cilindro e revestimento, e revestimento e meio externo. Os próprios autores indicam que esses cálculos podem ser aplicados nos estudos de cabos e fios aterrados e

isolados. Kömle et al. (2014) fizeram um estudo similar, mas as equações desenvolvidas foram para cilindros paralelos, como utilizados em sondas térmicas para medição de solo.

2.7.5 Pressão de contato entre camadas de cabos de aço

Sabe-se que em uma barra homogênea e isotrópica não há tensão radial, ao passo que em um condutor sob tensão existem forças entre as camadas, isto é, forças em pontos de contato entre os fios. Elas podem ser explicadas intuitivamente uma vez que a força axial em cada fio tende a diminuir a hélice, e assim induzir uma diminuição do raio do cilindro primitivo. Camadas internas bloqueiam esse movimento radial de compressão, levando assim a uma pressão entre as camadas de fios. Essa pressão existe mesmo antes da aplicação de tensão axial no cabo, devido ao processo de fabricação. Rawlins (2005) propôs uma avaliação desta pressão residual resultante do processo de fabricação.

Essa interação entre os fios metálicos é importante, visto que ela pode influenciar a forma como o calor é conduzido no condutor. Na parte de cálculo estrutural, essa interação também é muito importante, pois ela determina fatores como rigidez dos cabos, atritos e desgastes envolvidos, fadiga (COSTELLO, 1997).

Portanto, é necessário determinar a pressão entre as camadas de fios que está diretamente relacionada com a força axial do cabo. No entanto, isso exige algumas hipóteses simplificadoras. Na realidade, o contato entre camadas de fio circular é pontual, visto que a formação de cabos é feita com sentidos de enrolamento alternados entre camadas. Um ponto de contato da interface $i - 1$ será geralmente localizado entre dois pontos de contato da interface i . O elemento de arame de camada i que se situa entre estes dois pontos de contato pode ser considerado como um elemento de viga carregado em um pequeno número de pontos (vários fios da camada $i - 1$). Um cálculo exato da transmissão de força a partir de uma camada para a outra seria, portanto, bastante difícil.

Um método aproximado é concebido por considerar, em primeiro lugar, que os fios têm uma rigidez à flexão insignificante, e em segundo lugar que os contatos pontuais são substituídos por contatos em linha. Isto é equivalente a substituição de arames helicoidais por fibras cujo diâmetro é negligenciável em comparação ao raio do seu cilindro primitivo. É a abordagem usada por Hruska (1951), Lanteigne (1985), Papailiou (1995), e Hong et al. (2005), e é descrita em Cardou (2013).

O raio de curvatura dos fios da camada externa é dado por:

$$\rho_{h1} = \frac{R_1}{\sin^2 \alpha_1} \quad (2.39)$$

Em que:

R_1 Raio primitivo (m)

α_1 Ângulo de hélice (rad)

Se o fio estiver sobre tensão, a força de contato linear F_1 do fio com a camada imediatamente inferior é:

$$q_1 = \frac{F_1}{\rho_{h1}} = \frac{F_1}{R_1} \sin^2 \alpha_1 \quad (2.40)$$

Para cabos compactos, com os fios de uma mesma camada tocando uns aos outros, o número de fios (n_i) por camada pode ser determinado por:

$$n_i = \frac{L}{d_i / \sin \alpha_1} = \frac{L \sin \alpha_1}{d_i} \quad (2.41)$$

Em que:

d_i Diâmetro do fio (m)

L Comprimento do passo (m)

A partir da determinação desses parâmetros, é possível desenvolver o método de determinação da força de contato radial entre as várias camadas do cabo, a partir do equacionamento do balanço de forças nesse sentido, conforme indicado na Figura 2.16:

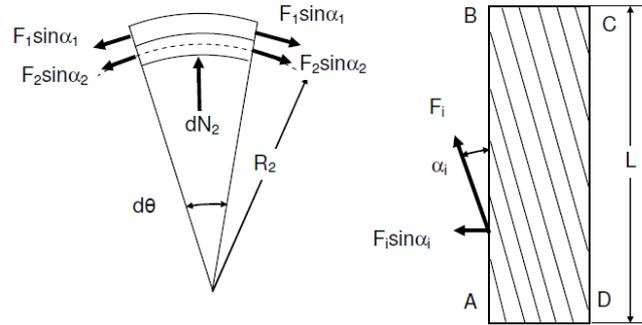


Figura 2.16 – Balanço de forças entre camadas em um condutor (CARDOU, 2013).

Pelo fato do cabo estar tensionado, cada fio de cada camada recebe parte do esforço.

Aplicando o balanço de forças para a camada dois da Figura 2.16:

$$n_2 dN_2 = 2n_1 F_1 \sin \alpha_1 \frac{d\theta}{2} + 2n_2 F_2 \sin \alpha_2 \frac{d\theta}{2} \quad (2.42)$$

Em que:

N_i Força de reação da camada inferior (N)

Cardou (2013) desenvolve essa equação e determina que a força de contato linear internamente em cada camada i pode ser determinada por:

$$q_{Ni} = \frac{dN_i}{dS_i} = \frac{\cos \alpha_i}{n_i} \sum_{j=1}^{j=i} \frac{n_j \sin^2 \alpha_j}{R_j \cos \alpha_j} F_j \quad (2.43)$$

Em cabos cujos fios são circulares e com sentidos opostos de enrolamento de camadas adjacentes, o contato entre camadas é pontual, e assim a pressão de contato depende da área deformada na região de interação entre os fios (contato de Hertz). Entretanto, para novos tipos de cabos, cujos fios podem apresentar seções transversais de diversas formas além das circulares, é razoável considerar contato linear entre os fios e as camadas subjacentes,

considerando como comprimento de contato a distância percorrida por um fio da camada exterior, entre dois fios da camada inferior. A Figura 2.17 mostra a geometria do problema:

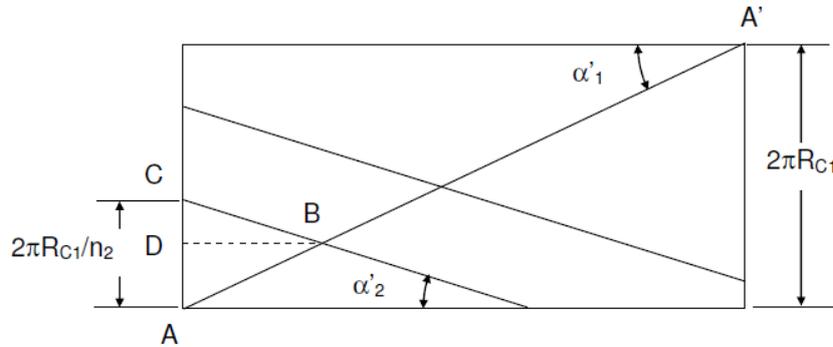


Figura 2.17 – Comprimento de contato entre fios de camadas adjacentes em um condutor (CARDOU, 2013).

$$d_{ci} = \frac{2\pi R_{Ci}}{n_{i+1}} \frac{\cos \alpha_{i+1}}{\sin(\alpha_i + \alpha_{i+1})} \quad (2.44)$$

Em que:

d_{ci} Distância de contato entre fios de camadas adjacentes (m)

R_{ci} Raio primitivo da camada superior (m)

Sendo assim, a área de contato pode ser determinada multiplicando o comprimento de contato pela largura de contato w_{ci} . Dessa forma a pressão de contato radial entre camadas pode ser determinada por:

$$P_{Ci} = \frac{q_{Ni}}{w_{ci}} \quad (2.45)$$

O valor obtido da pressão e contato entre fios em um cabo pode ser utilizado então para determinação da resistência térmica de contato entre as várias camadas de fios.

2.8 Tensões e flechas em cabos de linhas aéreas

Um ponto vital no projeto de linhas de transmissão é o estudo de tensões e flechas desenvolvidas, tanto do ponto de vista estrutural como do ponto de vista de segurança.

O objetivo de cálculos de flecha e tensão em cabos de linhas de transmissão é prever as dimensões da curva catenária (curva desenvolvida pelo cabo entre duas torres de transmissão) e as tensões do condutor em todas as condições de projeto de temperatura e condições de gelo e vento.

A tensão máxima apresentada pelo condutor é um fator importante no projeto das estruturas de sustentação, e claro influencia na seleção correta do tipo de condutor a ser utilizado em cada caso. A flecha máxima do condutor determina as alturas das estruturas e posicionamento da linha a fim de manter uma distância de segurança com relação ao solo, ao longo da vida da linha. Assim, tanto a integridade mecânica e elétrica de uma linha de transmissão ou de distribuição aérea é diretamente dependente da precisão dos cálculos de tensão e flecha.

Os cálculos são necessários quando as linhas de transmissão são inicialmente projetadas ou se são posteriormente modificadas.

Os condutores energizados de linhas de transmissão e distribuição devem ser instalados de forma a minimizar a possibilidade de danos a pessoas, curtos-circuitos, e aos objetos inanimados, como edifícios, sejam abaixo ou adjacente à linha de transmissão. Condutores aéreos alongam com o tempo, com o aumento da temperatura e com cargas de vento; tal alongamento aumenta a flecha do condutor, que pode diminuir a distância de objetos ou pessoas. Sob todas as condições possíveis, apesar dos efeitos do clima e variações na carga elétrica, os condutores da linha devem permanecer a uma distância segura das pessoas, outros condutores, veículos, edifícios e quaisquer outras atividades previstas.

Para garantir espaços elétricos mínimos de segurança em todas as condições, a posição de altura e lateral do condutor entre pontos de apoio devem ser calculados para todas as condições de vento, gelo e temperatura que o condutor pode experimentar.

As estruturas de apoio de linhas de transmissão são normalmente espaçadas a poucas centenas de metros de distância.

Esta distância entre suportes é chamada de comprimento do vão. Na maioria das condições, a rigidez à flexão e à torção de condutores pode ser negligenciada. Assim, as únicas

tensões que afetam o arqueamento entre os pontos de suporte do condutor são tensões de tração ao longo dos fios.

2.8.1 A curva catenária

Um cabo suspenso, quando sujeito a algum tipo de carregamento, que seja, por exemplo, o próprio peso linear, tem a forma de uma catenária entre os pontos de apoio, similar a uma corrente de elos iguais de mesmo peso. Essa aproximação é válida considerando vãos extensos e cabos flexíveis entre estes. Além da força exercida pela gravidade, a forma da curva catenária altera com a temperatura (alongamento térmico), cargas externas (alongamento mecânico, como o vento ou gelo) e tempo (fluência metalúrgica) (KIESSLING et al., 2003).

Dessa forma, a catenária desenvolvida é função da tensão presente no cabo, que por sua vez depende do peso linear e da componente horizontal da tensão, sendo esta determinada por fatores externos como tensionamento prévio ou carregamentos externos.

A equação da catenária para um cabo suspenso independe da altura dos suportes. Ela é expressa em função da distância x do ponto mínimo da curva até um ponto a uma distância vertical y do vértice. A equação é dada por:

$$y(x) = \frac{H}{w} \left[\cosh\left(\frac{wx}{H}\right) - 1 \right] \cong \frac{wx^2}{2H} \quad (2.46)$$

Em que:

H Força de tração no cabo (N)

w Peso linear do cabo (N/m)

Para o caso de suportes a uma mesma altura, fazendo x igual à metade do vão (S) é possível obter o valor da flecha (D):

$$D = \frac{H}{w} \left\{ \cosh \left(\frac{wS}{2H} \right) - 1 \right\} \quad (2.47)$$

Para este mesmo caso, o comprimento do cabo pode ser obtido integrando-se a equação diferencial da forma da catenária, em que o resultado obtido é dado por:

$$L = 2L \left(x = \frac{s}{2} \right) = \left(\frac{2H}{w} \right) \sinh \left(\frac{Sw}{2H} \right) \quad (2.48)$$

Outro parâmetro indicado nos estudos de flechas e tensões em cabos é a folga (*slack*), que trata da diferença entre o comprimento total do condutor, L, e a distância entre os suportes (vão, S).

$$L - S = \left(\frac{2H}{w} \right) \sinh \left(\frac{wS}{2H} \right) - S \quad (2.49)$$

O conceito *slack* é muito útil para explicar como pequenas mudanças no comprimento do condutor, tais como as causadas por alongamento térmico, elástico ou plástico, tem grandes efeitos sobre a flecha e tensões presentes no cabo.

Um exemplo da dependência das tensões e flechas em relação à folga é apresentado na Figura 2.18, para o condutor Drake A1/S1A, instalado com uma pretensão horizontal de 28 kN, em um vão de 300 m, a uma temperatura de 15 °C :

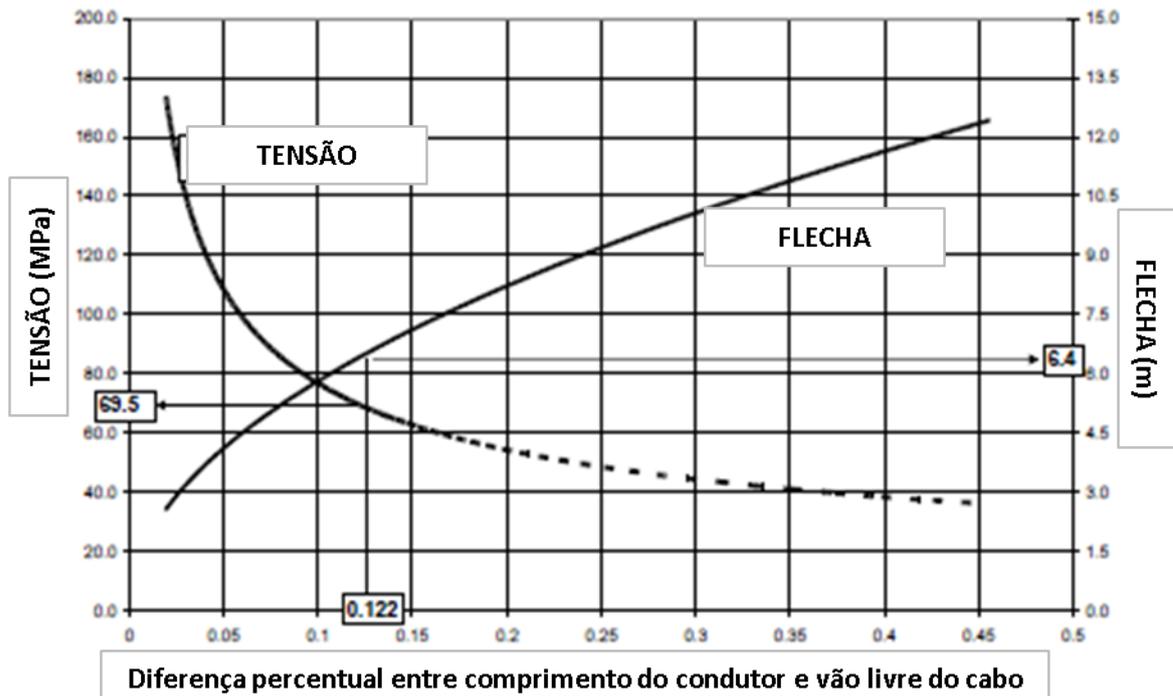


Figura 2.18 – Relação entre Tensão e alongamento do cabo (BROCHURE SAG AND TENSION, 2013).

A Figura 2.18 indica que uma pequena variação percentual da folga proporciona modificações consideráveis na flecha e tensões nos condutores. Se o comprimento do condutor aumentar (seja por dilatação térmica, alongamento elástico ou plástico), naturalmente a flecha aumentará e a tensão no condutor diminuirá.

Equações similares são indicadas em Labegalini et al. (1992) para vãos desnivelados, que correspondem aos casos mais comuns, visto que a topografia da superfície da terra é naturalmente irregular. Mas o presente estudo utilizara dos cálculos simplificados, visto que o objetivo não é estudar um projeto de linha específico, mas sim quantificar e comparar os efeitos de ampacidade em diferentes cabos.

2.8.2 Mudança de estado em cabos suspensos

No momento da instalação, a flecha do condutor ou tensão é medida com o condutor sem carga, a uma temperatura conhecida. A flecha e a tensão tipicamente mudam com: (a) o peso do condutor aumenta devido à presença de gelo e ao carregamento de vento; (b) mudanças de temperatura devido a mudanças na temperatura do ar, aquecimento solar e de corrente

elétrica (efeito Joule); e (c) à medida que as camadas de alumínio do condutor alongam plasticamente com o tempo ou com gelo ou carga de vento.

A fim de calcular a flecha e a tensão em carga, sob várias condições de temperaturas e tempo, é necessário modelar a mudança no comprimento do condutor devido a cada fator. Uma vez que os vários modelos de alongamento são conhecidos, a tensão pode ser encontrada em seguida, na qual o comprimento total do condutor carregado, L , é igual à soma do comprimento original (comprimento sem carga) e quaisquer alterações plásticas, térmicas e elásticas devido a alterações na tensão, tempo, carga e temperatura. Esse efeito está indicado na Figura 2.19.

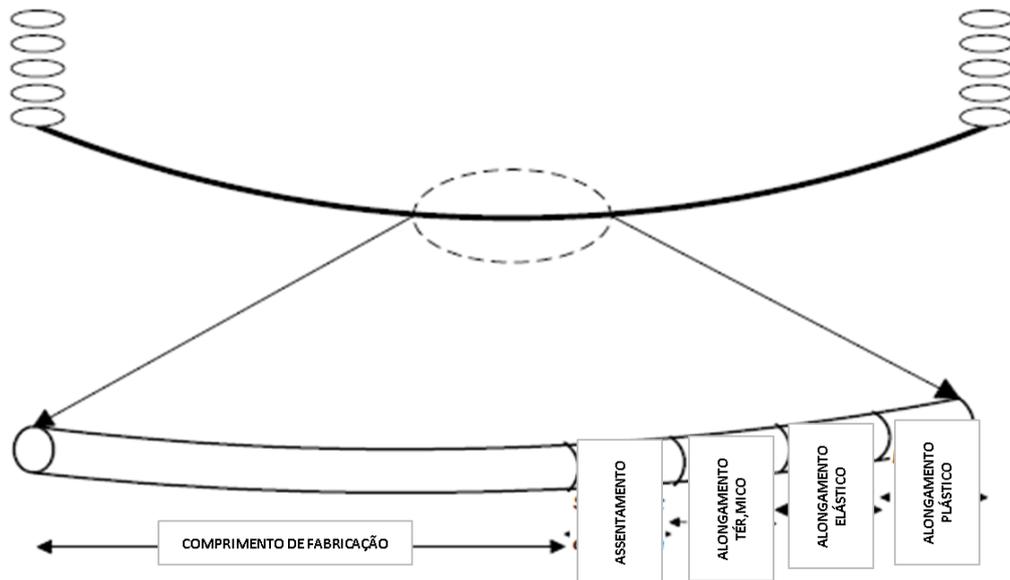


Figura 2.19 – Relação entre Tensão e alongamento do cabo (BROCHURE SAG AND TENSION, 2013).

À medida que o comprimento do condutor aumenta, a catenária assume uma nova forma e a flecha aumenta, conforme Figura 2.20:

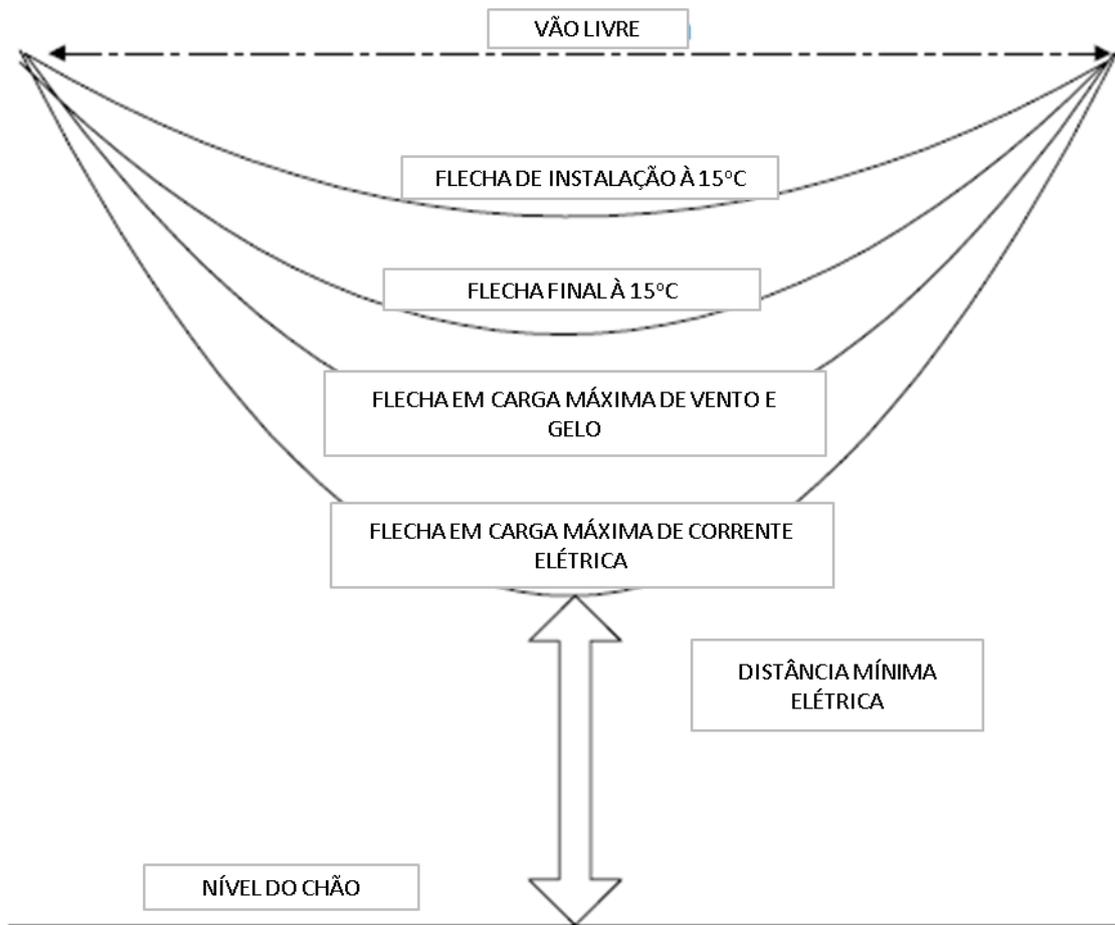


Figura 2.20 – Evolução da flecha do cabo (BROCHURE SAG AND TENSION, 2013).

Considerando inicialmente um vão isolado de uma linha de transmissão, seja L_1 o comprimento do condutor a uma temperatura conhecida T_1 . Admitamos que o cabo condutor esteja apoiado entre estruturas a uma mesma altura. Se a temperatura variar de uma temperatura inicial para uma temperatura T_2 o comprimento do cabo irá variar igualmente conforme a EQ.(2.50):

$$L_2 = L_1 + L_1 \cdot \alpha_t \cdot (T_2 - T_1) \quad (2.50)$$

Em que:

$$\alpha_t \quad \text{Coeficiente de dilatação térmica linear do cabo} \quad (1/^\circ\text{C})$$

Esta variação de temperatura provocará uma variação de força de tração do cabo, supondo que este esteja fixado rigidamente nos pontos de suspensão. O aumento de temperatura provocará uma redução da força de tração e vice-versa. Esta variação de força de tração provocará variação da deformação, no caso elástico, devido às relativas baixas forças de tração a que os cabos são submetidos, conforme enunciado pela lei de Hooke. Assim chega-se a EQ.(2.51), onde H_1 e H_2 são as forças de tração no estado inicial e final, respectivamente, S é a área da seção transversal do condutor e E o módulo de elasticidade.

$$L_2 - L_1 = L_1 \cdot \alpha_t \cdot (T_2 - T_1) + \frac{L_1 \cdot (H_2 - H_1)}{E \cdot S} \quad (2.51)$$

2.8.3 Propriedades físicas e distribuição das tensões em cabos não-homogêneos ACSR

Os cabos ACSR são cabos de alumínio com alma de aço (CAA), sendo o tipo mais usado. A corrente elétrica é transmitida pelo alumínio e o aço possui função estrutural.

Para cálculo do módulo de elasticidade, utiliza-se a regra das misturas, de acordo com a direção do carregamento aplicado. No caso do carregamento ser aplicado paralelo à interface de ligação das duas fases (materiais diferentes), considera-se que os materiais estarão sujeitos a uma mesma deformação (condição de isodeformação) e o módulo de elasticidade resultante será dado pela EQ.(2.52) (GIOVANI, 2008):

$$E_{AS} = E_A \frac{A_A}{A_{AS}} + E_S \frac{A_S}{A_{AS}} \quad (2.52)$$

Em que:

A_A Área da seção transversal de alumínio (m²)

A_S Área da seção transversal de aço (m²)

E_A Módulo de elasticidade do alumínio (GPa)

E_S Módulo de elasticidade do aço (GPa)

Para condutores flexíveis não homogêneos, tais como CAA, a taxa composta de expansão térmica linear do condutor é menor do que a de todos os condutores de alumínio, porque os fios de núcleo de aço alongam na metade da taxa das camadas de alumínio. O coeficiente de dilatação térmica linear de um condutor não homogêneo CAA pode ser calculada a partir da seguinte equação:

$$\alpha_{AS} = \alpha_A \left(\frac{E_A}{E_{AS}} \right) \left(\frac{A_A}{A_{AS}} \right) + \alpha_S \left(\frac{E_S}{E_{AS}} \right) \left(\frac{A_S}{A_{AS}} \right) \quad (2.53)$$

Em que:

α_A Coeficiente de dilatação térmica linear do alumínio (1/°C)

α_S Coeficiente de dilatação térmica linear do aço (1/°C)

O coeficiente de dilatação térmica linear do alumínio é duas vezes a do aço. Portanto, como a temperatura de um condutor CAA aumenta, enquanto a totalidade do condutor alonga de acordo com o coeficiente composto de expansão térmica linear mostrada acima, há também uma transferência de tensão dos fios de alumínio para os fios de aço (MUHR et al., 2006).

A força de tração total em um cabo CAA é então:

$$H_{AS} = H_A + H_S \quad (2.54)$$

Os alongamentos dos componentes de alumínio e do aço devem ser iguais, uma vez que os dois componentes estão ligados entre si nas extremidades do condutor.

$$\varepsilon_{AS} = \varepsilon_A = \varepsilon_S \quad (2.55)$$

Sendo assim, a força em cada componente pode ser determinada por:

$$\varepsilon'_{AS} \equiv \frac{H_{AS}}{A_{AS}E_{AS}} = \frac{H_A}{A_A E_A} = \frac{H_S}{A_S E_S} \quad (2.56)$$

Esses valores são essenciais para o projeto de linhas de transmissão, a fim de garantir que nenhum dos componentes do cabo sofra algum tipo de deformação permanente. O nível de tensão nos fios constituintes dos cabos é função não só do próprio peso do cabo e do nível de dilatação térmica, mas também com carregamentos externos, como gelo e vento (MÜLLER, 2012). A Figura 2.21 mostra as cargas exercidas sobre cabos em linhas de transmissão:

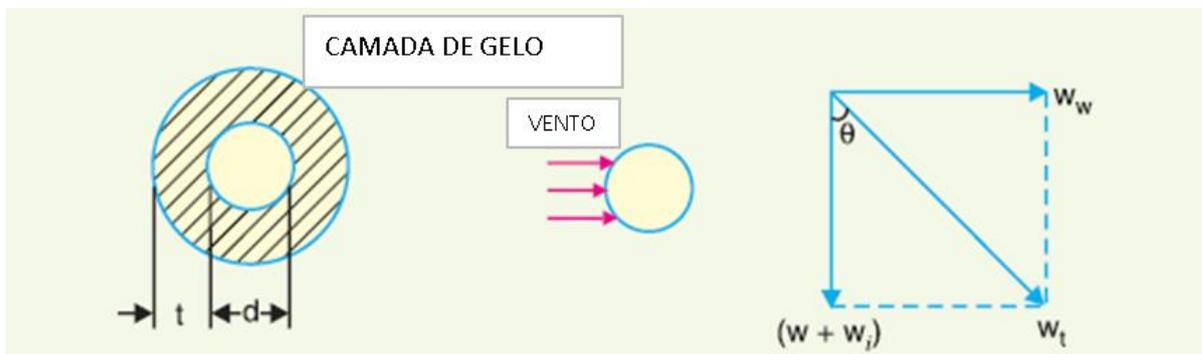


Figura 2.21 – Cargas de gelo e vento sobre condutores elétricos em linhas de transmissão (Principles of power system (MEHTA et al., 2005)).

Para o presente trabalho, a distribuição de tensões entre o alumínio e o aço também é importante para a previsão das pressões de contato entre as camadas de fios dos cabos, que por sua vez influenciam na resistência térmica de contato, afetando assim a dissipação de calor e a ampacidade, conforme visto na Seção 2.7.5.

2.8.4 Estudos recentes em análises termo-mecânicas em cabos condutores

Diversos estudos tem sido publicados na última década sobre modelagem numérica de cabos condutores, de diversos tipos e aplicações. O intuito dos trabalhos é mostrar o comportamento dos modelos desenvolvidos, quando submetidos a solicitações térmicas e mecânicas. São simuladas as deformações desenvolvidas, bem como as interações entre as

regiões de contato, e os resultados comparados com testes experimentais. Elata et al. (2004), Hong et al. (2005), Argatov (2011), Cruzado et al. (2010), Beleznaí e Páczelt (2011), Prawoto e Mazlan (2012), Stanova et al. (2011), Jiang et al. (2008), Erdönmez et al. (2009), Gerdemeli et al. (2012), Gerdemeli et al. (2014), Hong et al. (2012), Imrak et al. (2010) e Gnanavel et al (2011) são trabalhos que fizeram esse tipo de estudo.

O trabalho de Michael et al. (2008) dá uma visão geral sobre a inter-relação teórica do comportamento mecânico e térmico de condutores de linhas aéreas novos e envelhecidos. Um modelo não linear de previsão do comportamento termomecânico do condutor foi proposto, diferenciando dos modelos lineares apresentados pelas normas. Foi considerado o efeito de fluência ao longo dos anos, indicando que seu efeito na flecha da linha de transmissão é tanto maior quanto maior a relação aço/alumínio em condutores ACSR. As investigações demonstraram que acima do ponto de joelho (ponto em que toda a carga mecânica é suportada pelo núcleo de aço) o condutor se comporta como um condutor ACSS. A compressão dos fios de alumínio leva a uma formação de uma lacuna entre as camadas de alumínio e o núcleo de aço. Estas lacunas reduzem a condutividade térmica radial (pois aumenta a quantidade de ar interno) e podem levar a temperaturas mais elevadas do núcleo em relação às camadas externas.

Otero et al. (2012) propuseram um modelo matemático multi-físico que abrange os efeitos mecânicos, térmicos e eletromagnéticos no estudo dos movimentos sofridos pelos cabos em linhas de transmissão aéreas, bem como as tensões mecânicas desenvolvidas. Cadeias de isoladores foram consideradas no estudo. O modelo foi utilizado para simular diversas condições dinâmicas práticas, sendo possível prever os deslocamentos horizontais e verticais sofridos pelo cabo, bem como as tensões mecânicas desenvolvidas. Os resultados indicam que a análise dinâmica é mais aconselhável para projetos de novas linhas de transmissão em comparação às análises de cargas estáticas usuais, pois esses eventos dinâmicos podem ser mais nocivos em algumas situações, devido há alguns picos de tensões existentes ao longo do tempo.

Albizu et al. (2013) apresentaram um novo sistema de controle de ampacidade em linhas aéreas, com base na tensão do condutor, temperatura ambiente, radiação solar e à intensidade da corrente. As medições são transmitidas via GPRS a um centro de controle, onde um programa calcula o valor da ampacidade. O sistema leva em conta a deformação plástica experimentada pelos condutores durante a sua vida útil e calibra as tensões e temperaturas de referência e a temperatura máxima permitida, a fim de se obter a capacidade de corrente real e contabilizar os efeitos de fluência. O sistema inclui tanto a implementação de hardware quanto o programa de controle remoto. Os resultados obtidos em uma instalação piloto foram

apresentados e analisados. O método que calcula a temperatura do condutor para o processo de calibração se mostrou correto quando o desvio de tensão e os valores de intensidade de corrente são baixos. Embora haja erro no cálculo de ampacidade, este é baixo quando a carga se aproxima do limite de capacidade de corrente. Kamboj et al. (2011) também utilizaram GPS para monitoramento de flechas em linhas de transmissão.

No âmbito de simulação numérica, em Wang et al. (2014), um modelo de cabo de linha de transmissão foi estabelecido, com base na teoria não linear de elementos finitos, combinado com o método de deslocamento de suportes e método de equilíbrio de nó. Os resultados de tensão, flecha e forma da catenária foram comparados com resultados analíticos, indicando diferenças mínimas nos resultados. O modelo foi expandido para estudo de uma linha de um vão, carregada com gelo. Os resultados indicam que o ângulo de inclinação do condutor e valor máximo de tensão do cabo aumenta com o aumento da camada de gelo, de forma não linear.

Yao et al. (2014) expandiram o estudo de Wang et al. (2014) para o caso de vãos desnivelados. Os resultados numéricos foram também satisfatórios.

2.9 Avaliação numérica do escoamento de ar e da transferência de calor em cabos condutores de energia elétrica

Já que no presente trabalho almeja-se desenvolver uma metodologia para o cálculo de escoamento de ar e transferência de calor por convecção e radiação em cabos de linhas de transmissão, o conhecimento mais detalhado do comportamento dos fluidos ao redor dos condutores é extremamente importante para melhor determinar os parâmetros de transferência de calor e fluidodinâmicos.

A abordagem do presente trabalho, no que diz respeito ao escoamento de fluidos e transferência de calor, é feita a partir do uso de programa de computador baseado na disciplina de Dinâmica dos Fluidos Computacional (CFD). Por isso será feito a seguir uma breve revisão das leis básicas da Mecânica dos Fluidos que são base dessa ciência.

2.9.1 Conservação da massa

Segundo Fox, McDonald e Pritchard (2004), um sistema é “uma porção arbitrária de matéria e identidade fixa, o qual é constituído da mesma quantidade de matéria em todos os instantes. A conservação de massa exige que a massa, M , do sistema seja constante”. Em outras palavras, matéria não pode ser criada e nem destruída.

A partir do desenvolvimento da EQ.(2.57) (conservação da massa), chega-se à EQ.(2.58), que representa essa lei na forma diferencial que, para fins computacionais, é mais interessante.

$$\left. \frac{dM}{dt} \right)_{sistema} = 0 \quad (2.57)$$

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{V}) = 0 \quad (2.58)$$

Em que:

$\left. \frac{dM}{dt} \right)_{sistema}$	Taxa de variação da massa em relação ao tempo no volume de controle	(kg/s)
ρ	Massa específica	(kg/m ³)
\vec{V}	Vetor velocidade	(m/s)

2.9.2 Conservação da quantidade de movimento

A segunda lei de Newton estabelece que a soma de todas as forças externas agindo sobre o sistema é igual à taxa de variação da quantidade de movimento linear do sistema. Aplicando-se essa lei sobre um volume de controle infinitesimal para deduzir as equações da quantidade de movimento obtém-se:

$$\rho \vec{g} - \nabla P + \mu \nabla^2 \vec{V} = \rho \frac{D\vec{V}}{Dt} \quad (2.59)$$

Em que:

ρ	Massa específica	(kg/m ³)
\vec{v}	Vetor velocidade	(m/s)
μ	Viscosidade dinâmica do fluido	(Pa.s)
P	Pressão	(Pa)

A EQ.(2.59) pode ser desenvolvida para cada eixo cartesiano, de forma a se alcançar as equações conhecidas como equações de Navier-Stokes:

$$\frac{\partial(\rho u)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho uu)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho uv)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho uw)}{\partial z} = -\frac{\partial P}{\partial x} + \mu \left[\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right] + \rho g_x \quad (2.60)$$

$$\frac{\partial(\rho v)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho vu)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho vv)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho vw)}{\partial z} = -\frac{\partial P}{\partial y} + \mu \left[\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial z^2} \right] + \rho g_y \quad (2.61)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho w)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho wu)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho wv)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho ww)}{\partial z} \\ = -\frac{\partial P}{\partial z} + \mu \left[\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} \right] + \rho g_w \end{aligned} \quad (2.62)$$

2.9.3 Conservação da energia

Baseado na Primeira Lei da Termodinâmica, o princípio da conservação de energia estabelece que energia não pode ser criada nem destruída durante um processo; ela só pode mudar de forma. Em um volume de controle, a taxa de variação da energia deve ser igual à taxa de energia que sai do sistema menos a taxa de energia que entra no sistema (EQ.(2.63)). Já a formulação diferencial é dada pela EQ.(2.64):

$$\frac{dE}{dt} = \dot{Q} - \dot{W} + \sum \dot{m}_e \left(h + \frac{V^2}{2} + gz \right)_e - \sum \dot{m}_s \left(h + \frac{V^2}{2} + gz \right)_s \quad (2.63)$$

$$\rho \frac{Dh}{Dt} - \vec{V} \nabla p = \nabla \cdot (k \nabla T) + \phi + \dot{q} \quad (2.64)$$

Em que:

$\sum \dot{m} \left(h + \frac{v^2}{2} + gz \right)$	Taxa de energia que atravessa a superfície de controle por escoamento de massa. É composto pela entalpia (h), energia cinética ($v^2/2$) e energia potencial (gz).	(W)
\dot{Q}	Taxa de transferência de calor líquida que atravessa o volume de controle	(W)
\dot{W}	Potência líquida que atravessa o volume de controle	(W)
$\frac{dE}{dt}$	Taxa de variação de energia dentro do volume de controle	(W)
k	Condutividade térmica	(W/m °C)
ϕ	Função de dissipação viscosa	(W/m ³)
\dot{q}	Taxa de geração de energia interna no volume de controle infinitesimal	(W/m ³)
T	Temperatura	(°C)
p	Pressão	(Pa)

2.9.4 Tratamento da turbulência

O escoamento forçado de fluidos ao redor de objetos cilíndricos (como cabos de transmissão) é muitas vezes tratado como turbulento, conforme indicado por diversos pesquisadores, apesar dos baixos números de Reynolds (WHITE, 2001).

Em escoamentos em linhas de transmissão são encontrados números baixos de Reynolds. Por conseguinte, modelos de turbulência para baixos números de Reynolds são mais indicados.

Um dos principais problemas na modelagem de turbulência é a previsão exata de separação de um fluxo que escoar sobre uma superfície lisa. Modelos padrões de duas equações (k- ϵ , por exemplo) muitas vezes não conseguem prever o aparecimento e a quantidade de separação do escoamento. Em geral, modelos de turbulência com base na equação ϵ preveem o início da separação demasiadamente tarde e subestimam a quantidade de separação posterior. Apesar disso, existem estudos na literatura que aplicam a técnica numérica de CFD, utilizando modelo k- ϵ , em linhas de transmissão, com resultados macro satisfatórios (MAKHKAMOVA et al., 2013). Inclusive, estudos de camada limite atmosférica para predição de condição de vento para cálculo de ampacidade utilizam também modelo k- ϵ (NASCIMENTO et al., 2009).

Entretanto, o modelo SST (Shear-Stress-Transport) é recomendado para simulações que requerem maior precisão do comportamento da camada limite (ALEKHIN et al., 2013). Outra vantagem dessa formulação é o tratamento das regiões próximas a paredes para casos de

baixo número de Reynolds, em que é mais preciso e mais robusto (MENTER, 2011). Os resultados em relação à predição de transferência de calor são também melhores (OLSSON et al., 2004). Trata-se, portanto, de um modelo adequado ao caso tratado neste trabalho, em que se simula o escoamento de ar a baixos números de Reynolds sobre objetos cilíndricos (cabos).

2.9.5 Tratamento da radiação

De acordo com o manual do *software* Ansys CFX®, dois limites podem ser identificados da forma que a radiação interage com um meio fluido ou sólido. Um extremo é a situação em que o meio é transparente à radiação a comprimentos de onda em que a maioria da transferência de calor ocorre. Neste caso, a radiação afeta apenas por aquecimento ou arrefecimento das superfícies do domínio, com nenhuma transferência de energia radiante diretamente para o meio. Apenas o modelo de Monte Carlo deve ser utilizado para este caso.

O extremo oposto é a situação em que a radiação é opticamente densa e interage com o meio em todo o interior do domínio, bem como a superfícies. Se o meio é opticamente denso, a energia radiante ou é espalhada ou absorvida e reemitida em todas as direções, com uma escala de comprimento pequeno em comparação com o tamanho do domínio. Esta situação é conhecida como o "limite de difusão", uma vez que a intensidade radiante é independente da direção. Neste limite, os modelos Rosseland e P1 são uma alternativa atraente. Mas o método Monte Carlo pode também ser utilizado (MAURENTE, 2003).

Para os casos gerais, que vão desde regiões opticamente finas (transparente) a opticamente grossas (difusão), como a combustão, a transferência discreta e os modelos de Monte Carlo representam mais precisamente a solução da equação de transferência radiativa.

A radiação atua de duas formas em cabos de linhas de transmissão. A primeira é a radiação incidente, proveniente do sol e radiação solar refletida pelo chão e objetos ao redor das linhas de transmissão. A segunda é a radiação emitida pela superfície dos fios constituintes dos cabos para o ambiente.

Dessa forma, considerando que o ar atmosférico é constituído basicamente de nitrogênio e oxigênio, sendo assim um meio não participante, a radiação em cabos de transmissão deve ser tratada como um fenômeno de superfície, visto que os metais utilizados na fabricação dos cabos são meios opacos. Em outras palavras, a radiação emitida pelos cabos se dá pelas moléculas das camadas superficiais dos fios, e a radiação incidente absorvida por

essa camada, sendo transmitida para as camadas interiores por condução de calor. Logo o método de Monte Carlo será utilizado no presente trabalho, para modelagem da radiação.

2.10 Ampacidade experimental: testes de campo e em túnel de vento

A fim de confrontar resultados teóricos, sejam de normas ou de trabalhos desenvolvidos por pesquisadores, diversos testes em túnel de vento foram feitos por diferentes pesquisadores no mundo.

Bartoli et al. (2006) analisaram o efeito de vento sobre o comportamento dinâmico de cabos em linhas de transmissão. Para analisar as principais características do comportamento dinâmico, uma série de testes foram realizados em um túnel de vento. Os resultados de vários testes, executados tanto em regime laminar quanto turbulento, foram apresentados. Os dados registrados foram elaborados para se obter as características aleatórias da resposta dinâmica. Os espectros de densidade permitiram estimar as frequências naturais do cabo, que foram comparadas com resultados analíticos. Finalmente, uma estimativa do coeficiente de arrasto do cabo em vários números de Reynolds foi realizada. Os resultados experimentais foram também comparados com os de uma análise realizada com um modelo numérico do cabo. Os resultados obtidos foram satisfatórios, para os valores médios.

Cluni et al. (2008) fizeram um trabalho similar ao de Bartoli et al. (2006). Um modelo numérico foi desenvolvido para analisar as principais características do comportamento dinâmico de cabos sob o carregamento de vento. O modelo foi responsável por efeitos geométricos não-lineares e foi desenvolvido utilizando o método dos elementos finitos, realizando a análise no domínio do tempo por um método de integração direta. Foram feitos testes em túnel de vento similares ao trabalho de Bartoli et al. (2006), e os resultados experimentais usados com alimentação do método numérico desenvolvido. Neste caso, ambos os resultados médios e de variação foram satisfatórios. A abordagem proposta pode ser utilizada para se obter um projeto confiável de ciclo de vida do condutor, e prever desempenho em fadiga.

Gawad et al. (2006) também realizaram testes em túnel de vento para estudar o efeito do vento sobre linhas de transmissão, avaliando o deslocamento vertical e horizontal dos condutores, bem como o incremento de tensão nos cabos devido ao efeito do vento. O diâmetro do condutor é o parâmetro de maior impacto nos deslocamentos e valores de tensão, sendo diretamente proporcional a esses fatores.

Com relação à ampacidade, Isozaki et al. (2002) estudaram o resfriamento de condutores por convecção forçada, com velocidades de vento abaixo de 1 m/s. Testes em túnel de vento, com baixas intensidades de turbulência, para diferentes condições de vento (velocidade e ângulo) e diferentes tipos de condutor, foram feitos. Foi possível estabelecer um novo método analítico de cálculo de convecção forçada para previsão da temperatura dos condutores, que em comparação ao método CIGRE, apresentou menores erros em relação aos resultados experimentais. Foi estudado também o efeito da adição de dois fios espiral ao redor do condutor, para induzir escoamento turbulento sobre o mesmo, para assim intensificar a perda de energia térmica por convecção forçada. Foi possível verificar uma redução de até 20 °C na temperatura média do condutor ao se utilizar dois fios espirais de 7mm de diâmetro cada. Além do efeito da turbulência, aumenta-se a área de transferência de calor do cabo para o ambiente, acrescentando assim uma função de aleta aos fios espirais.

Fu et al. (2010) estudaram o método de avaliação dinâmica da ampacidade, que consiste no monitoramento dos parâmetros ambientais ao longo da linha de transmissão, para assim determinar valores momentâneos possíveis para ampacidade, otimizando assim a capacidade de carga da linha. Foram feitos vários testes em túnel de vento, para várias condições de vento e corrente, sobre um mesmo condutor Lynx 175 mm². Foi possível mostrar no trabalho que realmente o controle dinâmico é muito mais eficiente que o estático, visto que este assume uma velocidade fixa de referência de 0,5 m/s, o que subestima o vento sobre grande parte das linhas de transmissão. Gentle et al. (2012), utilizando programa de simulação de condições de vento atmosférica, estimaram ganhos de 10 a 40% em ampacidade nas regiões analisadas, ao se utilizar o método de avaliação dinâmica.

Com relação a testes de campo, Snajdr et al. (2014) utilizaram estações climatológicas e sistemas de medição de temperatura por onda acústica superficial e fibra ótica para obter valores reais de ampacidade, e comparar com os resultados obtidos com os cálculos indicados nas normas CIGRE e IEEE. Os resultados apresentaram algumas discrepâncias. Um novo método foi proposto, também baseado na avaliação dinâmica de linhas. Embora esse método reduza o ganho máximo de ampacidade possível, a sua vantagem reside na minimização da quantidade de sistemas de medição necessária, mantendo um valor de limite de temperatura relativamente estável e com baixo risco de excedê-lo.

2.11 Ampacidade: estudos recentes utilizando simulação em CFD

Ampacidade é um tema de estudo que existe desde o desenvolvimento de cabos e linhas de transmissão, como presente no trabalho de Legrand (1945 apud ANJAN, 2000, p. 15). Faraday (1834 apud ANJAN, 2000, p. 15) já havia anteriormente conduzido uma pesquisa com o intuito de estudar o aquecimento dos condutores de eletricidade causado pelo transporte de corrente elétrica.

Entretanto, estudos sobre ampacidade que utilizam técnicas numéricas são mais recentes, e a maioria dos trabalhos encontrados se concentram na última década.

Makhkamova et al. (2008) apresentaram alguns resultados obtidos a partir de modelagem numérica em CFD do campo de temperaturas no condutor tipo “Lynx”, tanto em condições de vento paralelas quanto cruzadas, e utilizando modelos 2-D e 3-D. Os resultados obtidos demonstram que para uma corrente de 433 A, e considerando o período de verão, a temperatura máxima no condutor é consideravelmente mais baixa (16 °C) do que a temperatura prescrita em projeto. Isto indica que há condição para aumento de ampacidade da linha, sem nenhuma modificação física necessária. O cabo foi modelado simplificadaamente como cilindros maciços concêntricos, e a turbulência modelada com o modelo k- ϵ . As perdas por radiação foram incluídas como um fluxo constante saindo da superfície do cilindro externo. O efeito joule foi transformado em geração volumétrica de calor.

Nascimento e Vasconcelos (2009) aplicaram a técnica de CFD para predição do comportamento da camada limite atmosfera (vento) em regiões de construção de linhas de transmissão, para assim obter o perfil de vento ao longo da mesma. Os resultados obtidos foram então utilizados em cálculos analíticos para previsão da ampacidade da linha (limitada pelos vãos críticos, onde as velocidades de vento são menores, bem como as distancias de segurança). A aplicação dessa metodologia em um problema prático possibilitou a identificação de dois vãos críticos em um total de 133, o que limita e facilita o controle de ampacidade da mesma, a baixo custo.

Makhkamova (2011) aplicou a técnica de volumes finitos, utilizando programas comerciais, no estudo do escoamento de vento sobre cabos de linhas de transmissão aérea e subterrânea. Assim como no artigo publicado em 2008, para o caso aéreo, o cabo “Lynx” foi modelado simplificadaamente como cilindros maciços concêntricos, e a turbulência modelada com o modelo k- ϵ . As perdas por radiação foram incluídas como um fluxo constante saindo da

superfície do cilindro externo. O ganho solar foi modelado de forma similar. O efeito joule foi transformado em geração volumétrica de calor. Várias condições de vento, corrente, transiente e permanente foram consideradas. Os resultados numéricos foram compatíveis com os resultados analíticos e experimentais, defasando em média 2 °C dos resultados experimentais.

Gómez et al. (2011) fizeram um estudo similar ao de Makhkamova (2011), utilizando o programa comercial em volumes finitos ANSYS FLUENT®. Eles simularam seis condições diferentes, variando velocidade de vento e corrente. O condutor analisado foi o denominado “Zebra”. Foi considerado regime laminar, sendo o condutor modelado também como um cilindro maciço. Foi habilitado modelo de radiação (o tipo não foi indicado no artigo). Os resultados numéricos foram comparados apenas com as normas CIGRE e IEEE. O desvio máximo encontrado foi de 8 %.

Karahan e Kalenderli (2011) utilizaram o método de elementos finitos para estudar o efeito combinado elétrico e térmico em cabos de transmissão subterrâneos. Nesse tipo de problema a condutividade térmica do solo é um fator muito determinante na temperatura dos cabos, sendo que quanto maior o seu valor, menor é a temperatura dos condutores, e maior é a ampacidade. Quanto mais fundo os mesmos são instalados, mais quentes são os condutores, pois se diminui o efeito de dissipação do vento na superfície do solo.

Makhkamova, Mahkamov e Taylor (2013) aplicaram a mesma metodologia do artigo de 2011, estudando em detalhes os efeitos transientes de mudanças repentinas na corrente ou na velocidade do vento. Foi demonstrado que as variações nas velocidades de vento tem efeitos mais expressivos sobre a temperatura dos condutores, do que variações típicas de corrente. Mostrou-se também que para casos de escoamento paralelo, os efeitos transientes são muito mais intensos, indicando que a direção do vento é um fator muito importante no comportamento térmico transiente dos cabos.

Boukrouche, Moreau e Frelin (2014) utilizaram o programa comercial COMSOL Multiphysics® para simular também o comportamento térmico de cabos condutores subterrâneos, instalados em tuneis ao invés do solo. Neste caso os efeitos de dissipação de calor do ar em convecção natural e forçada foram estudados. A utilização de um modelo de turbulência para baixo número de Reynolds, em comparação ao tradicional modelo k-ε, permitiu diminuir o erro de 80 % para 15 %, em comparação com resultados analíticos previstos na norma IEC.

Cunha et al. (2014) avaliaram a adição de dois fios espirais ao redor de um condutor ACSR padrão, para que estes aumentassem e/ou induzissem a turbulência do escoamento ao redor dos cabos, intensificando a perda de calor por convecção. Foi utilizado o *software* comercial ANSYS CFX®, e os resultados comparados com resultados analíticos das normas IEEE, CIGRE e MORGAN. O erro máximo encontrado foi de 10 %, para baixa velocidade de vento. O uso do gerador de turbulência é mais representativo para baixas velocidades de vento, visto que nesses casos o escoamento é mais próximo do laminar. Foi possível uma redução média de 9 % no valor da temperatura média do condutor.

Portela (2014) fez um estudo similar ao proposto no presente trabalho. O cabo estudado foi o Linnet padrão não compacto. O desenvolvimento do trabalho foi feito também a partir de técnica numérica, analítica, sendo os resultados comparados com testes em túnel de vento. Avaliou-se a influência de uma tinta de recobrimento de alta emissividade sobre esse tipo de cabo, bem como a inclusão de um espaço interno de ar entre alumínio e aço. Neste caso, foi aumentado o diâmetro externo do condutor (1 mm) para inclusão do espaço extra de ar. A área da seção transversal de alumínio e aço foi mantida constante. Mas, com isso, houve um aumento da força de arrasto (até 16 %), já que sua área frontal também aumentou. Ou seja, as geometrias propostas não eram mais comparáveis ao cabo Linnet padrão. O uso da tinta de recobrimento possibilitou um ganho de corrente de até 13 % para o caso de corrente elétrica de 400 A e sem escoamento cruzado de vento. O uso combinado da tinta de recobrimento e do colchão de ar representou um ganho de 14 % para esse mesmo caso. Não foi estudada nenhuma condição em regime transiente. A condutividade térmica equivalente utilizada foi aquela em que se obtiveram menores erros entre simulação e resultados experimentais. Não foi avaliada matematicamente a influência dos interstícios de ar e da resistência térmica de contato entre fios na condutividade térmica equivalente do alumínio.

3 MATERIAL E MÉTODOS

Este trabalho faz o uso da técnica numérica em volumes finitos (CFD) como ferramenta para determinação do comportamento térmico de condutores aéreos de linhas de transmissão (neste caso, cabo Aero Z Linnet). Os resultados encontrados são comparados com resultados analíticos obtidos por meio de cálculos indicados em metodologias de referência, bem como resultados experimentais de testes em túnel de vento. A influência da resistência térmica de contato entre fios e da tensão dos cabos sobre a ampacidade é estudada. O uso de tinta de recobrimento de alta emissividade é também considerado.

São propostas três novas geometrias, as quais possuem núcleo de aço modificado para inclusão de maior espaço interno de ar. O objetivo é retardar o aquecimento do núcleo estrutural, após um aumento repentino de corrente ou modificação das condições climáticas. Dessa forma, retarda-se o aumento da flecha do cabo entre suportes. Entretanto o diâmetro externo do cabo é mantido, e a capacidade de condução do mesmo (área da seção de alumínio). Dessa forma, não se afeta o arrasto induzido pelo vento e as forças exercidas nos suportes, bem como a ampacidade.

3.1 Avaliação da ampacidade em regime permanente do cabo Aero Z Linnet padrão

O objeto de estudo do presente trabalho é o cabo aéreo compacto denominado Aero Z Linnet. Ele é composto por 30 fios de alumínio com perfil em forma de Z, trançados em duas camadas alternadas, e um núcleo composto por sete fios de aço (um fio central e seis ao redor). O cabo possui um diâmetro total de 18,31 mm e um passo externo de 193 mm. O passo de encordoamento do cabo representa o comprimento de uma volta completa do fio em torno do diâmetro do cabo. Sua ampacidade, para a condição de vento de 1 m/s, temperatura ambiente de 25 °C e temperatura máxima do condutor admissível de 150 °C é de 1023 ampères. As características do cabo Aero Z Linnet termoresistente (bem como do cabo Linnet padrão) podem ser observadas na Tabela 3.1 e Tabela 3.2.

Tabela 3.1 - Dados cabo Linnet padrão e Aero Z Linnet.

Condutor	Bitola (kcmil)	Seção transversal (mm)	Diâmetro nominal (mm)	Peso nominal (kg/km)	Carga ruptura (kgf)	Resistência elétrica (Ohm/km)		Ampacidade (A)
						CC 20°C	CA 60 Hz	
CAA Linnet	336,4	170,6	18,31	689,9	6416	0,1693	0,2032	594
Aero Z TM Linnet	426,3	216	18,31	816,3	7095	0,1364	0,1604	1023

Fonte: Nexans - Condutores Nus (2014).

Tabela 3.2- Propriedades das ligas de alumínio padrão (Al 1350) e termoresistente (TAI).

Propriedades	TAI	Al 1350
Ponto de fusão (°C)	660	660
Calor específico a 20°C (cal/g°C)	0,22	0,22
Peso específico (g/cm ³)	2,7	2,7
Condutividade térmica (cal/cm.s.°C)	0,5	0,5
Coefficiente de expansão linear(1/°C)	23x10 ⁻⁶	23x10 ⁻⁶
Condutividade elétrica a 20°C (% IACS)	60,0	61,0
Resistividade elétrica a 20°C (ohm.mm ² /m)	0,028736	0,028264
Coefficiente de variação da resistência elétrica (1/°C)	0,00403	0,00403
Resistência à tração (kgf/mm ²)	16 a 20	16 a 20
Alongamento em 250mm (%)	1,5 a 2,3	1,5 a 2,3
Módulo de elasticidade (kgf/mm ²)	6300	6300
Temperatura de operação (°C)	150	90
Temperatura de sobrecarga (°C)	180	100
Temperatura curto circuito (tempo máx. 2 s) (°C)	260	180

Fonte: Nexans - Condutores Nus (2014).

A Figura 3.1 mostra a seção transversal do cabo Aero Z Linnet.

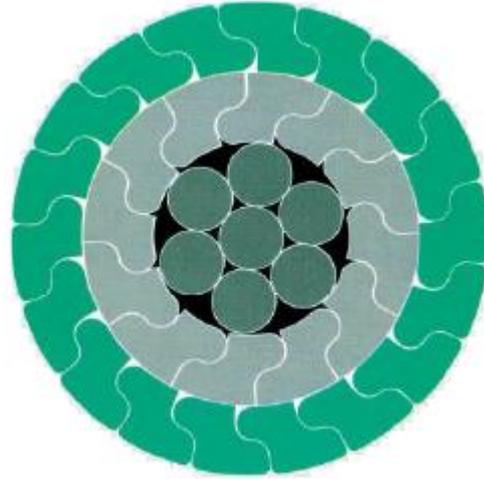


Figura 3.1 - Seção transversal do cabo Aero Z Linnet (NEXANS, 2014).

No presente trabalho serão consideradas algumas condições de operação para todas as análises (experimentais, numéricas e analíticas), variando-se o nível de corrente, a velocidade transversal do vento (90° de incidência sobre o cabo) e a emissividade superficial. As condições utilizadas podem ser vistas na Tabela 3.3.

Tabela 3.3 - Casos estudados no presente trabalho.

CASO	CORRENTE (A)	VELOCIDADE DO VENTO (m/s)	EMISSIVIDADE
1	400	3	0,23
2	400	3	0,91
3	200	3	0,23
4	200	3	0,91
5	400	1	0,23
6	400	1	0,91
7	200	1	0,23
8	200	1	0,91
9	400	0	0,23
10	400	0	0,91
11	200	0	0,23
12	200	0	0,91

3.1.1 Análise experimental em túnel de vento

Para a análise experimental utilizou-se o novo túnel de vento da Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG), que é o segundo maior túnel de vento subsônico do país. Ele foi projetado para obter, na seção de testes, ventos de até 400 km/h. O túnel conta com um motor de 485 cv e dimensões gerais de 25 metros de comprimento, 15 metros de largura, 6 metros de altura e pesa 15 toneladas. Na Figura 3.2 é possível ver o túnel de vento via modelagem tridimensional.

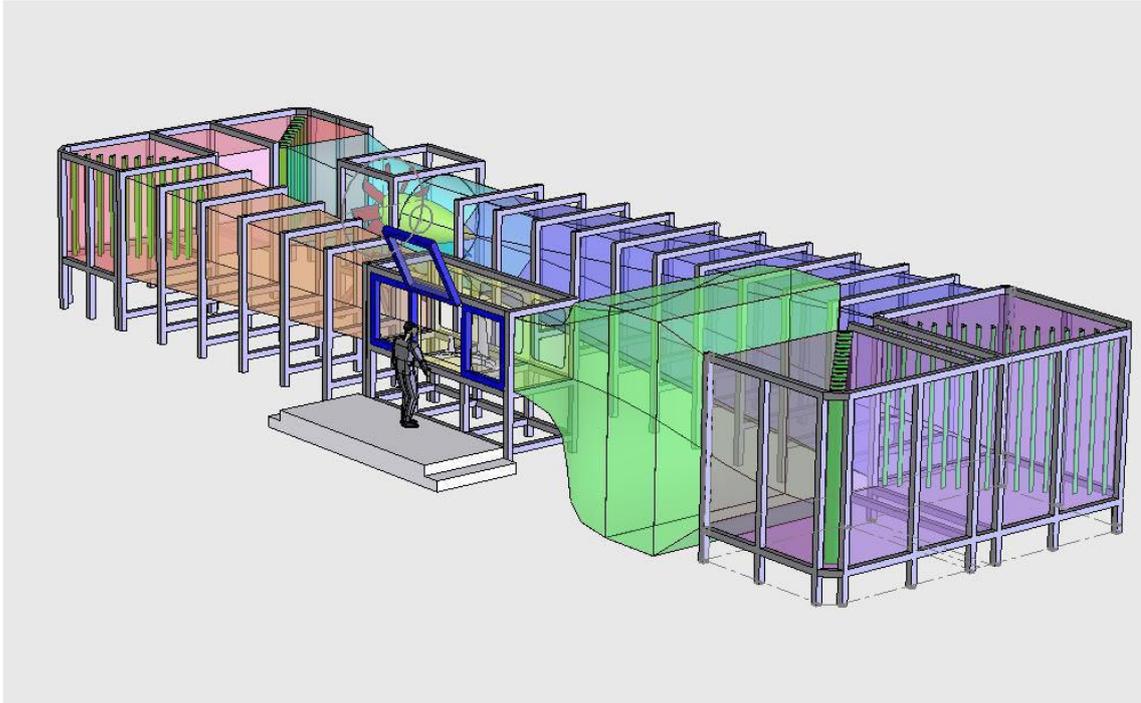


Figura 3.2 - Túnel de vento da UFMG modelado em 3D (PORTELA, 2014).

Os testes no túnel de vento foram feitos por alunos de graduação, pertencentes ao Grupo de Análise e Modelagem de Sistemas e Equipamentos Térmicos do Departamento de Engenharia Mecânica da UFMG. Toda a metodologia adotada, equipamentos utilizados, montagem da bancada e procedimentos experimentais foram descritos por Portela (2014). A Figura 3.3 e Figura 3.4 ilustram a montagem do experimento e os equipamentos utilizados.

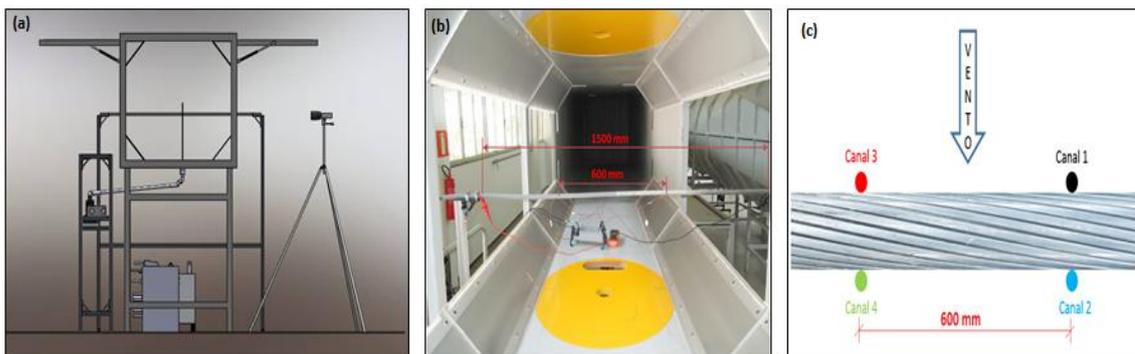


Figura 3.3 - Organização do experimento.

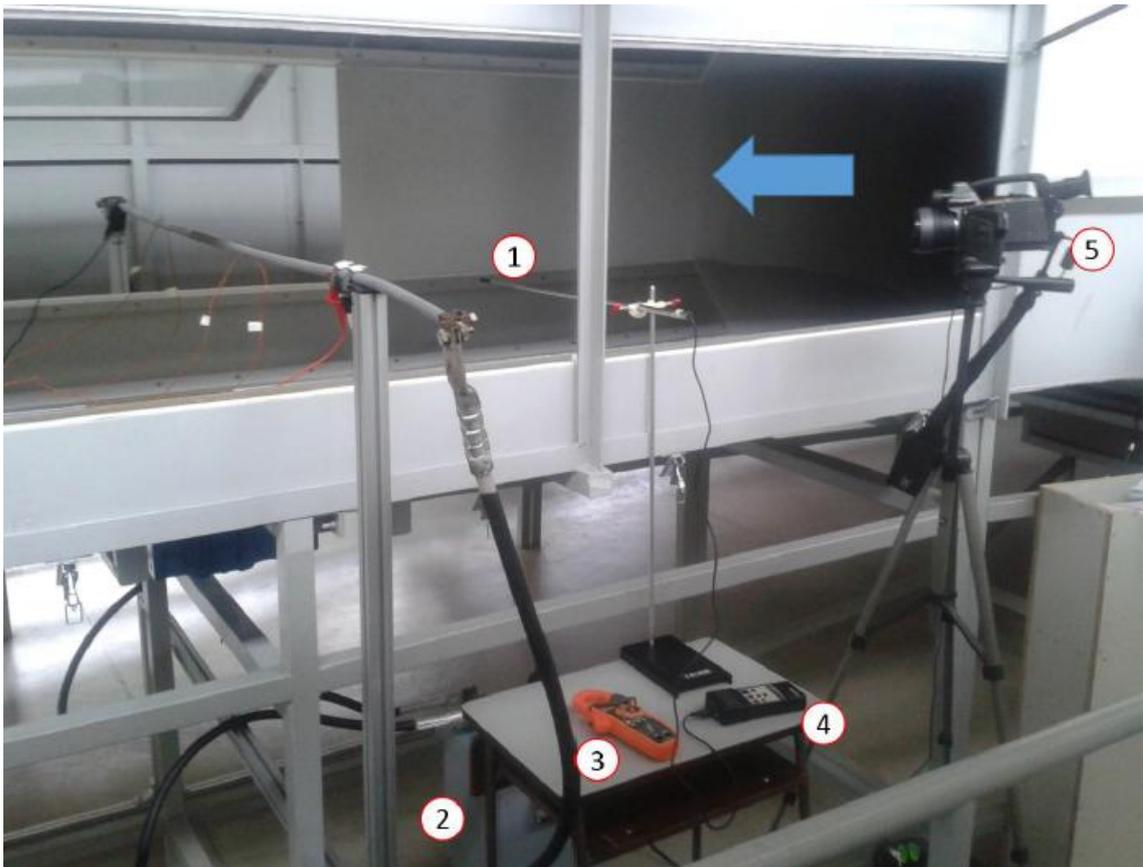


Figura 3.4 - Vista externa geral da bancada (1: Sonda do termoanemômetro; 2: fonte de corrente; 3: alicate amperimétrico; 4: termo anemômetro; 5: termocâmera).

Foram feitas medições de acordo com os 12 casos descritos. Todas as propriedades ambientais foram monitoradas. A emissividade da superfície do cabo (com e sem tinta de recobrimento) foi obtida com o uso de termografia. O cabo nu possui emissividade de 0,23 (valor condizente com dados da literatura, como descrito na Seção 2.3.4), e o cabo com tinta emissividade superficial de 0,91, próximo do valor de 0,95, indicado pelo fabricante. A Figura 3.5 mostra a tinta utilizada e o cabo pintado com a mesma.



Figura 3.5 - Tinta de recobrimento utilizada e cabo com a metade superior pintada. (PORTELA, 2014).

3.1.2 Incertezas de medição

Segundo Portela (2014), a incerteza expandida da medição de temperatura com a termocâmara, para o presente experimento, é cerca de 1°C.

Segundo Teixeira (2012), a incerteza de medições com termopar em conectores elétricos (de alumínio) de condutores aéreos é de 1% para toda faixa de medição (até cerca de 100 °C). Sendo assim, devido à similaridade da superfície e material medido e da faixa de temperaturas, é possível assumir a mesma incerteza nas medições feitas pelo termopar durante o ensaio em túnel de vento.

3.1.3 Método analítico baseado nas normas IEEE, CIGRÈ e MORGAN

A avaliação analítica para o cabo Aero Z Linnet será feita com base nas normas de IEEE, CIGRÈ e MORGAN, utilizando o programa elaborado pela equipe D309 do Grupo de Análise e Modelagem de Sistemas e Equipamentos Térmicos (GAMSET) do Departamento de

Engenharia Mecânica da UFMG. O programa permite calcular a ampacidade de acordo com as condições ambientais e com as propriedades físicas, elétricas e químicas do cabo analisado (como default, o programa possui dados dos condutores Aero Z Linnet, Linnet e Groasbeak). As equações presentes, bem como os intervalos de validade de cada uma delas, são aquelas indicadas pelas normas. O programa permite determinar a ampacidade inserindo-se a temperatura do condutor, ou de maneira inversa determinar a temperatura do condutor para determinado valor de corrente.

O programa foi validado a partir de solução de problemas apresentados em artigos, em especial o artigo do Schmidt (1999). Ele foi desenvolvido utilizando-se o programa EES®.

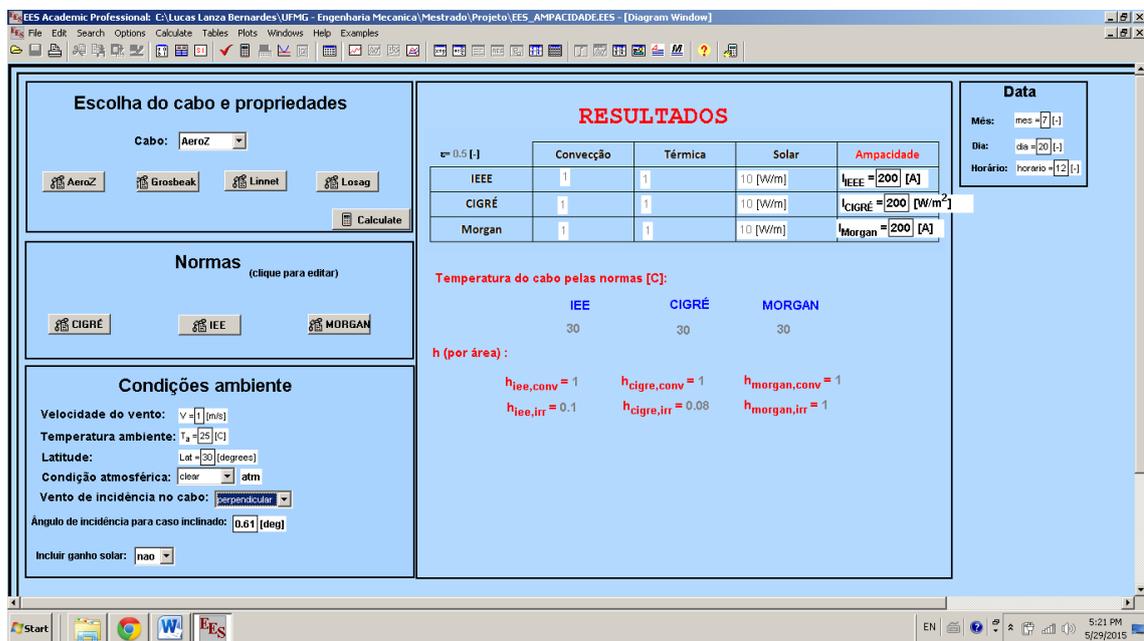


Figura 3.6 - Tela principal do programa desenvolvido para cálculo de ampacidade.

Na avaliação com cabo Aero Z Linnet, foram utilizadas as propriedades do cabo descritas na Seção 3.1. As propriedades ambientais foram fixadas de acordo com as medições feitas no dia da análise experimental no túnel de vento. A velocidade do vento variou de acordo com os casos estudados. As propriedades e condições fixadas para o cálculo estão mostradas na Tabela 3.4.

Tabela 3.4 - Propriedades e condições para avaliação da temperatura e ampacidade do cabo Aero Z Linnet.

Propriedades	Valores
Temperatura ambiente (°C)	26
Latitude (°)	30
Azimute do conductor (°)	43
Atmosfera	Limpa
Aquecimento solar	Não considerado
Emissividade	0,23 (sem tinta) e 0,91 (com tinta)
Elevação ao nível do mar (m)	852
Incidência do vento	Perpendicular
Horário (horas)	11
Dia e mês	10 de Junho

Para todas as análises do presente trabalho, a radiação solar incidente no cabo foi desprezada, uma vez que no túnel de vento não existe radiação solar direta, visto que este se encontra dentro de um edifício fechado. Entretanto, foi considerada a perda de calor por radiação para o ambiente a 26 °C.

3.1.4 Análise numérica com auxílio de *software* de CFD

Com o objetivo de utilizar as técnicas numéricas de volumes finitos no estudo da ampacidade de cabos condutores aéreos, várias simulações computacionais foram feitas. Todas as condições consideradas no presente trabalho, conforme descrito na Seção 3.1, foram modeladas e simuladas utilizando o programa comercial ANSYS CFX®.

Os resultados experimentais e analíticos foram utilizados para validação dos resultados numéricos.

A seguir estão descritos os passos da metodologia adotada na modelagem do problema físico.

Criação da Geometria

Conforme descrito por Portela (2014), que estudou a ampacidade do cabo Linnet (ACSR), a criação de um modelo 3D de cabo real, considerando ao menos um passo de encordoamento, implica em problemas para as etapas subsequentes.

Como o cabo real possui pequenos interstícios de ar em seu interior, bem como diversas regiões de contato complexas entre os fios, é necessário um refinamento de malha muito grande para captar corretamente os efeitos físicos presentes nessas regiões. Dessa forma o número de elementos e nós gerados é muito grande, o que inviabiliza a realização das simulações com o recurso atual utilizado. A modelagem real do cabo Linnet padrão implicou numa malha com mais de 15.000.000 de nós, considerando a região determinada por um passo.

Segundo Portela (2014), mesmo ao reduzir a região analisada para 10% do passo, ainda considerando o cabo real, ainda sim o nível de complexidade e refinamento necessário é muito grande. Portanto uma análise simplificada foi proposta, considerando o condutor como um cilindro maciço. A condutividade térmica foi ajustada para contabilizar a presença interna de ar. A diferença de resultado de temperatura entre os dois modelos não foi superior a 2 %, e assim somente o modelo simplificado foi utilizado.

No presente trabalho, o objeto de estudo é um cabo compacto, em que praticamente não se tem presença grande de ar entre os fios de alumínio. Sendo assim, o Aero Z Linnet se aproxima muito mais de um condutor maciço do que o próprio cabo Linnet padrão. Isso indica que o modelo simplificado pode ser utilizado no presente estudo de forma satisfatória.

O efeito da condutividade equivalente e resistência térmica de contato na condução interna de calor no condutor foram avaliados.

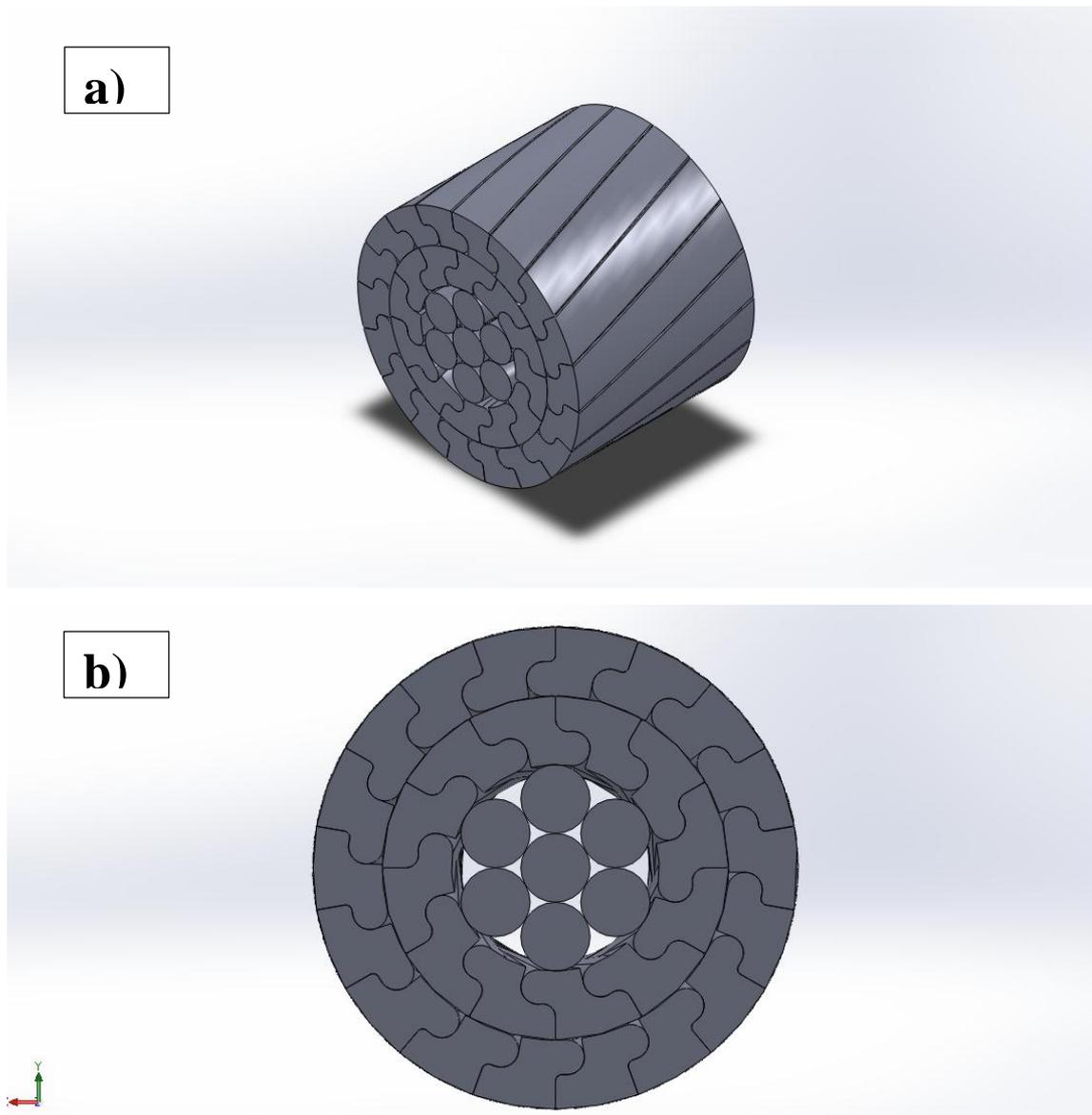


Figura 3.7 - Geometria do cabo Aero Z Linnet padrão real: a) Vista em ângulo; b) Vista lateral.

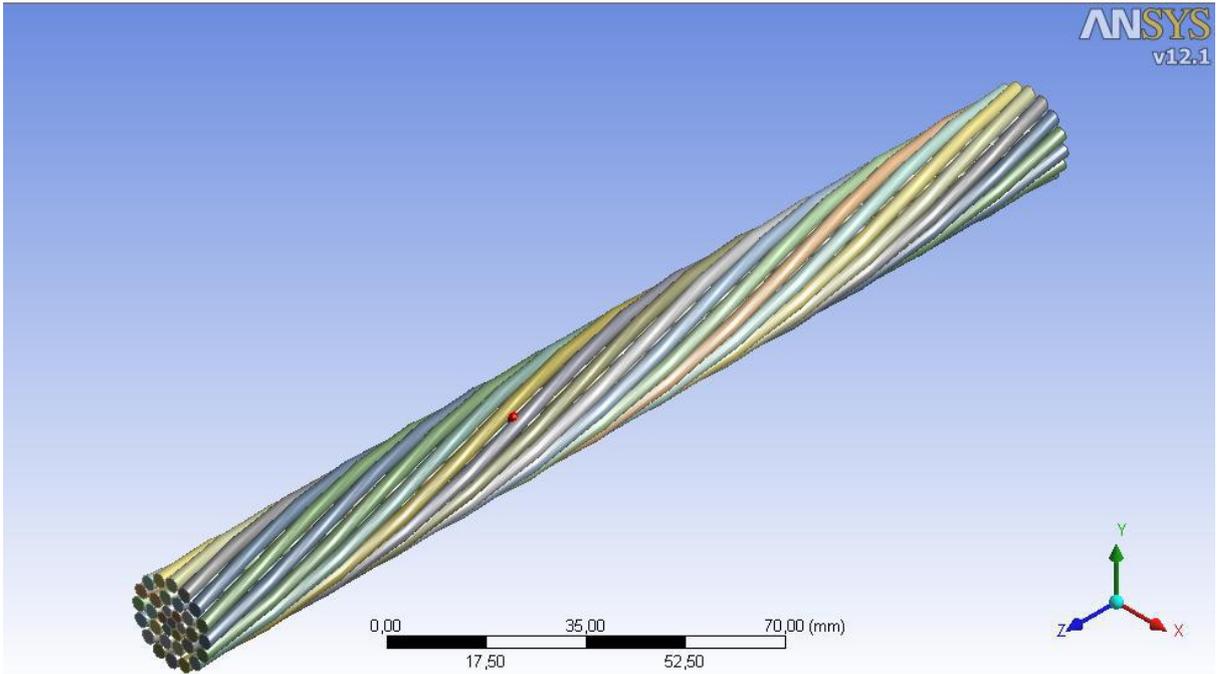


Figura 3.8 - Geometria do cabo Linnet padrão real.

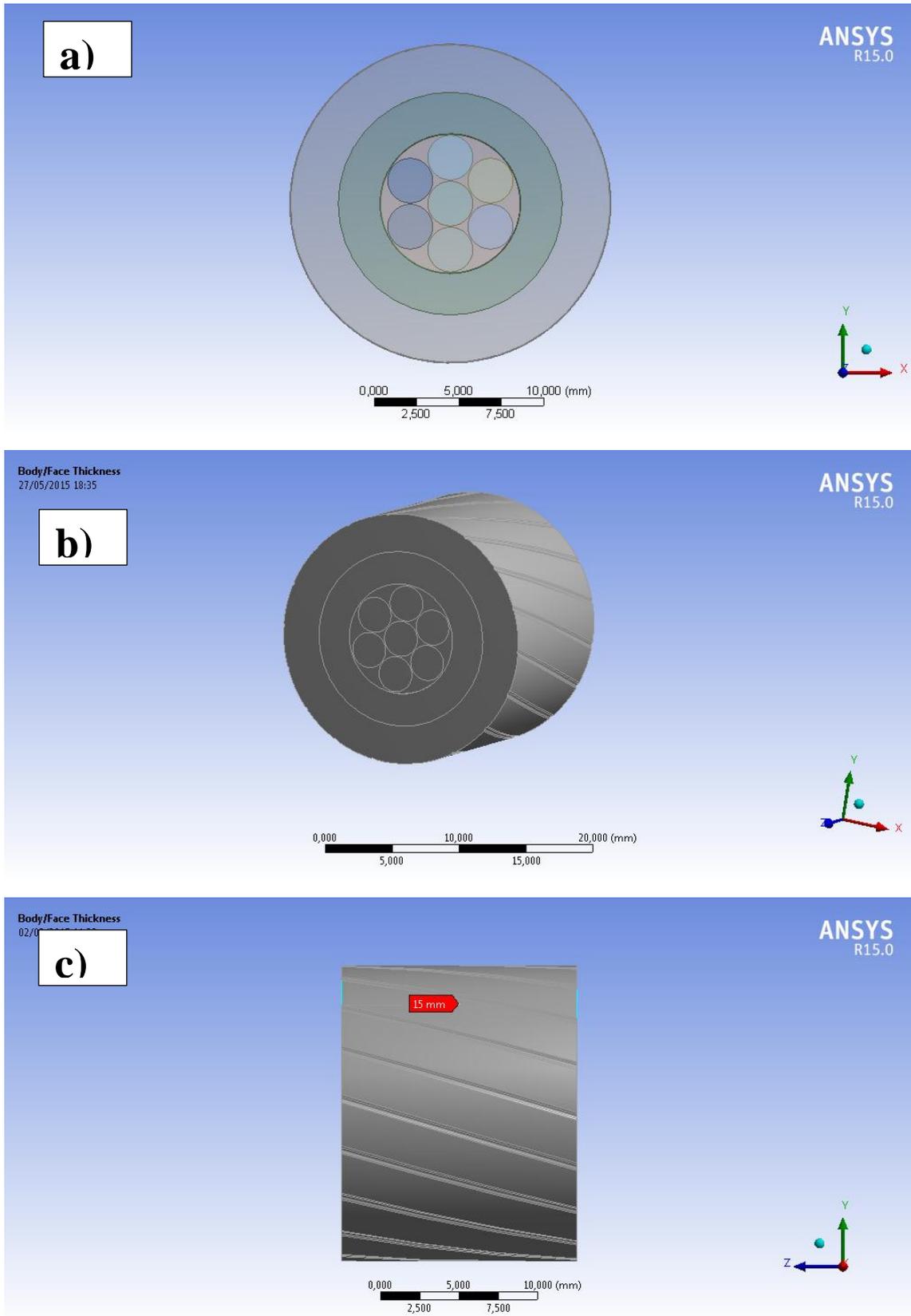


Figura 3.9 – Geometria do cabo Aero Z Linnet padrão simulado: a) Vista frontal; b) vista em ângulo; c) vista lateral.

Para o modelo simplificado, foi incluída uma interface entre as duas camadas de alumínio, para que se permita a inclusão da resistência térmica de contato. A resistência térmica de contato entre fios de uma mesma camada é desprezada, visto a condução de calor se dá de forma predominante na direção radial, e não circunferencial.

Foram considerados também os fios de aço no interior do condutor, bem como a presença do ar interno. A manutenção dessa região, diferentemente da simplificação feita em Portela (2014), foi considerada necessária para avaliar o impacto de seu projeto e tamanho sobre o aquecimento transiente dos fios de aço.

A partir do modelo simplificado do cabo foi criada uma região de influência e de interesse com aproximadamente dez vezes o diâmetro do cabo após sua seção, e três diâmetros antes da sua seção. Essas dimensões foram utilizadas para garantir que nas extremidades já não se tenha nenhuma influência ou informação importante com relação ao escoamento ao redor do condutor. Essa região foi definida como sendo o domínio de ar externo. A Figura 3.10 mostra o domínio completo utilizado para a simulação computacional do cabo simplificado.

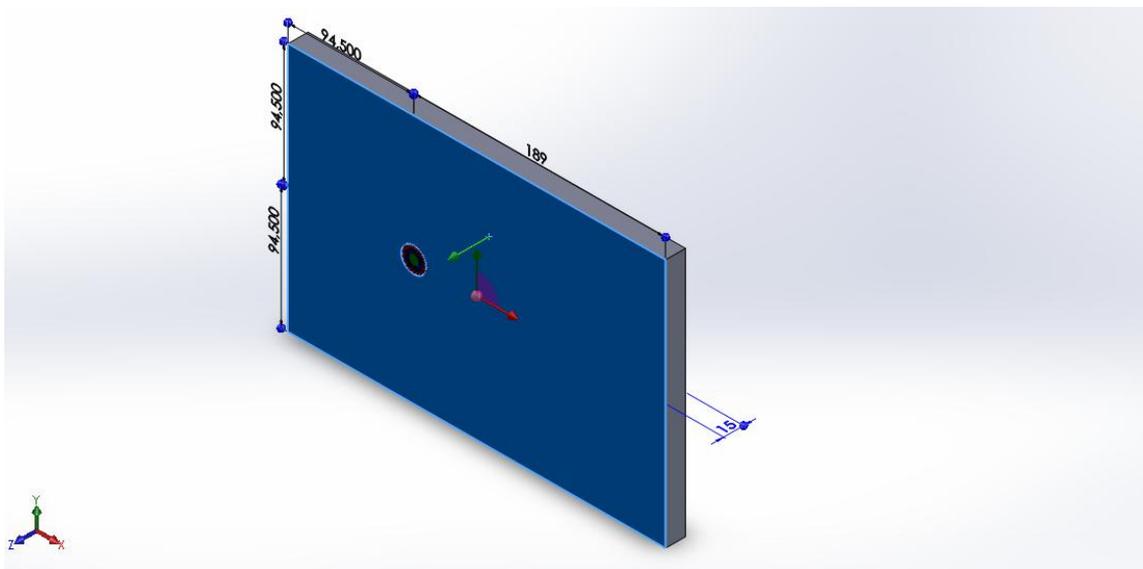


Figura 3.10- Domínios considerados.

Geração da Malha

A partir da definição do modelo a ser estudado, foi iniciado o processo de geração de malha. A malha foi gerada utilizando-se do recurso “Mesh”, que faz parte do programa Ansys Workbench®. Uma malha muito refinada (com grande número de elementos e nós) gera tempo de simulação grande e custo computacional elevado, apesar de se aproximar mais do caso real. Por outro lado, uma malha grosseira com elementos grandes pode gerar erros consideráveis nos valores encontrados para todas as propriedades analisadas, ou até mesmo levar a não convergência durante a solução do problema. Desta forma o tratamento da malha torna-se um ponto muito importante, a fim de evitar gastos computacionais desnecessários e garantir confiabilidade na solução do problema.

Para garantir uma malha significativamente refinada, que não afete os resultados das análises, foi monitorado o cálculo da temperatura média do cabo no pós-processamento do ANSYS CFX®. Essa temperatura foi monitorada durante a convergência da solução até que ela estivesse em regime permanente, ou seja, que não houvesse alterações significativas de temperatura entre uma interação e outra durante a solução do problema.

Uma malha grosseira foi gerada inicialmente, e a cada simulação um refinamento foi realizado com a intenção de se obter uma malha mais adequada possível. Isto é, uma malha cujo resultado em relação à malha mais grosseira simulada anteriormente não varia de forma significativa. Dessa forma, garante-se que o resultado numérico encontrado não depende mais da malha utilizada, sem ser necessário um refinamento muito exagerado e um esforço computacional desnecessário. O critério de comprimento de elemento de malha, descrito por Celik et al. (2008), foi utilizado para refinamento da malha inicial. Esse parâmetro pode ser determinado por:

$$h = \left[\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \Delta V_i \right]^{\frac{1}{3}} \quad 3.1$$

Ao determinar h , é possível definir o fator de refinamento de malha r , determinado pela EQ.(3.2), que representa a fração entre o h de uma malha mais grosseira e o h da malha refinada.

$$r = \frac{h_{mg}}{h_{mr}}. \quad 3.2$$

De acordo com Celik et al. (2008), o fator de refinamento deve ser superior a 1,3. Além disso, o fator de refinamento deve ser homogêneo em todas as malhas estudadas.

A cada simulação foram mantidos todos os parâmetros de entrada constantes e foi avaliada a temperatura média do cabo, a corrente que passa pelo cabo, o número de nós, o número de elementos e o parâmetro y^+ .

A camada de fluido de um escoamento que entra em contato direto com uma parede (superfície sólida) adquire a velocidade da parede devido à condição de não deslizamento. Analisando o escoamento na direção normal à superfície, observa-se que a influência da superfície no escoamento diminui com o afastamento dela. A região compreendida entre a parede e a transição para o núcleo do escoamento, onde o escoamento não é mais influenciado, é chamada de camada limite hidrodinâmica. Para um escoamento turbulento uma solução analítica exata não é possível. Os escoamentos turbulentos estão amplamente presentes na indústria e o entendimento da camada limite nestes escoamentos tem sido objeto de estudo até o presente. A camada limite turbulenta pode ser dividida em três regiões distintas, como mostrado no perfil de velocidade da Figura 3.11 (SANTOS, 2008).

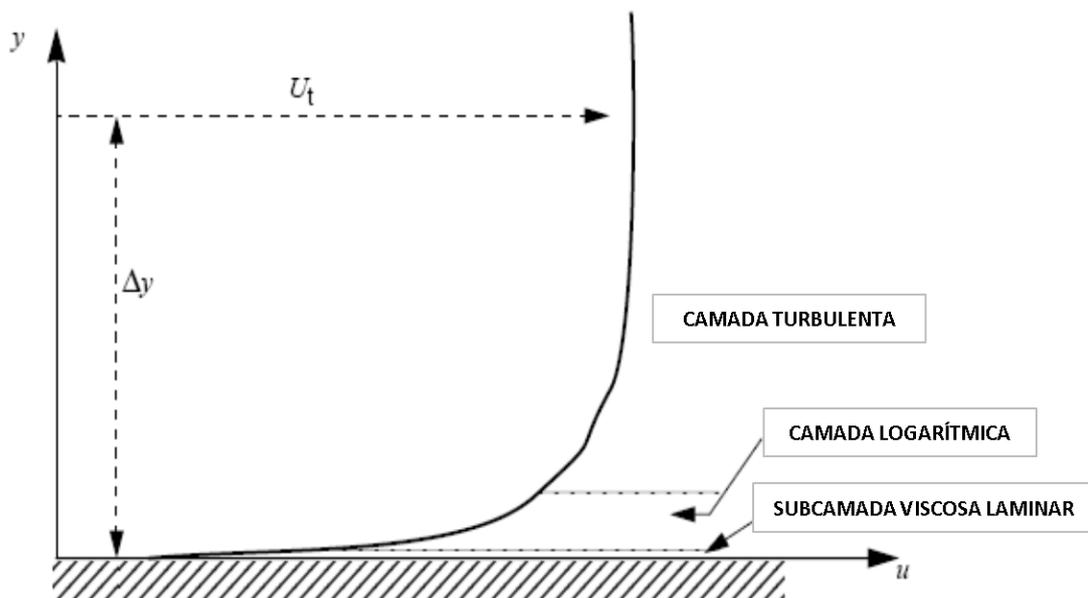


Figura 3.11 - Escoamento próximo a uma superfície sólida (Fonte: ANSYS CFX 10.0, 2005).

Na subcamada viscosa ou linear, os efeitos viscosos, dissipativos, são dominantes e as velocidades são baixas, o que resulta em um perfil de velocidades linear. Na subcamada amortecedora os efeitos inerciais, difusivos, têm papel significativo juntamente com os efeitos viscosos. Na subcamada logarítmica, o escoamento apresenta a ordem de grandeza do escoamento médio, caracterizando uma predominância dos efeitos inerciais sobre os viscosos e apresentando um perfil de velocidade aproximadamente logarítmico.

Uma definição muito importante para a modelagem de um escoamento próximo de parede é o da distância adimensional de parede, y^+ , definida como:

$$y^+ = \frac{\rho y u}{\mu} \quad 3.3$$

Em que u é a velocidade de atrito definida por:

$$u = \left(\frac{\tau_\omega}{\rho} \right)^{\frac{1}{2}} \quad 3.4$$

Sendo τ_ω a tensão de cisalhamento na superfície e ρ a massa específica do fluido.

Observou-se por meio de experimentos que as regiões da camada limite turbulenta se mantinham restritas a certas faixas de y^+ : a subcamada viscosa em $0 \leq y^+ \leq 7$, a subcamada amortecedora em $7 \leq y^+ \leq 30$ e a subcamada logarítmica em $y^+ > 30$ (FOX; MCDONALD; PRITCHARD, 2004).

Dessa forma, é importante que para cada simulação o valor de y^+ seja monitorado, para garantir que a região de camada limite importante para o caso estudado seja captada e explorada pela malha. No presente caso, como se trata de escoamento turbulento a baixo número de Reynolds sobre um objeto cilíndrico (altos gradientes de velocidade e temperatura), é muito importante a consideração de efeitos bem próximos as paredes, e assim o ideal é ter valores mínimos de y^+ .

Com relação aos recursos do *software* para a geração de malha, as ferramentas Inflation e Sizing foram usadas no desenvolvimento da malha para capturar os gradientes da

região da camada limite com maior precisão. Cinco camadas de elementos prismáticos foram criadas nas interfaces entre fluido e sólido, na região do fluido (ar atmosférico). Os tamanhos máximos e mínimos dos elementos tetraédricos foram ajustados para melhor controle da geração de malha. Um maior refinamento da malha foi realizado nas regiões de interfaces. A medida que se afasta desta, a malha foi feita cada vez mais grosseira, por não ser necessário analisar com precisão nenhum parâmetro nesses pontos.

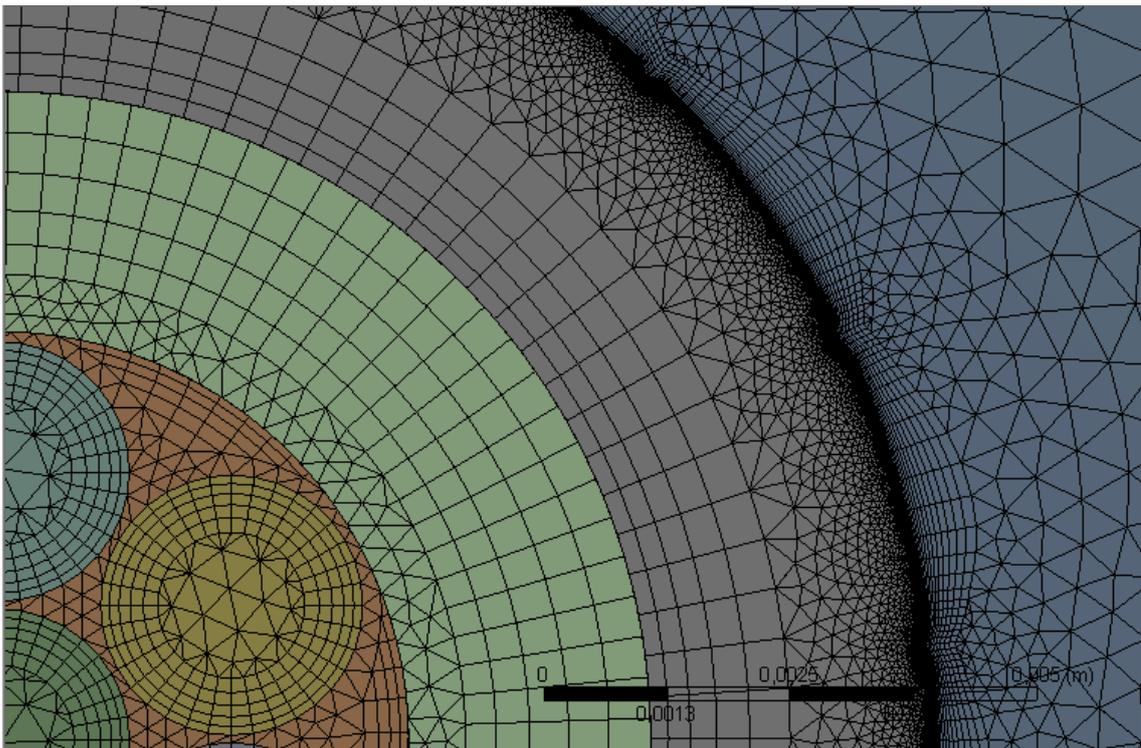


Figura 3.12 – Malha gerada.

Configuração da simulação

Para a modelagem física do problema utilizou-se o CFX-Pre que também faz parte do programa Ansys Workbench®, onde foram inseridas todas as informações relevantes dos materiais e as informações das condições de contorno.

Os dados das condições ambientais do dia e lugar dos experimentos, conforme descrito na Seção 3.1.2, foram utilizados como variáveis de entrada.

Já os dados das propriedades físicas, elétricas e químicas fornecidos pelo fabricante foram utilizados para modificar os materiais padrão existentes no *software* (Alumínio e Aço), para que estes pudessem ser utilizados de forma fidedigna na modelagem.

No volume de alumínio foi inserida uma tensão de zero volt de um lado de seção transversal do cabo, e do outro um valor de tensão que induziu o *software* a determinar um valor de corrente condizente com os valores estudados no presente trabalho (200 e 400 A). Apenas pequenas diferenças foram permitidas (1 %).

A resistência elétrica do alumínio foi determinada com a EQ.(2.7), utilizando os valores da Tabela 3.2 e os valores de temperatura obtidos com os experimentos. A resistência foi parametrizada no programa, para variar de acordo com cada caso simulado, já que as temperaturas obtidas são diferentes. Da mesma forma, a voltagem foi parametrizada, sendo essa calculada pela EQ.(3.5):

$$V = RI \quad 3.5$$

O valor da corrente considerado no cálculo foi a corrente esperada. Porém o programa, a partir dos valores de voltagem e condutividade elétrica do alumínio, calculou a intensidade e distribuição de corrente no condutor. Quando necessário, o valor de corrente de entrada foi ajustado até que a corrente calculada pelo *software* se equiparou aos valores esperados (200 e 400 A). Foi aferida a geração de calor numérica a garantiu-se que esta fosse igual ao cálculo analítico do Efeito Joule (multiplicação entre a diferença potencial e a corrente).

Nas fronteiras do sistema analisado foram consideradas condições de contorno de simetria (adiabáticas), fazendo com que todas as trocas térmicas ocorressem no sentido radial do cabo.

No volume de ar foi considerado condição de contorno de simetria nas extremidades do plano xy. Nas faces contidas no plano yz, foi considerada a entrada do vento (Inlet) em uma face, e na outra condição de contorno aberta. Para as faces contidas no plano zx foram consideradas condições de contorno abertas. Todas essas condições de contorno podem ser vistas na Figura 3.13. As setas azuis representam o domínio aberto para a atmosfera, as pretas representam a entrada do domínio de ar com velocidade e temperatura do vento definidas (temperatura ambiente média do dia do experimento, 26 °C), e as setas em vermelho mostram a condição de simetria nas faces inferior e posterior do domínio.

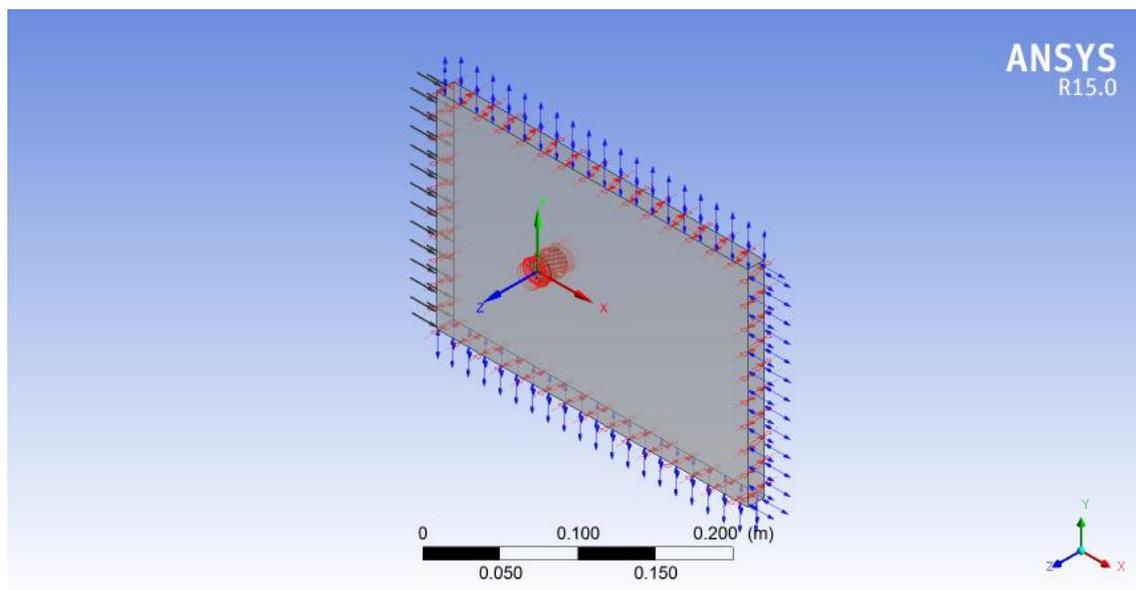


Figura 3.13 - Condições de contorno definidas.

Foi criada uma interface com conservação de energia entre o alumínio e o ar externo, e outra entre o ar interno e o aço. Além disso, uma interface com resistência térmica de contato também foi inserida entre ambas as camadas de alumínio.

Resistência térmica de contato

Foi feita uma rotina utilizando o *software* EES® para determinar a resistência térmica de contato, utilizando as equações descritas na Seção 2.6 (foi utilizado o valor médio dos resultados de todas as correlações apresentadas). Foram consideradas as condições de instalação do cabo Aero Z Linnet na linha LD Itabirito – Ouro Preto 2, 138kV, fornecidas pela CEMIG (Companhia Energética de Minas Gerais):

- Vão típico: 450 m.
- Condição de esticamento do cabo condutor para vão típico: 1240 kgf ou 18,5% da carga de ruptura a 20°C sem vento – condição final.

Os dados da Tabela 3.5 foram utilizados nos cálculos, sendo estes fornecidos pelo fabricante Nexans:

Tabela 3.5 – Propriedades do condutor utilizadas no cálculo da resistência térmica de contato.

Condutividade térmica do condutor (W/mK)	Rugosidade média da superfície (microns)	Coefficiente de Poisson	Dureza superficial (MPa)
203	4	0,35	490

Modelagem dos fenômenos de turbulência

Para modelagem da turbulência foi utilizado o modelo denominado Shear Stress Transport (SST), inserido na configuração do ANSYS CFX®, conforme indicado na Seção 2.9.4. Foi utilizado o esquema de discretização “High Resolution” e o critério de convergência foi imposto como sendo 10^{-5} para o erro residual RMS e um máximo de 1200 iterações, para garantir a estabilização no valor da temperatura média do condutor.

Foi habilitado o modelo de radiação Monte Carlo (ver Seção 2.9.5), sendo o alumínio e o aço considerados meios opacos, ou seja, os fenômenos radiativos nesses domínios são apenas superficiais. A emissividade da superfície do alumínio é aquela determinada nos experimentos, para os casos com (0,91) e sem tinta de recobrimento (0,23).

Algumas variáveis foram parametrizadas, para possibilitar a solução de todos os casos estudados em sequência. São eles: velocidade do vento, emissividade superficial do alumínio, corrente esperada e temperatura esperada.

A média volumétrica de temperatura do alumínio foi estabelecida como parâmetro de monitoramento durante a simulação, para garantir a convergência dos resultados. A temperatura foi considerada estável a partir de análise visual do gráfico de evolução da temperatura no tempo de simulação.

Pós-processamento

Nesta etapa são analisados todos os resultados pertinentes, calculados durante a simulação.

Para o presente trabalho, foi analisado o parâmetro y^+ (para avaliar a qualidade da malha), o coeficiente convectivo (para avaliar a coerência da simulação), os fluxos de calor convectivo e radiativo, o coeficiente de arrasto (para comparar com os valores indicados pelo fabricante), a corrente calculada pelo programa e a temperatura média do alumínio e do aço.

A fim de validar os resultados obtidos pela metodologia CFD, foi realizada uma comparação entre o coeficiente convectivo médio encontrado na simulação e o coeficiente convectivo calculado pela norma CIGRÈ.

Os coeficientes convectivos e radiativos podem ser obtidos do programa, através das equações 3.6 e 3.7:

$$h_c = \frac{q_c}{(T_s - T_{amb})} \quad 3.6$$

$$h_r = \frac{q_r}{(T_s - T_{amb})} \quad 3.7$$

Os valores de fluxo de calor são fornecidos pelo *software*, bem como a temperatura superficial.

O valor da média volumétrica de temperatura é o valor de referência para comparação com os resultados analíticos e experimentais. Mas a distribuição de temperaturas no condutor também é verificada, a fim de estudar os valores máximos e mínimos existentes.

Para comparar a distribuição com cálculos analíticos, foi aplicada a integração da equação diferencial da condução de calor unidimensional para o presente caso estudado: dois cilindros concêntricos (camadas de alumínio) com resistência de contato entre eles, sendo a superfície externa submetida a uma condição de perda de calor por convecção e radiação em regime permanente (temperatura superficial constante), e a superfície interna isolada (em regime permanente, não se tem fluxo de calor do alumínio para o interior do condutor). O caso está representado na Figura 3.14. O objetivo é obter a distribuição de temperatura interna do

condutor, em função do raio. Uma vez que não foi encontrado na literatura um estudo sobre um caso similar ao abordado no presente trabalho (INCROPERA; DEWITT, 2006 apresentam casos similares), foi necessário o desenvolvimento do mesmo.

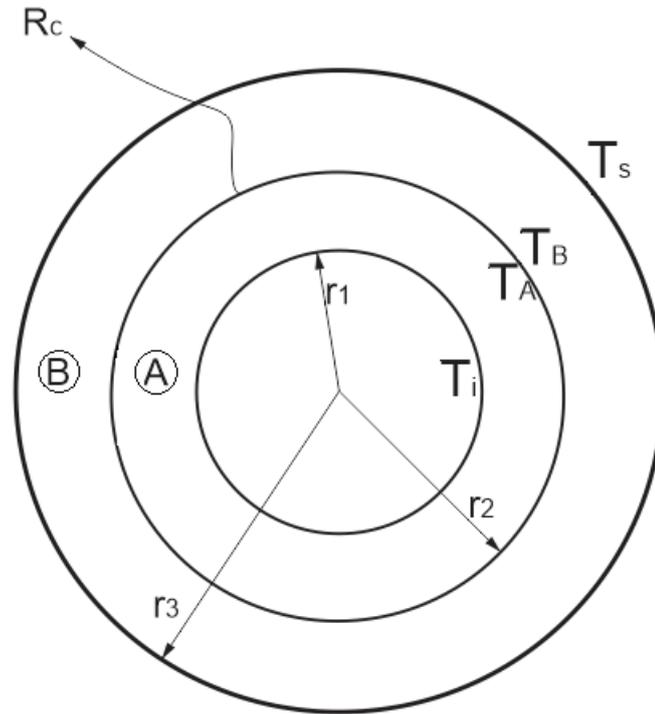


Figura 3.14 – Esquema do cabo considerado para desenvolvimento da curva de temperatura.

A equação diferencial da condução de calor em um cilindro, considerando geração interna de calor é dada por:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\dot{q}}{k} = 0 \quad 3.8$$

Integrando a EQ.(3.8) em relação ao raio:

$$T(r) = -\frac{\dot{q}}{4k} r^2 + C_1 \ln r + C_2 \quad 3.9$$

Para o tubo externo, a superfície interna recebe o calor gerado pela camada interna. Já a superfície externa também mantém sua temperatura fixa em regime permanente. Essa temperatura é determinada a partir do balanço de energia entre o que é gerado internamente e a perda de calor por radiação e convecção para o ambiente. Ou seja, é um valor conhecido.

$$T(r_3) = T_S \quad 3.10$$

$$\frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=r_2} = -\frac{\dot{q}(r_2^2 - r_1^2)}{2kr_2} \quad 3.11$$

Aplicando as condições de contorno descritas nas EQ.(**Erro! Fonte de referência não encontrada.**) e EQ.(**Erro! Fonte de referência não encontrada.**) nas EQ.(3.8) e EQ.(3.9), respectivamente, obtêm-se a seguinte correlação:

$$T_e(r) = T_S + \frac{\dot{q}}{4k} (-r^2 + 2r_1^2 \ln r - 2r_1^2 \ln r_3 + r_3^2) \quad 3.12$$

Para a primeira camada (tubo interno), a superfície interna pode ser considerada isolada, pois em regime permanente não há fluxo de calor para o núcleo. Além disso, a temperatura na superfície externa da camada interna é fixa, para regime permanente:

$$\frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=r_1} = 0 \quad 3.13$$

$$T(r_2) = T_A \quad 3.14$$

Aplicando as equações de contorno na EQ.(3.8) e EQ.(3.9) obtêm-se uma expressão muito similar à EQ.(3.15).

$$T_i(r) = T_A + \frac{\dot{q}}{4k} (-r^2 + 2r_1^2 \ln r - 2r_1^2 \ln r_2 + r_2^2) \quad 3.15$$

Conforme indicado, entre ambas as camadas existe uma resistência térmica de contato. Sendo assim, há uma descontinuidade no valor de temperatura na região em contato. A resistência térmica de contato é dada por:

$$R_C = \frac{T_A - T_B}{\frac{\dot{q}(r_2^2 - r_1^2)}{2r_2}} \quad 3.16$$

T_B é o valor de temperatura na superfície interna da camada externa e pode ser determinada aplicando a EQ.(3.12), utilizando um valor de r igual à r_2 .

R_c é a resistência de contato determinada a partir dos cálculos da Seção 2.7. Dessa forma a temperatura T_A é obtida da EQ.(3.16).

Tem-se dessa forma todas as variáveis necessárias para determinação da curva de distribuição de temperaturas internas do condutor. Foi criado um programa utilizando o programa EES® para resolução das equações descritas, possibilitando o cálculo da curva de distribuição de temperatura interna do condutor, para determinada condição de operação, resistência térmica de contato e condutividade térmica do material estudado.

Determinação do coeficiente de arrasto

Para a avaliação do coeficiente de arrasto a EQ.(3.15) é aplicada:

$$F_a = \frac{1}{2} C_a \rho V^2 A \quad 3.17$$

Sendo F_a a força de arrasto, C_a o coeficiente de arrasto, ρ e V a massa específica e a velocidade do ar ambiente, respectivamente, e A a área externa do condutor. A força de arrasto é obtida na simulação, e assim o coeficiente de arrasto calculado no próprio *software*.

3.2 Avaliação da ampacidade em regime transiente do cabo Aero Z Linnet padrão

Não somente o desempenho em regime permanente de cabos de linhas de transmissão é importante. Existem diversas situações cujos fenômenos de aquecimento com o tempo dos condutores são relevantes.

Por exemplo, se repentinamente o vento atmosférico diminui sua intensidade, diminui-se o resfriamento por convecção forçada e o condutor começa a aquecer. Outra possibilidade é a ocorrência de uma corrente de falha, ou seja, alguma alteração repentina do nível de corrente, independente do motivo. Se a corrente aumenta, intensifica-se o efeito joule e assim há um aumento gradativo de temperatura no cabo, até que o sistema atinja novamente o regime permanente.

Com o aumento da temperatura do condutor, naturalmente ocorre um aumento da temperatura do núcleo estrutural (que na maioria dos casos é o limitador de dilatação do cabo, visto que o aço possui um coeficiente de dilatação menor do que o alumínio). Esse aquecimento provoca o alongamento do cabo, e conseqüentemente o aumento da flecha.

Em muitos casos, porém, o tempo de alteração climática ou de corrente é limitado. Isto é, o sistema não chega a atingir o regime permanente. Um dos exemplos dessa situação são os regimes de emergência, no qual o valor de corrente é aumentado por um pequeno intervalo de tempo, que não deve aceder a 15 minutos (Heritage MAAC Group, 2010). Nesses casos, quanto mais lenta for a resposta de aquecimento do aço, mais lenta será o aumento da flecha. Isso é desejado, pois, dessa forma, aumenta-se a confiabilidade do sistema e diminui-se a chance de se atingir um valor crítico de flecha, violando aspectos de segurança (MASSARO; MICELI; RIZZO, 2013).

Nesta seção será explicada a metodologia adotada para estudo do comportamento transiente do cabo Aero Z Linnet padrão.

No presente estudo será adotado um caso de referência, para comparação entre os cabos estudados. Este caso segue as seguintes etapas:

- Cabo nu em regime estacionário, a 25 °C, com velocidade de vento cruzado de 1m/s;
- Início de passagem de corrente (200 A);
- Espera-se até que seja atingido regime permanente (cerca de 40 minutos, de acordo com resultados experimentais em túnel de vento);
- A corrente é subitamente aumentada para 400 A;

- Espera-se até que seja atingido regime permanente (cerca 40 minutos, de acordo com resultados experimentais em túnel de vento).

É monitorada a evolução de aumento de temperatura ao longo do tempo tanto do alumínio, quanto do aço. A constante de tempo de ambos pode então ser determinada.

3.2.1 Análise numérica com auxílio de programa de CFD

Independente do tipo de regime (permanente ou transiente), a geometria e malha do problema não se altera.

Entretanto, para o presente caso, almeja-se simplesmente a determinação da evolução da temperatura no tempo do condutor. Não se tem por objetivo, neste caso, avaliar o escoamento externo do ar sobre o condutor ao longo do tempo. Por isso, a fim de reduzir consideravelmente o esforço computacional e o tempo de simulação, o domínio do ar externo foi excluído da simulação transiente. Para substituir o seu efeito térmico sobre o cabo, foi inserida uma condição de contorno de convecção e radiação em sua superfície. Neste caso, foram utilizados os valores dos coeficientes convectivos e radiativos determinados nas simulações em regime permanente, para o caso estudado (1 m/s, cabo sem tinta de recobrimento).

Com relação à configuração da simulação, apenas foi alterado o tipo de simulação para regime transiente. Foi criada uma função degrau para permitir a alteração no nível de corrente após 40 minutos. De acordo com a norma IEEE, um passo de tempo até 1% da constante de tempo é indicado. No presente trabalho, foi considerado um passo de tempo de 5 segundos, que se mostrou adequado de acordo com o critério imposto pela norma IEEE.

Foram monitoradas as médias de temperatura do núcleo de aço e do condutor de alumínio, ao longo do tempo. A constante térmica de tempo foi obtida avaliando, no *software*, o tempo necessário para a temperatura atingir 63,2% da temperatura em regime permanente, após o aumento de corrente.

Os dados de temperatura no tempo foram utilizados para determinação da flecha do cabo ao longo do tempo, utilizando as equações descritas na Seção 2.8, considerando-se também a linha de transmissão LD Itabirito. As equações foram modeladas utilizando-se o *software* EES®. A Tabela 3.6 indica as propriedades do condutor utilizadas para o cálculo:

Tabela 3.6– Propriedades do condutor utilizadas no cálculo da flecha.

Propriedades	Valores
Peso linear do cabo (N/m)	16
Força do vento (N/m)	0
Tamanho do vão (m)	450
Tensão inicial (kgf)	1270
Temperatura ambiente (°C)	25
Modulo de elasticidade do alumínio (GPa)	55
Modulo de elasticidade do aço (GPa)	190
Área da seção de alumínio (mm ²)	403
Área da seção de aço (mm ²)	66
Coefficiente de dilatação linear do alumínio (1/°C)	23,0e ⁻⁵
Coefficiente de dilatação linear do aço (1/°C)	11,5e ⁻⁶

3.3 Avaliação da ampacidade em regime transiente de cabos Aero Z Linnet modificados

A fim de se aperfeiçoar o desempenho em regime transiente do condutor Aero Z padrão são propostas três novas geometrias.

Os novos cabos propostos somente possuem alterações no núcleo estrutural de aço, ficando inalterada a parte condutora de alumínio, e assim o diâmetro total do cabo.

As alterações introduzidas visam aumentar o espaço interno de ar, a fim de retardar o aquecimento dos fios de aço.

3.3.1 Novas geometrias propostas

A fim de se incluir maior espaço interno de ar no condutor, existem duas opções.

A primeira é aumentar o diâmetro do condutor, adicionando uma camada interna extra de ar, conforme indicado por Portela (2014). Apesar do ganho de espaço de ar interno,

sem ser necessário alterar o núcleo estrutural, esta alternativa não é interessante do ponto de vista estrutural. Com o aumento de diâmetro amplifica-se o efeito do arrasto proporcionalmente. Sendo assim, maior é o peso linear do cabo e maior é a força que o vento exerce sobre ele. Conseqüentemente maior é a tensão no cabo e no núcleo de aço, favorecendo o aumento da flecha.

A segunda opção seria manter o diâmetro externo do cabo, e efetuar apenas modificações internas. Evidentemente, para aumentar o ar interno algum dos outros domínios é afetado, seja o de alumínio ou de aço. Diminuir o domínio de alumínio significa diminuir a capacidade de transmissão de corrente e a ampacidade, o que não é o objetivo neste caso. Logo, a alternativa recai sobre diminuição do núcleo estrutural para a inclusão do colchão de ar. É claro que com a diminuição da área da seção transversal implica no aumento da tensão e conseqüentemente o alongamento. Será estudado, no presente trabalho, se este aumento é suficiente para reduzir o benefício do colchão de ar. De qualquer forma trata-se de uma alternativa mais atraente, visto que a diminuição na área pode ser contornada pelo uso de um material mais resistente. Além disso, com a presença do colchão de ar é possível adicionar uma característica extra ao cabo. Pode se incluir tubos conduítes de fibra ótica, adicionando características de cabo OPGW/OPPC (conforme explicado na Seção 2.4), tornando-os não só transmissores de energia, mas também de informação.

Nesse sentido, três cabos são propostos. Estes estão indicados na Figura 3.16. O primeiro possui sete fios de aço estruturais, e dois fios condutores de fibra ótica. O segundo propõem a inclusão de mais um conduíte em relação à primeira geometria, espaçados de forma simétrica. Por fim, o terceiro propõe a inclusão de três tubos conduítes deformados, a fim de permitir apenas uma redução pequena do núcleo e um aumento pequeno de colchão de ar.

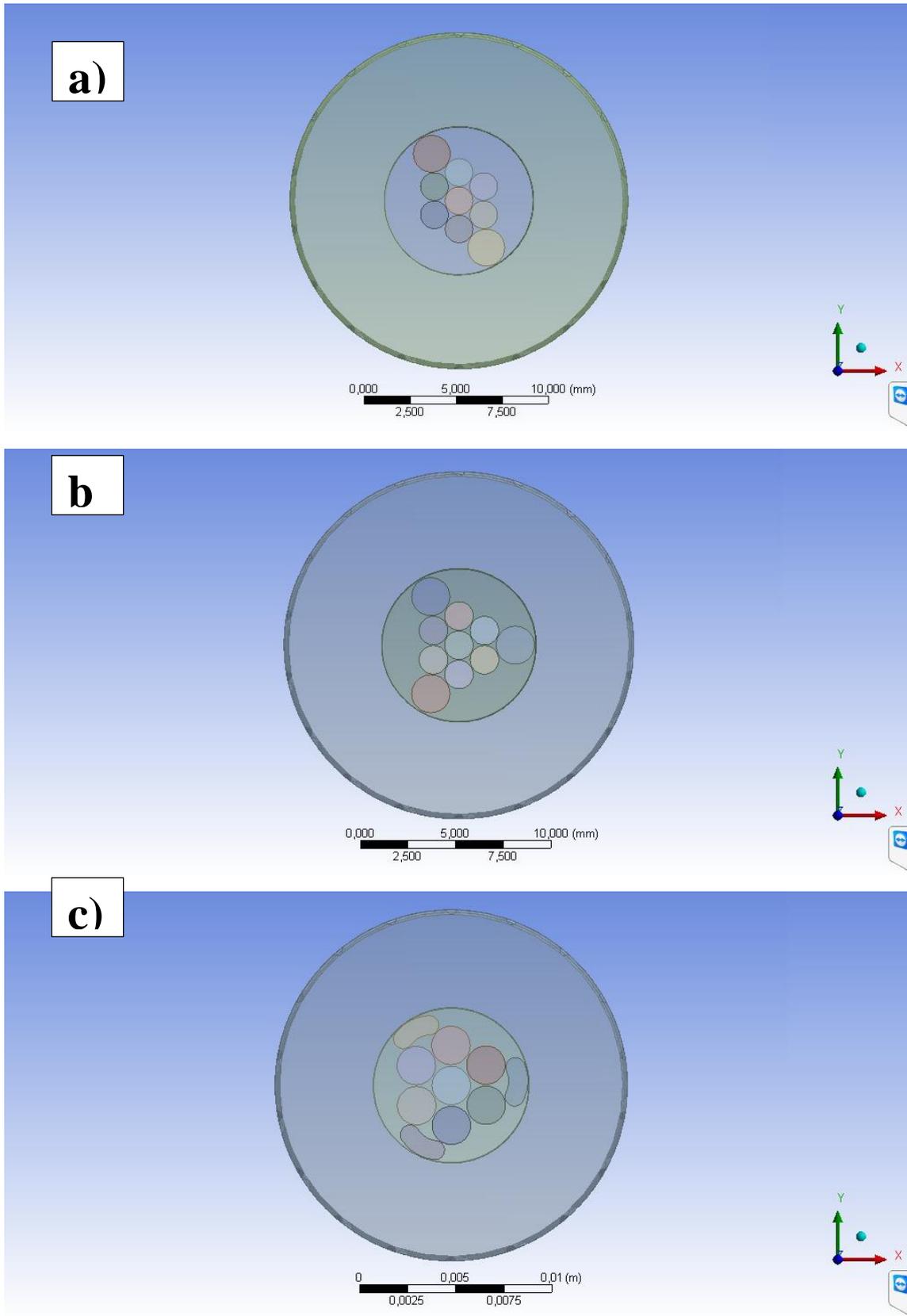


Figura 3.15 – Geometrias de cabo modificadas. (a) Duas fibras; (b) Três fibras; (c) Três fibras achatadas.

As seguintes dimensões foram utilizadas:

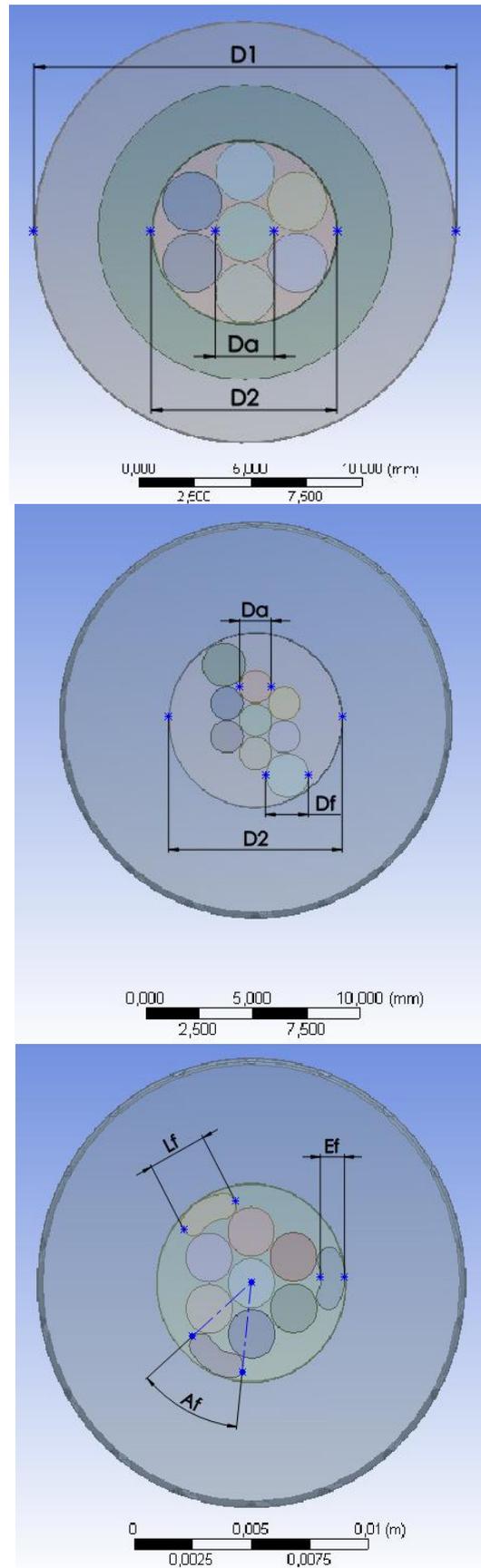


Figura 3.16 - Parâmetros Geométricos.

Tabela 3.7- Parâmetros Geométricos.

Dimensões	Aero Z padrão	Duas Fibras Ópticas	Três Fibras ópticas achatadas
D1 [mm]	18,9	18,9	18,9
D2 [mm]	8,3	8,1	8,1
Df [mm]	-	2	-
Da [mm]	2,65	1,5	2
Lf [mm]	-	-	2,5
Ef [mm]	-	-	1
Af [°]	-	-	43,5°

A redução de área de seção transversal do aço nos casos com fibras circulares e fibras achatadas foi de 68 % e 43 %, respectivamente.

As propriedades térmicas dos tubos conduítes (sólidos) foram consideradas como as propriedades do ar (baixo calor específico e condutividade térmica), para afetar minimamente os efeitos térmicos no núcleo.

3.3.2 Análise numérica com auxílio de *software* em CFD

A mesma metodologia adotada na Seção 3.2.1 foi utilizada para os novos casos propostos, considerando os mesmos valores de condição de contorno, malha, setup de simulação e pós-processamento.

Os resultados de temperatura ao longo do tempo e as constantes de tempo são utilizados para comparar os cabos propostos.

Neste caso é importante também o cálculo da flecha ao longo do tempo, pois apesar de se esperar um retardamento na evolução da temperatura do aço, as áreas da seção transversal do núcleo são também alteradas para permitir o aumento da camada interna de ar. Sendo assim é possível também que se afete a flecha.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Nesta seção são apresentados e analisados os resultados das simulações numéricas em regimes permanente e transiente. É apresentada a comparação dos resultados numéricos com dados experimentais e analíticos, para o caso permanente, incluindo a influência do uso de tinta de recobrimento. A interação (resistência de contato) entre as camadas de alumínio do condutor é considerada. Para o caso transiente, são indicados os resultados de temperatura dos condutores (padrão e cabos modificados) ao longo do tempo, e a influência da camada de ar é avaliada.

4.1 Dados experimentais

Os resultados apresentados nesta seção são referentes à coleta de dados para os cabos AeroZ Linnet, com e sem tinta de recobrimento. As temperaturas coletadas nos experimentos são mostradas na Figura 4.1 e Figura 4.2 referentes às correntes de 200 e 400 ampères, respectivamente.

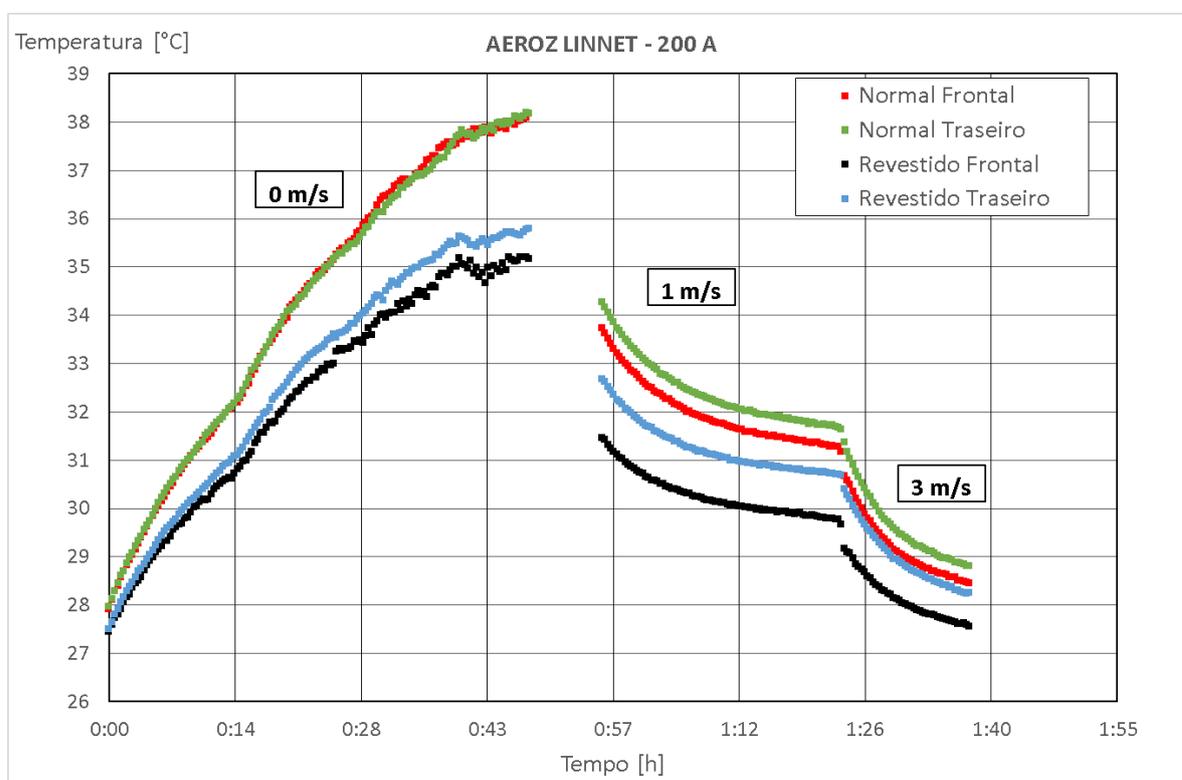


Figura 4.1 - Dados coletados de temperatura do cabo em função do tempo de estabilização da temperatura e da velocidade do vento, para a corrente de 200A.

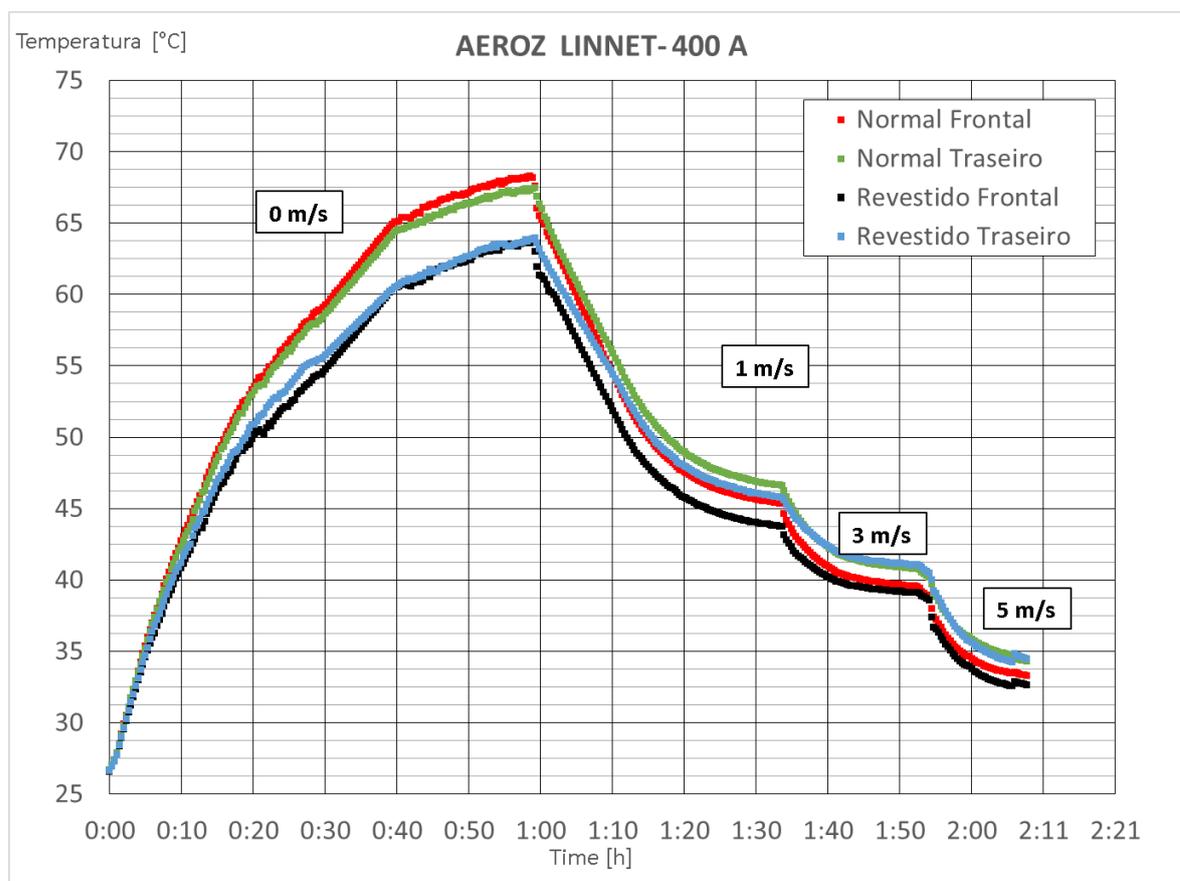


Figura 4.2 - Dados coletados de temperatura do cabo em função do tempo de estabilização da temperatura e da velocidade do vento, para a corrente de 400A.

“Nu” se refere ao condutor padrão sem nenhum tipo de camada de revestimento, ao contrário da parte revestida, cuja superfície foi coberta com a tinta de alta emissividade.

As palavras “frontal” e “traseiro” indicam a posição de colocação dos termopares durante o experimento (conforme indicado na Figura 3.3). A temperatura experimental, usada como referência no presente trabalho para comparação com os resultados analíticos e numéricos, foi considerada como a média dos dois valores obtidos em cada região, conforme indicado na Tabela 3.1.

Tabela 4.1 – Casos estudados e valores de temperatura experimental em regime permanente.

Caso	Emissividade	Corrente (A)	Velocidade (m/s)	Temperatura (°C)
1	0,23	400	3	36
2	0,91	400	3	35
3	0,23	200	3	29
4	0,91	200	3	28
5	0,23	400	1	45
6	0,91	400	1	43
7	0,23	200	1	31
8	0,91	200	1	30
9	0,23	400	0	69
10	0,91	400	0	60
11	0,23	200	0	39
12	0,91	200	0	35

Conforme visto na Figura 4.1, a descontinuidade na coleta de dados percebida no gráfico foi consequência do desligamento súbito do computador, acarretado por falhas técnicas. O fornecimento foi suspenso por cerca de 7 minutos. O incidente ocorreu no momento em que o túnel de vento seria ligado, ou seja, após a estabilização da temperatura para a velocidade 0 m/s. Como para este trabalho o foco está na temperatura de estabilização, não foi visto como necessário a repetição de todo o ensaio.

A temperatura ambiental durante os experimentos ficou em média 25 °C (variando entre 24 à 26 °C), sendo este valor considerado fixo no presente trabalho, para todas as condições.

É possível verificar, em média, uma redução de temperatura cerca de 3 °C do cabo AeroZ Linnet em relação ao cabo Linnet ACSR, conforme indicado em Portela (2014).

4.2 Resultados analíticos – regime permanente

Utilizando o programa desenvolvido para cálculos analíticos conforme as metodologias de referência, foi possível obter os resultados analíticos de temperatura em regime permanente para os doze casos estudados. Foram consideradas as três documentações de referência da área: IEEE, CIGRÈ e MORGAN.

É importante ressaltar que foram desabilitadas as funções de cálculo de ganho solar, visto que todo estudo foi feito considerando o cabo em túnel de vento, onde não há incidência solar direta.

Mas antes de apresentar os resultados, é importante apresentar a validação dos cálculos feitos pelo programa. Para tanto, foi considerado a condição de referência de ampacidade para o cabo AeroZ Linnet, fornecido pelo fabricante (NEXANS, 2014), descrita na Tabela 4.2. Os dados de ganho solar considerados estão descritos na Tabela 4.3.

Tabela 4.2 – Condições de referência de ampacidade do cabo AeroZ Linnet.

Ampacidade Nominal (A)	Temperatura do ar atmosférico (°C)	Velocidade de vento (m/s)	Emissividade	Absortividade	Temperatura de referência do condutor (°C)
596	25	0,55	1	1	75

Tabela 4.3 – Condições para cálculo de ganho solar.

Latitude (graus)	Condição atmosférica	Dia e Mês	Fluxo de radiação solar (W/m ²)	Albedo	Inclinação em relação a horizontal (graus)
0	Limpa	15/06	1000	0,15	0

Os resultados analíticos de cada norma, utilizando o programa desenvolvido, estão indicados na Tabela 4.4.

Tabela 4.4 – Resultados das normas considerando as condições de referência de ampacidade do cabo AeroZ Linnet.

Temperatura do condutor IEEE (°C)	Temperatura do condutor CIGRÈ (°C)	Temperatura do condutor MORGAN (°C)	Temperatura do condutor Esperada (°C)
77	74	75	75

Como podem ser observados, os resultados encontrados foram bastante semelhantes à temperatura esperada, indicada pelo fabricante. É possível verificar uma boa convergência dos resultados das normas, validando os cálculos analíticos de temperatura para as etapas seguintes do presente trabalho.

Com relação ao cálculo da ampacidade, foram simuladas várias condições de velocidade de vento, utilizando as três normas disponíveis. Foram considerados como referência os dados da Tabela 4.3. A Figura 4.3 mostra os resultados encontrados para temperaturas de cabo de 75 °C e 150 °C. A Figura 4.4 apresenta os desvios percentuais.

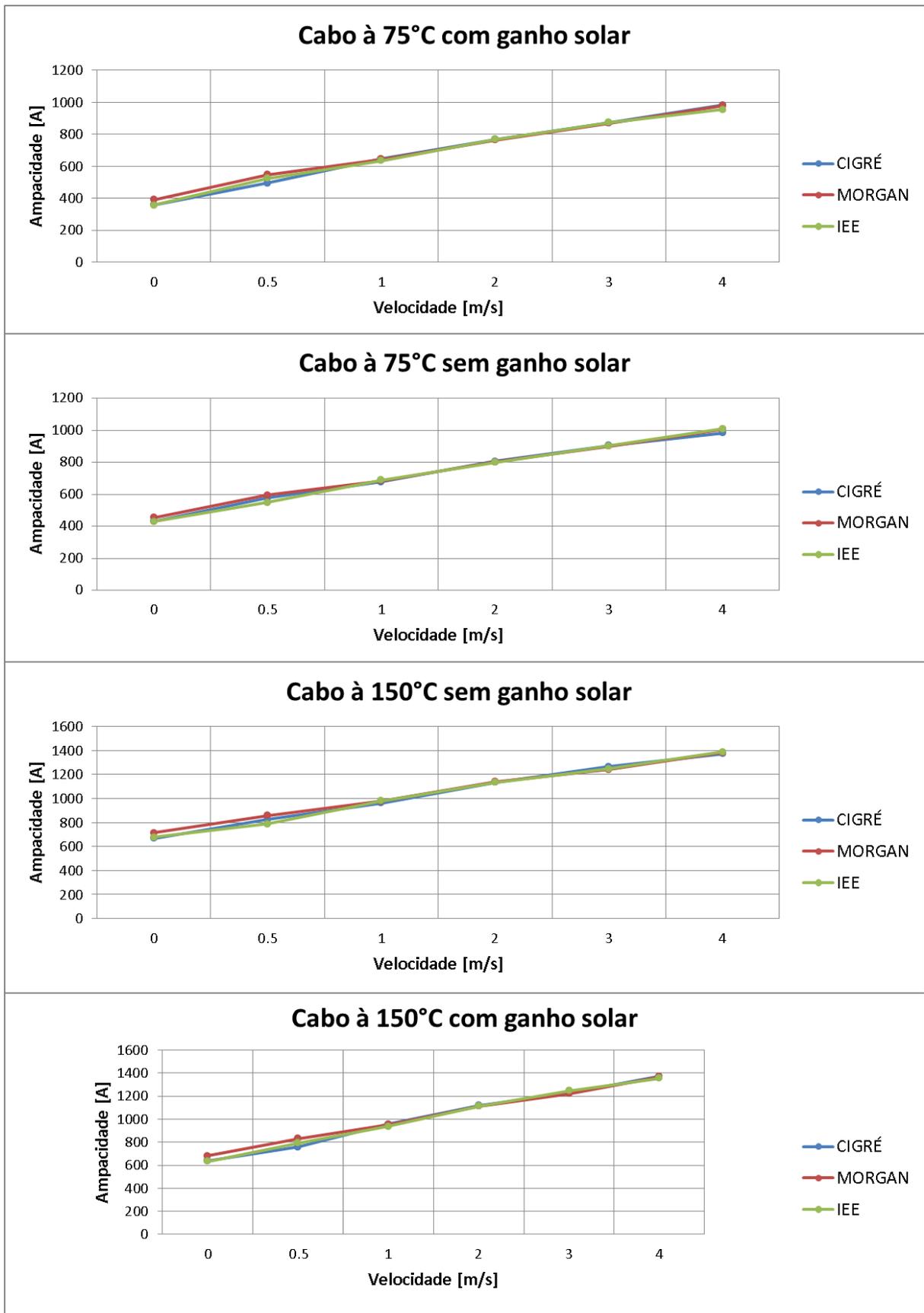


Figura 4.3 – Ampacidade do cabo Aero Z Linnet para condições típicas de catálogo.

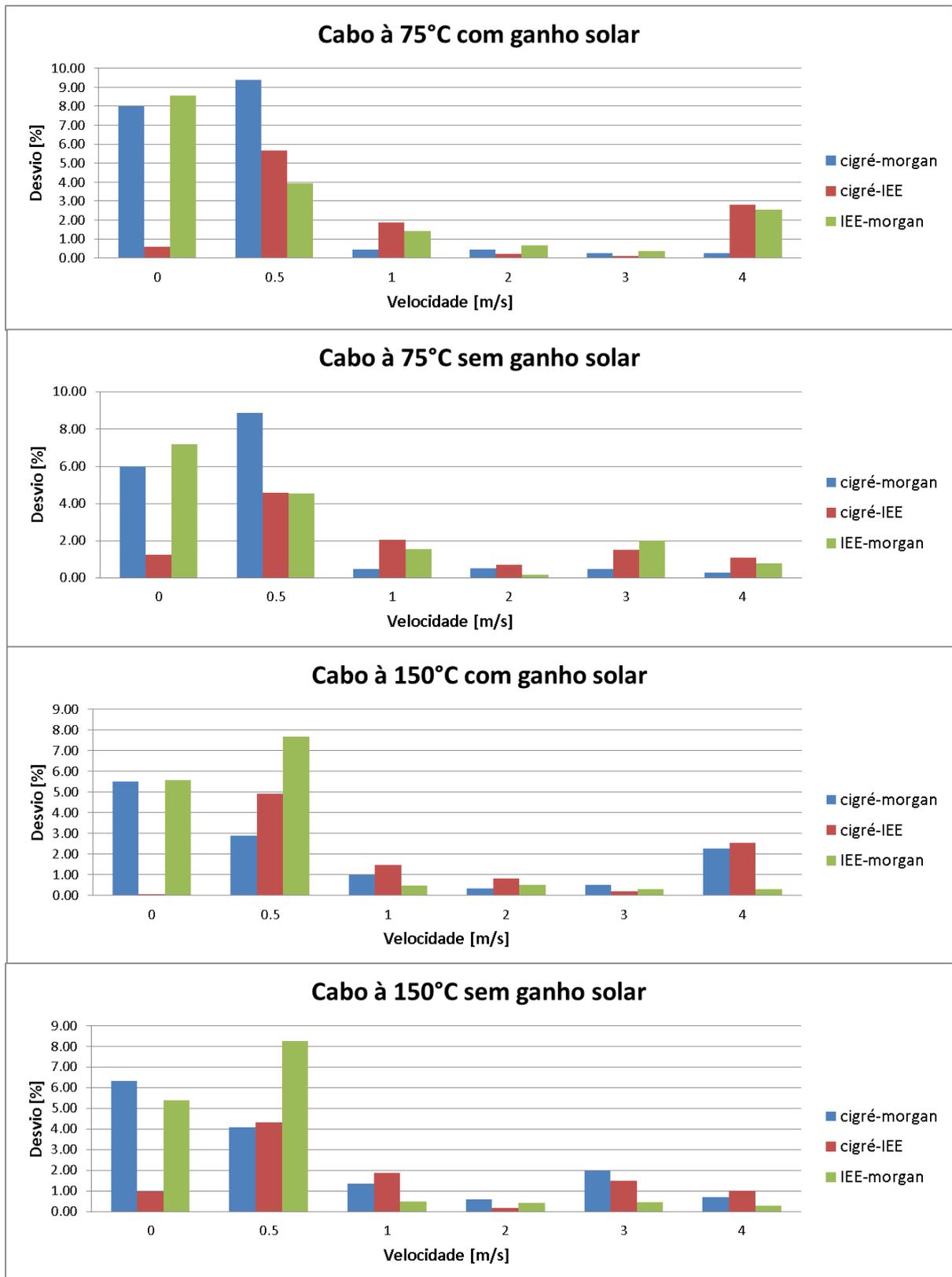


Figura 4.4 – Desvios nos resultados de ampacidade.

Como pode ser observado, o desvio máximo encontrado entre as normas para o valor de ampacidade foi de 9 %. Isso reforça a validade e a proximidade das metodologias adotadas nas normas, sendo todas elas assim confiáveis para uso. As maiores diferenças encontradas são para os casos de convecção natural (sem vento) e convecção mista (baixas velocidades de vento, como 0,5 m/s nesse caso). No caso de 75 °C, as maiores diferenças encontradas foram entre as normas CIGRÈ e MORGAN. Já para o caso de 150 °C, IEEE e MORGAN. Para os casos de convecção forçada (velocidades de vento acima de 1 m/s), os desvios são desprezíveis.

Dessa forma, o programa foi utilizado para previsão analítica da temperatura do condutor para os casos estudados, considerando-se as condições ambientais, níveis de corrente e o uso (ou não) da tinta de recobrimento de alta emissividade.

A Tabela 4.5 mostra os resultados obtidos para os casos estudados:

Tabela 4.5 – Casos estudados e valores analíticos de temperatura em regime permanente.

	Emissividade	Corrente (A)	Velocidade (m/s)	Temperatura IEEE (°C)	Temperatura CIGRÈ (°C)	Temperatura MORGAN (°C)
1	0,23	400	3	33	33	33
2	0,91	400	3	33	32	32
3	0,23	200	3	27	27	27
4	0,91	200	3	27	27	27
5	0,23	400	1	40	40	40
6	0,91	400	1	38	38	38
7	0,23	200	1	29	29	29
8	0,91	200	1	28	28	28
9	0,23	400	0	68	69	69
10	0,91	400	0	55	55	55
11	0,23	200	0	37	37	38
12	0,91	200	0	33	33	33

Conforme observado na Tabela 4.5, todas as normas corroboraram entre si com relação aos valores encontrados. Isso indica que, para mesmas condições estudadas, a maior fonte de diferença de resultados entre as normas reside no cálculo do ganho de calor solar. As correlações de convecção natural, forçada e perda de calor por radiação das normas resultam em valores muito similares, para as condições avaliadas (até 3 m/s e 400 A).

Para confirmação desses resultados, foram repetidos os cálculos, agora considerando uma situação hipotética de ganho solar. Foram inseridos os dados de referência do experimento, como dia, latitude, altura do condutor, azimute, albedo, dia, mês e horário (indicados na Tabela 4.3). A Tabela 4.6 mostra os resultados obtidos pelas normas incluindo ganho solar:

Tabela 4.6 – Casos estudados e valores analíticos de temperatura em regime permanente, incluindo ganho solar.

Caso	Emissividade	Corrente (A)	Velocidade (m/s)	Temperatura IEEE (°C)	Temperatura CIGRÈ (°C)	Temperatura MORGAN (°C)
1	0,23	400	3	37	37	37
2	0,91	400	3	36	36	36
3	0,23	200	3	31	30	30
4	0,91	200	3	30	30	30
5	0,23	400	1	47	46	46
6	0,91	400	1	44	43	43
7	0,23	200	1	35	35	35
8	0,91	200	1	34	33	33
9	0,23	400	0	83	83	77
10	0,91	400	0	65	65	62
11	0,23	200	0	54	54	50
12	0,91	200	0	45	45	43

A Figura 4.5 mostra os desvios percentuais obtidos:

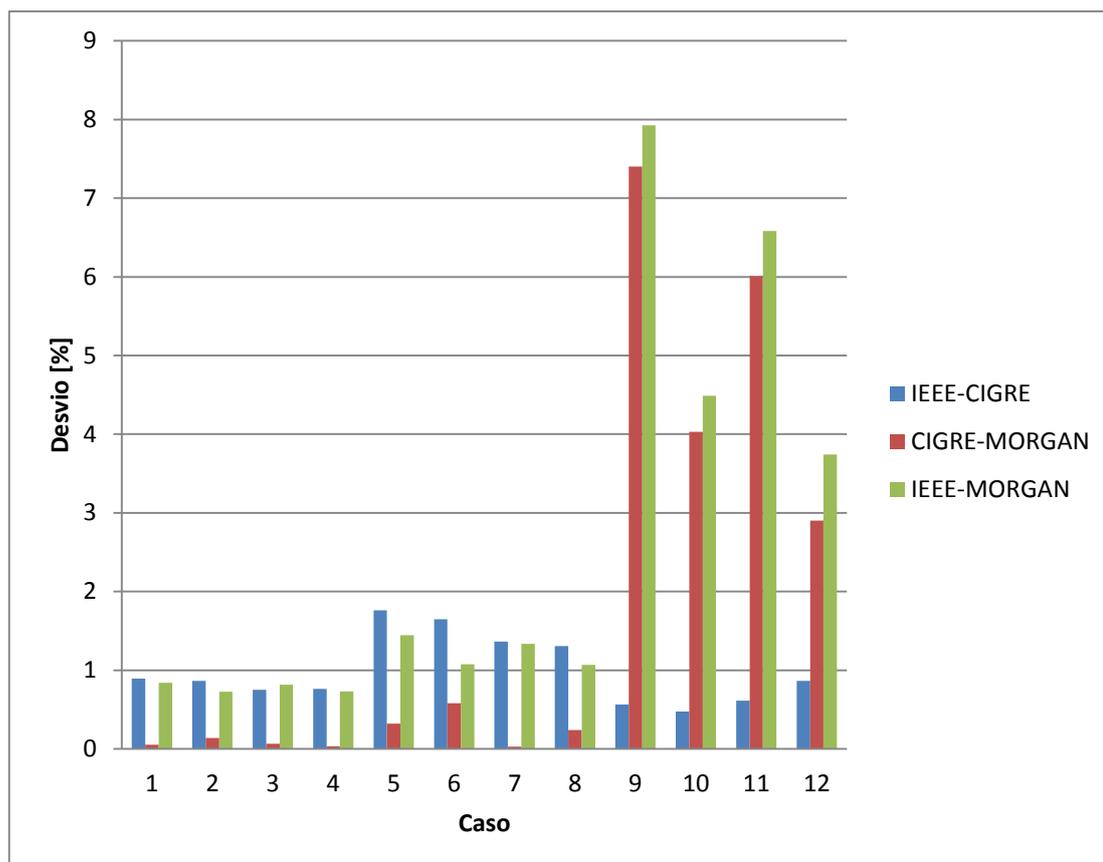


Figura 4.5 – Desvio de temperatura entre normas, para casos incluindo ganho solar.

Como pode ser observado, ao se incluir o ganho solar foi possível obter diferenças de temperaturas entre as normas de até 8%, corroborando com a suposição anterior. As normas IEEE e CIGRÈ apresentaram resultados bastante similares, com diferenças apenas na ordem decimal, diferenciando-se da norma MORGAN principalmente para os casos sem vento cruzado (convecção natural).

Finalmente, a Tabela 4.7 traz a comparação dos resultados analíticos e experimentais, para cada caso estudado. Foi considerado um resultado analítico médio entre as três normas, visto que não existe diferença significativa entre as mesmas.

Tabela 4.7 – Comparação entre os resultados analíticos e experimentais.

Caso	Emissividade	Corrente (A)	Velocidade (m/s)	Temperatura Normas (°C)	Temperatura Experimental (°C)	Diferença percentual (%)
1	0,23	400	3	33	36	8,0
2	0,91	400	3	33	35	7,3
3	0,23	200	3	27	29	7,0
4	0,91	200	3	27	28	4,3
5	0,23	400	1	40	45	10,9
6	0,91	400	1	38	43	12,1
7	0,23	200	1	29	31	7,8
8	0,91	200	1	28	30	6,4
9	0,23	400	0	68	69	0,4
10	0,91	400	0	55	60	8,5
11	0,23	200	0	37	39	3,8
12	0,91	200	0	33	35	4,9

A média de diferença percentual de todos os casos foi de 7 %. Pode ser observado que o valor máximo de desvio foi de 12,1 %, e mínimo de 0,5 %. Isso mostra que os dados experimentais são coerentes com os valores encontrados por meio das normas, o que fortalece a validade do método analítico e dos dados experimentais para o desenvolvimento do trabalho. Entretanto é importante ressaltar que as diferenças encontradas mostram a importância de uma avaliação crítica por parte dos projetistas ao utilizar os cálculos analíticos para determinação do regime de operação das linhas de transmissão. Validações práticas são assim extremamente importantes.

É possível perceber que o maior erro encontrado foi para o caso de 1 m/s, e pior nos casos de corrente de 400 ampères. Era esperado um erro maior para os casos sem vento (0 m/s), pois é sabido que os cálculos envolvendo convecção natural são inerentemente mais complexos e difíceis de serem modelados. Entretanto, diferenças de até 5 °C foram encontradas para os

casos de 1 m/s, corroborando com os resultados encontrados por Portela (2014). Dessa forma, os resultados indicam na direção de piores resultados analíticos para baixos números de velocidade de vento e de Reynolds.

É importante ressaltar que as diferenças encontradas vão além da incerteza de medição dos termopares (1%, ver Seção 3.1.2), e assim os resultados analíticos não se enquadram na faixa de valores possíveis para os valores de temperatura medidos pelos termopares. Isto é claro, considerando que os termopares foram devidamente inseridos e fixados corretamente durante as medições, eliminando os erros extrínsecos à medição.

A Figura 4.6 apresenta os resultados de forma gráfica:

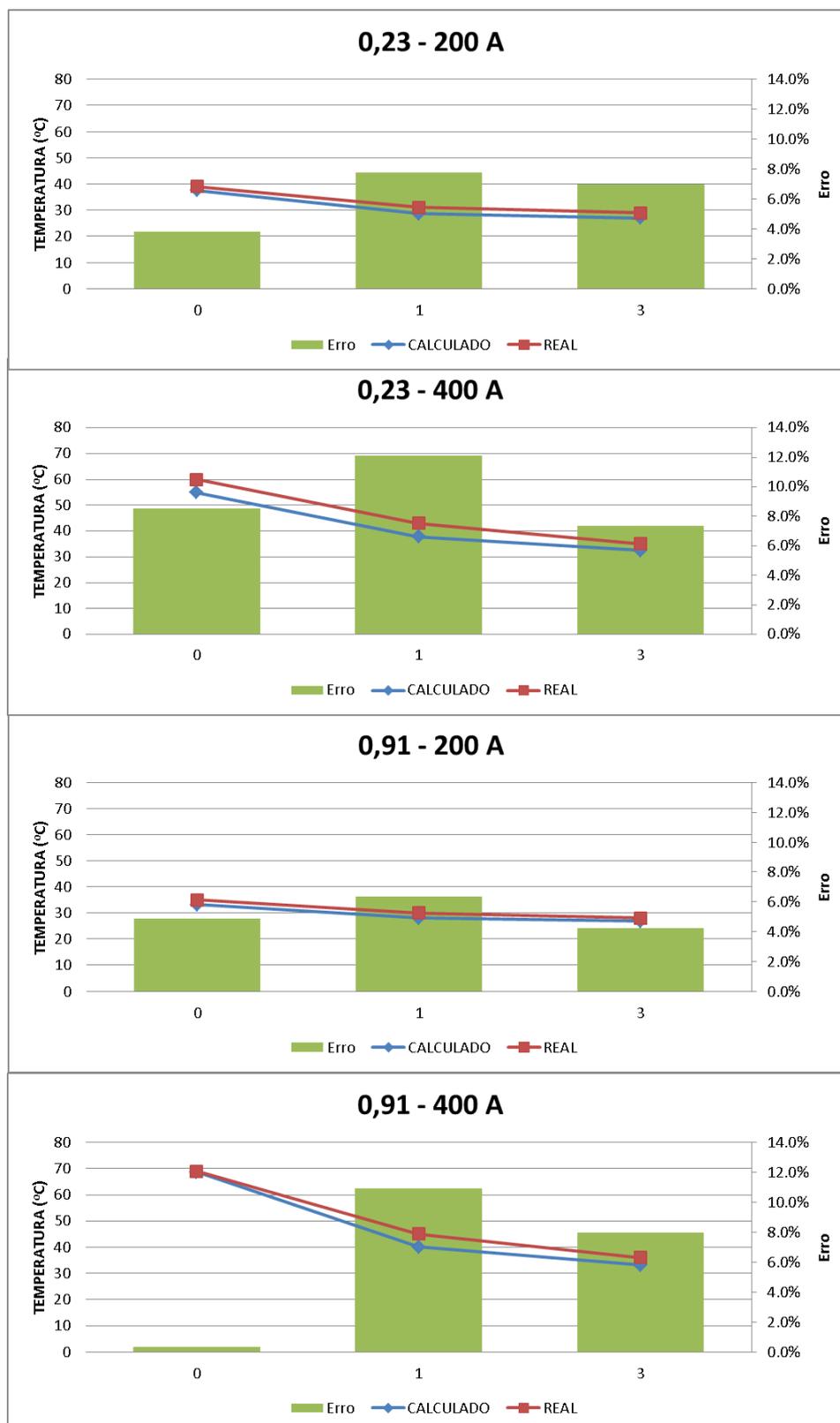


Figura 4.6 - Comparação entre os resultados de temperatura analíticos e experimentais em regime permanente.

4.3 Resultados numéricos – regime permanente

Antes de apresentar os resultados provenientes das simulações numéricas dos casos estudados, é importante demonstrar a independência dos resultados com a malha utilizada.

Para tanto, foi considerado um caso de referência para obtenção da malha ideal (menor número de nós possíveis, com um resultado independente da malha, isto é, permanece praticamente o mesmo em uma malha mais refinada). Foi considerado o caso de 1 m/s, 200 A e emissividade de 0,91. A metodologia do comprimento médio de elemento de malha foi adotada.

Três malhas foram simuladas e os parâmetros são apresentados na Tabela 4.8. Um teste de independência de malha é apresentado na Figura 4.6. A segunda malha foi escolhida devido ao menor custo computacional aliado a um resultado satisfatório. A malha escolhida é apresentada na Figura 4.7.

Tabela 4.8 – Malha simuladas no teste de malha.

Malha	h [mm]	Elementos/Nós	Fator r	y+
1	0,085	9450967 / 2986757	1,33	0,32
2	0,064	12569787 / 3977592	1,33	0,19
3	0,048	16739719 / 5297128	1,33	0,18

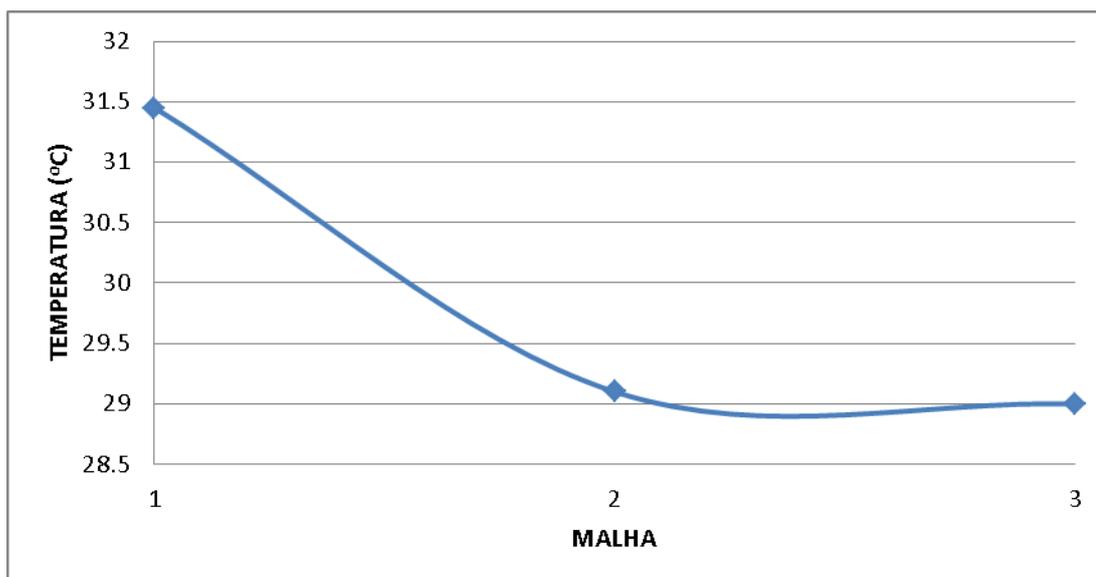


Figura 4.7 – Resultado do teste de malhas.

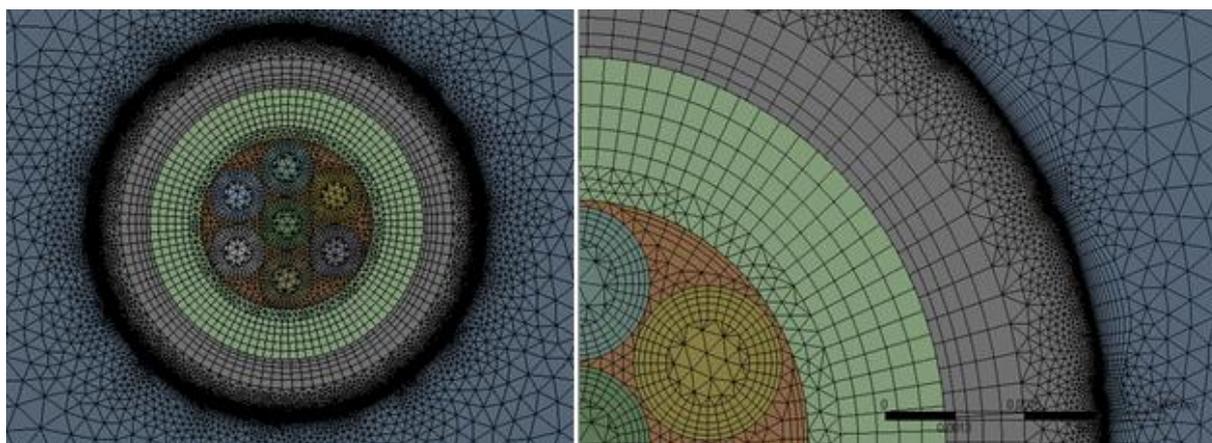


Figura 4.8 – Malha escolhida e utilizada.

É possível verificar um maior refinamento na região próxima à superfície externa do cabo. Nessa região encontram-se as pequenas ranhuras da junção entre dois fios em Z, e para que seu efeito seja contabilizado durante a simulação foi feito um refinamento maior nessa parte. Foram considerados elementos hexaédricos nas regiões de interface entre sólido e fluido, para melhor se contabilizar os altos gradientes de velocidade, pressão e temperatura do fluido próximo às paredes sólidas. À medida que se afasta da parede, menor é a necessidade de refinamento de malha, e assim a mesma foi considerada mais grosseira, para não aumentar inutilmente o esforço computacional necessário.

Para exemplificar a convergência da simulação, a Figura 4.9 mostra o erro RMS da conservação da massa, monitorado ao longo das iterações, com valores da ordem de 10^{-6} . Já a Figura 4.10 indica a evolução da temperatura média do condutor ao longo da simulação, para garantir que mesmo que o erro atinja um valor satisfatório, e temperatura já tenha estabilizado no regime permanente.

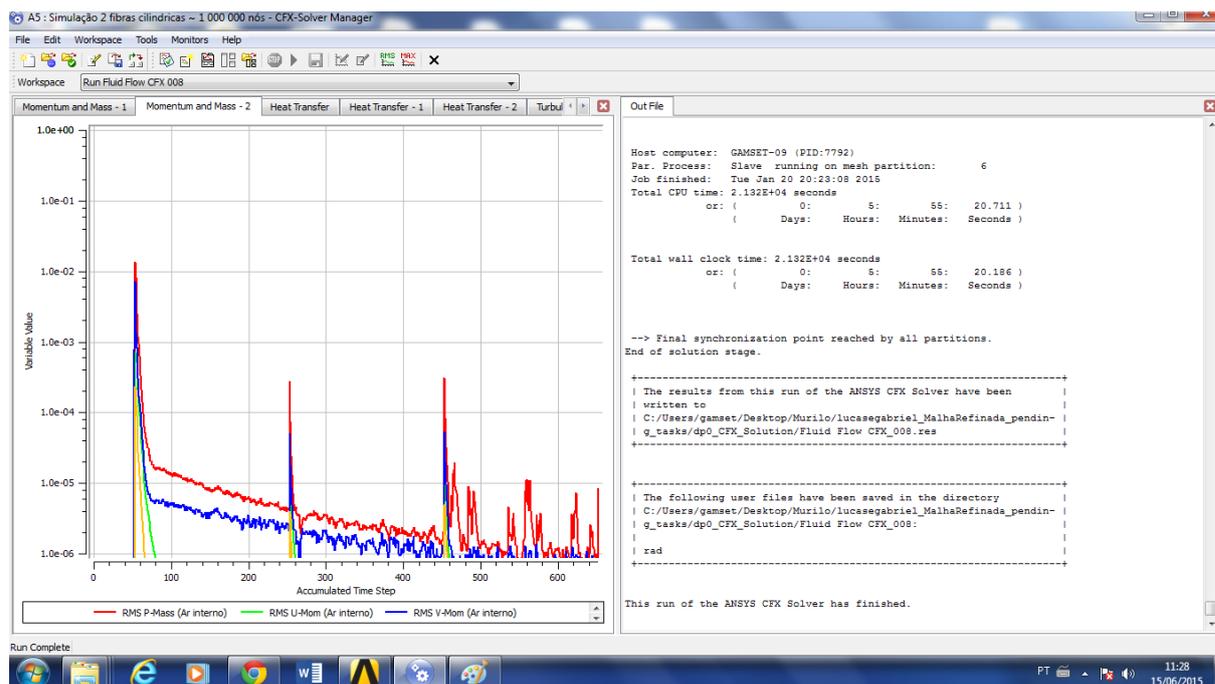


Figura 4.9 – Convergência dos resultados de conservação da massa.

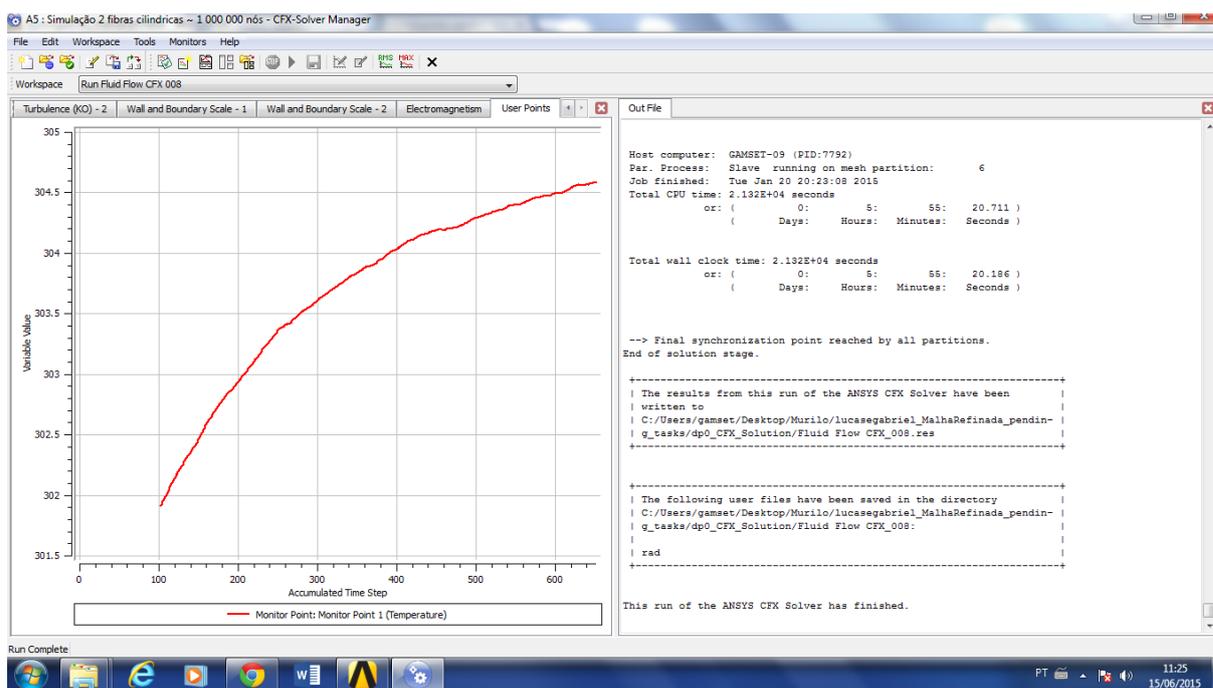


Figura 4.10 – Estabilização dos resultados de temperatura das simulações.

Os resultados das temperaturas médias do condutor para cada caso estudado estão indicados na Tabela 4.9.

Tabela 4.9 – Comparação entre os resultados numéricos e experimentais.

Caso	Emissividade	Corrente (A)	Velocidade (m/s)	Temperatura Simulada (°C)	Temperatura Experimental (°C)	Diferença percentual (%)
1	0,23	400	3	34	36	5,6
2	0,91	400	3	33	35	5,7
3	0,23	200	3	27	29	6,9
4	0,91	200	3	27	28	3,6
5	0,23	400	1	41	45	8,3
6	0,91	400	1	39	43	9,1
7	0,23	200	1	30	31	3,6
8	0,91	200	1	29	30	4,8
9	0,23	400	0	63	69	8,7
10	0,91	400	0	54	60	10,0
11	0,23	200	0	36	39	7,7
12	0,91	200	0	33	35	5,7

O desvio médio encontrado de todas as simulações foi de 6,6 %. Pode ser observado que o valor máximo de desvio foi de 10 %, e mínimo de 3,6 %. Isso mostra que os dados experimentais tem comportamento similar aos valores encontrados a partir do método numérico, o que fortalece a validade deste e dos dados experimentais para o desenvolvimento do presente trabalho.

Como forma de se validar o cálculo numérico, os coeficientes convectivos e radiativos devem também ser comparados. A Figura 4.11 mostra os valores dos coeficientes de transferência de calor por convecção e a Figura 4.12 os coeficientes de transferência de calor por radiação. Neste caso, foram comparados os resultados numéricos com os resultados analíticos previstos nas normas (foram utilizados valores médios entre as normas).

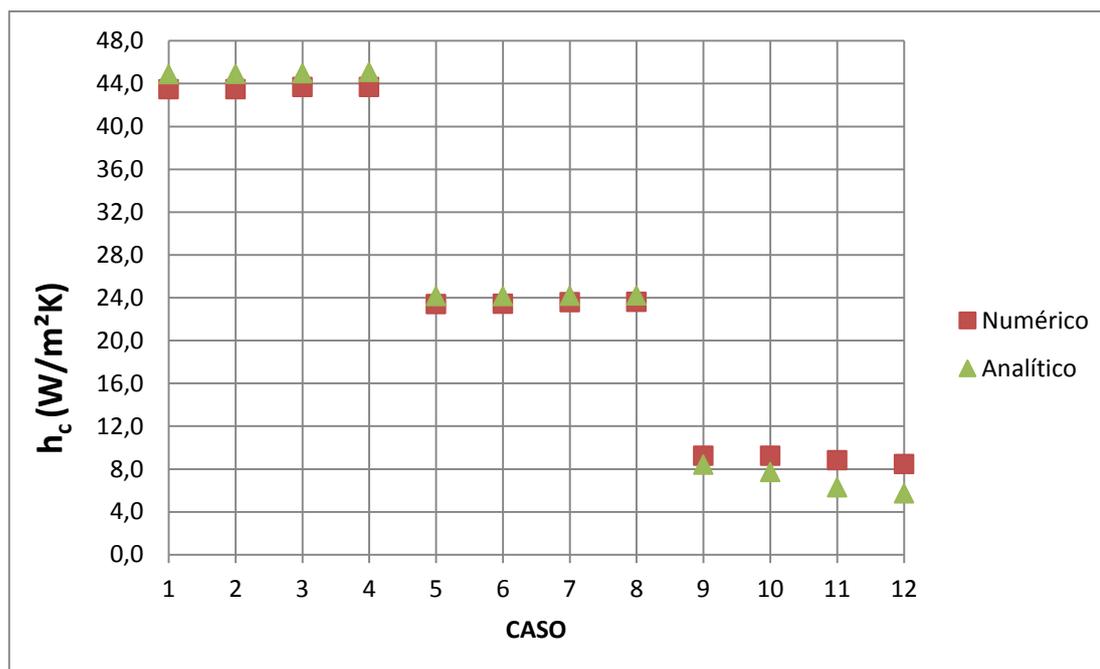


Figura 4.11 – Comparação do coeficiente de troca de calor por convecção.

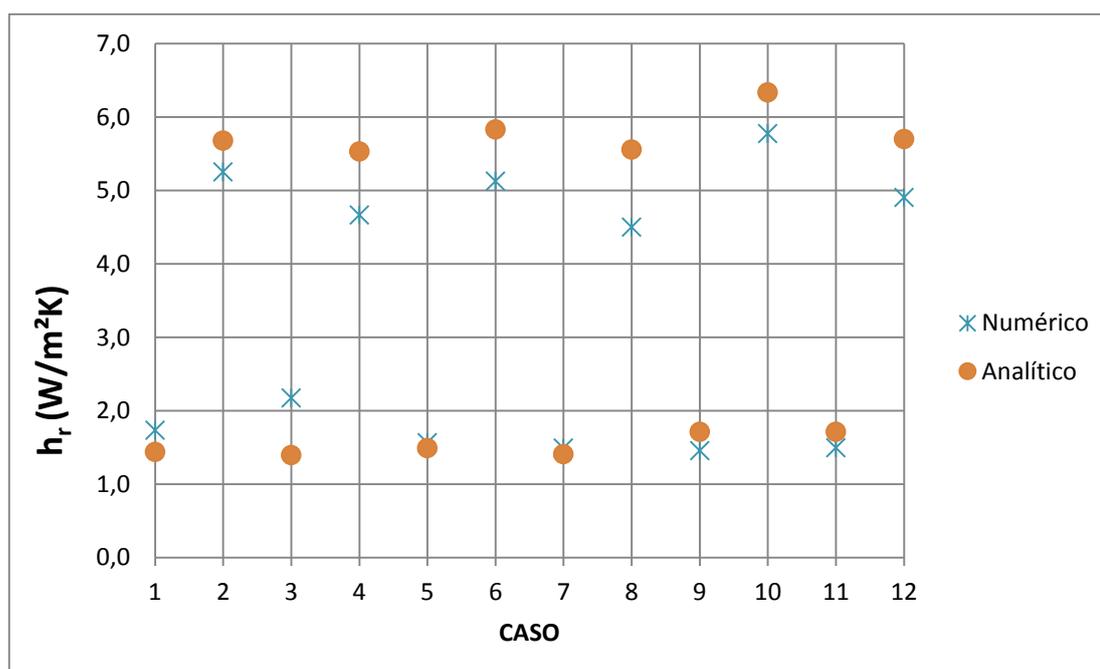


Figura 4.12 – Comparação do coeficiente de troca de calor por radiação.

Como podem ser observados, os resultados foram coerentes, e o desvio máximo encontrado para convecção foi de $2,7 \text{ W/m}^2\text{K}$, para o caso de 0 m/s , emissividade de $0,91$ e corrente de 200 A . De uma forma geral, os casos em que não há vento cruzado apresentaram diferenças maiores, conforme esperado, visto que a determinação do coeficiente de transferência de calor por convecção natural apresenta maiores incertezas. Além disso, no caso da radiação a convergência dos resultados é notória, sendo os valores determinados

numericamente ligeiramente inferiores aos determinados analiticamente. O caso 8 apresentou maior desvio, de 1,1 W/m²K. Mas os resultados de uma forma geral mostram bastante proximidade dos resultados encontrados com as duas técnicas, o que também ajuda a validar a metodologia numérica adotada.

Consolidando os valores encontrados, é possível obter a correlação do número de Nusselt com o número de Reynolds do escoamento para os casos estudados, conforme indicado na Figura 4.13.

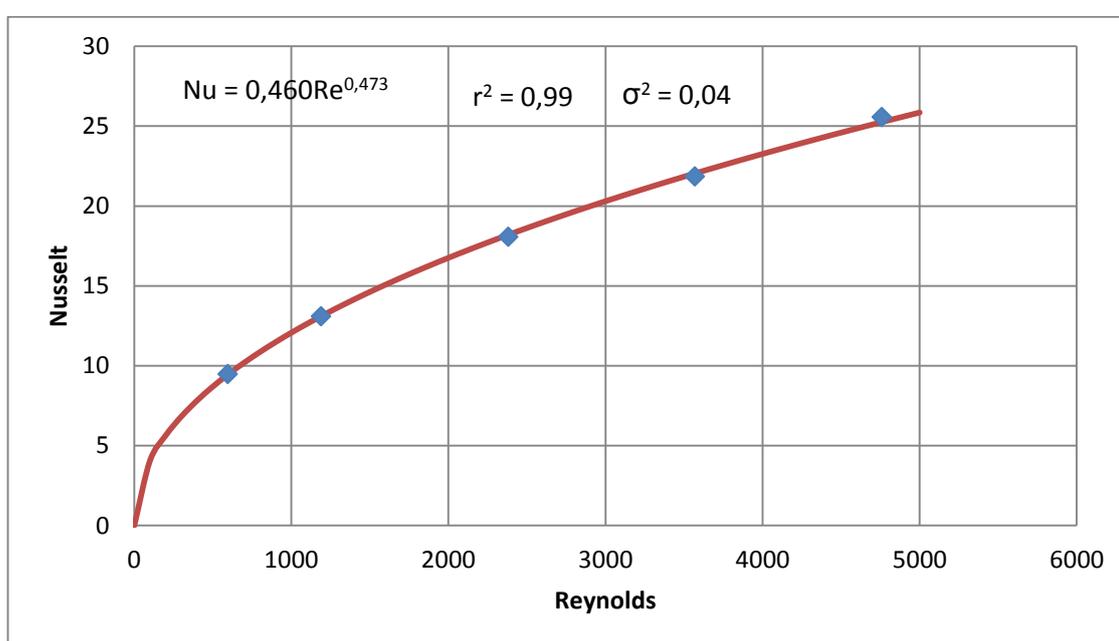


Figura 4.13 – Avaliação adimensional do escoamento cruzado de vento em um cabo condutor AeroZ Linnet.

O comportamento da curva é similar ao encontrado no trabalho de Makhkamova et al. (2013), para o condutor Lynx.

A Tabela 4.10 mostra o resumo dos resultados encontrados (analíticos, experimentais e numéricos), bem como os desvios obtidos.

Tabela 4.10 – Comparação entre os resultados numéricos, analíticos e experimentais.

Caso	Temperatura Simulada N (°C)	Temperatura Analítica A (°C)	Temperatura Experimental E (°C)	Diferença A e N (%)	Diferença A e E (%)	Diferença N e E (%)
1	34	33	36	2,9	8,0	5,6
2	33	33	35	0,0	7,3	5,7
3	27	27	29	0,0	7,0	6,9
4	27	27	28	0,0	4,3	3,6
5	41	40	45	2,4	10,9	8,3
6	39	38	43	2,6	12,1	9,1
7	30	29	31	3,3	7,8	3,6
8	29	28	30	3,4	6,4	4,8
9	63	68	69	-7,9	0,4	8,7
10	54	55	60	-1,9	8,5	10,0
11	36	37	39	-2,8	3,8	7,7
12	33	33	35	0,0	4,9	5,7

De uma forma geral, os resultados analíticos e numéricos ficaram abaixo dos resultados experimentais, apresentando diferenças inferiores a 12 %. Com relação aos resultados numéricos e analíticos, estes ficaram muito próximos, com uma diferença média de apenas 2,3 %.

Apenas os resultados numéricos para convecção natural apresentaram maiores desvios que os resultados analíticos, mostrando que as normas baseadas em resultados empíricos devem ser consideradas para o cálculo de ampacidade nessa condição. Por outro lado indica também uma oportunidade de melhoria para o modelo numérico desenvolvido, na predição da transferência de calor envolvida nos casos sem escoamento forçado.

4.3.1 Avaliação da distribuição interna de temperatura do condutor

Um dos pontos a serem avaliados é a distribuição interna de temperatura no condutor. Sabe-se que em cabos padrão ACRS não compactos, como estudado em Portela (2014), no cabo Linnet padrão, é possível encontrar diferenças de temperatura de 6 °C entre a temperatura do núcleo e a temperatura externa do condutor. Trata-se de uma variação considerável, pois é possível que a temperatura externa e média do condutor não atinjam a temperatura máxima permitida, mas a temperatura interna sim. Por isso essa análise é importante para o presente caso, apesar de o cabo analisado ser um cabo compacto, em que se espera uma maior homogeneidade de temperatura ao longo do raio do condutor.

Foram analisados os resultados numéricos das simulações para os casos 5, 7, 9 e 11. Da mesma forma foi utilizado o programa desenvolvido no EES® para prever analiticamente a distribuição de temperaturas nesses mesmos casos.

A Figura 4.14 apresenta os resultados encontrados:

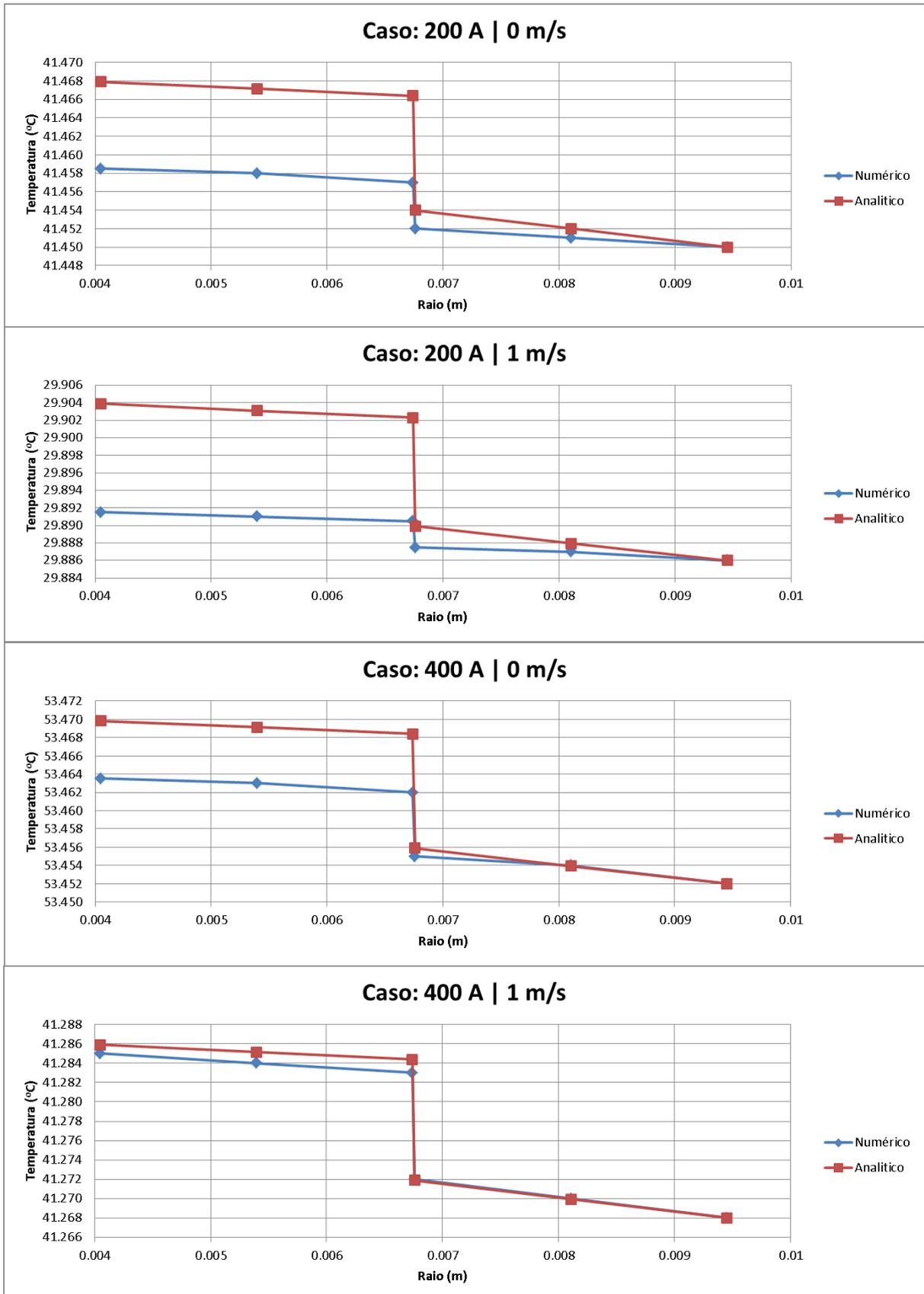


Figura 4.14 – Distribuição de temperatura ao longo do raio do condutor - resultados numéricos e analíticos.

Como podem ser observadas, diferenças da ordem de milésimos entre as temperaturas nas superfícies interna e externa foram encontradas, utilizando ambas as metodologias numérica e analítica. A proximidade nos resultados foi bastante satisfatória, principalmente para a região do cilindro externo. A máxima diferença encontrada entre as duas metodologias foi de 0,012 °C.

O degrau visto nos gráficos da Figura 4.14 representa a região de contato entre as duas camadas de alumínio, e confirma o efeito da resistência térmica de contato, sendo o efeito pouco mais pronunciado nos cálculos analíticos.

É possível dizer, a partir dos resultados, que para cabos compactos a distribuição radial de temperaturas não é um fator relevante, e todos os cálculos analíticos indicados pelas normas para cálculo da temperatura média do condutor podem ser utilizados de forma mais confiável.

4.3.2 Avaliação numérica do escoamento de ar ao redor do condutor

A Figura 4.15 mostra o gráfico de vetores velocidade para cada caso simulado de corrente de 200 A. Já a Figura 4.16 mostra os resultados para 400 A.

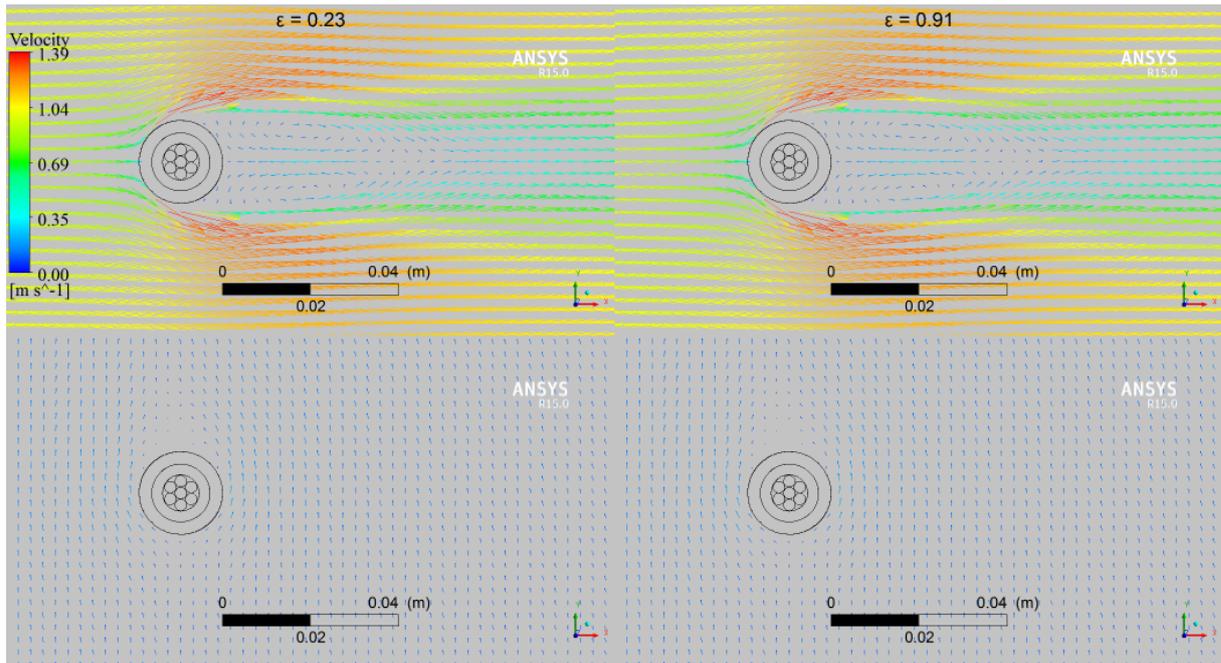


Figura 4.15 – Vetores velocidade de ar ao redor do cabo Aero Z Linnet, para os casos de corrente de 200A.

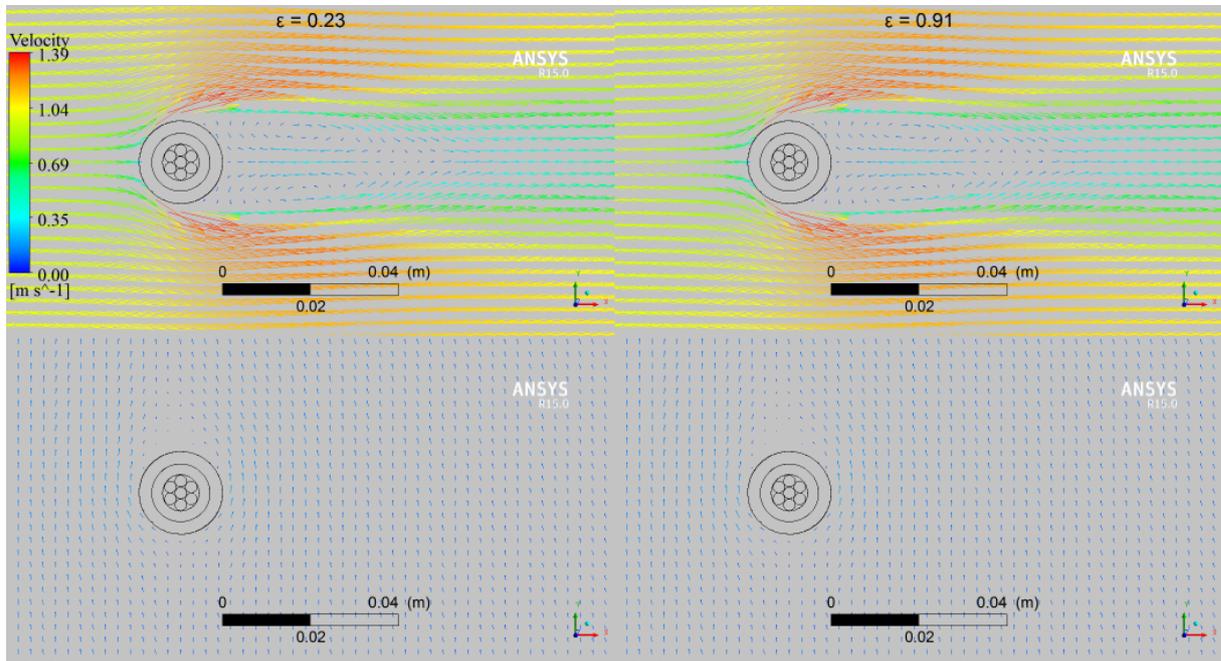


Figura 4.16 – Vetores velocidade de ar ao redor do cabo Aero Z Linnet, para os casos de corrente de 400A.

Os perfis de velocidade para o caso de convecção natural mostram velocidades de vento muito baixas, como esperado, e uma região de estagnação imediatamente acima ao cabo. É possível ver o perfil ascendente do movimento do ar ao redor do cabo, devido ao aumento de

temperatura do ar perto da parede do condutor. O ar aquece, sua densidade diminui, e o empuxo força seu movimento ascendente.

Para os casos de convecção forçada, é importante ressaltar a região de recirculação na região a jusante ao cabo. Trata-se de um perfil esperado, mas importante de ser considerado, pois o mesmo pode ter impacto na distribuição de temperaturas do cabo. Uma vez que o ar circula em uma região determinada, sem se difundir pelo escoamento, sua temperatura tende a ser maior do que nas demais regiões. Sendo assim, a temperatura do condutor próximo a essa região tende a ser mais elevada também. Entretanto, ao se analisar as figuras anteriores, é possível ver que esse efeito é muito pouco pronunciado no presente estudo. Os vetores mostram a formação de um par simétrico de vórtices à jusante do corpo, devido à separação da camada limite causada pelo gradiente adverso de pressão na parte posterior do corpo. Nota-se também que os vórtices permanecem próximos ao corpo, ou seja, não há desprendimento de vórtices neste caso, que é uma característica de escoamentos a baixo número de Reynolds (NETO, 2012).

Importante notar também a região de estagnação a montante, e a aceleração do ar nas regiões norte e sul ao cabo. Como o cabo funciona como uma barreira ao escoamento, e a massa do sistema em regime permanente se conserva, o ar tende a se acelerar ao redor do cabo, garantindo o balaço de massa. No ponto de estagnação a pressão aumenta e a velocidade diminui, ao passo que a medida que o ar contorna o cilindro e se acelera a pressão diminui. Esse efeito está indicado na Figura 4.17.

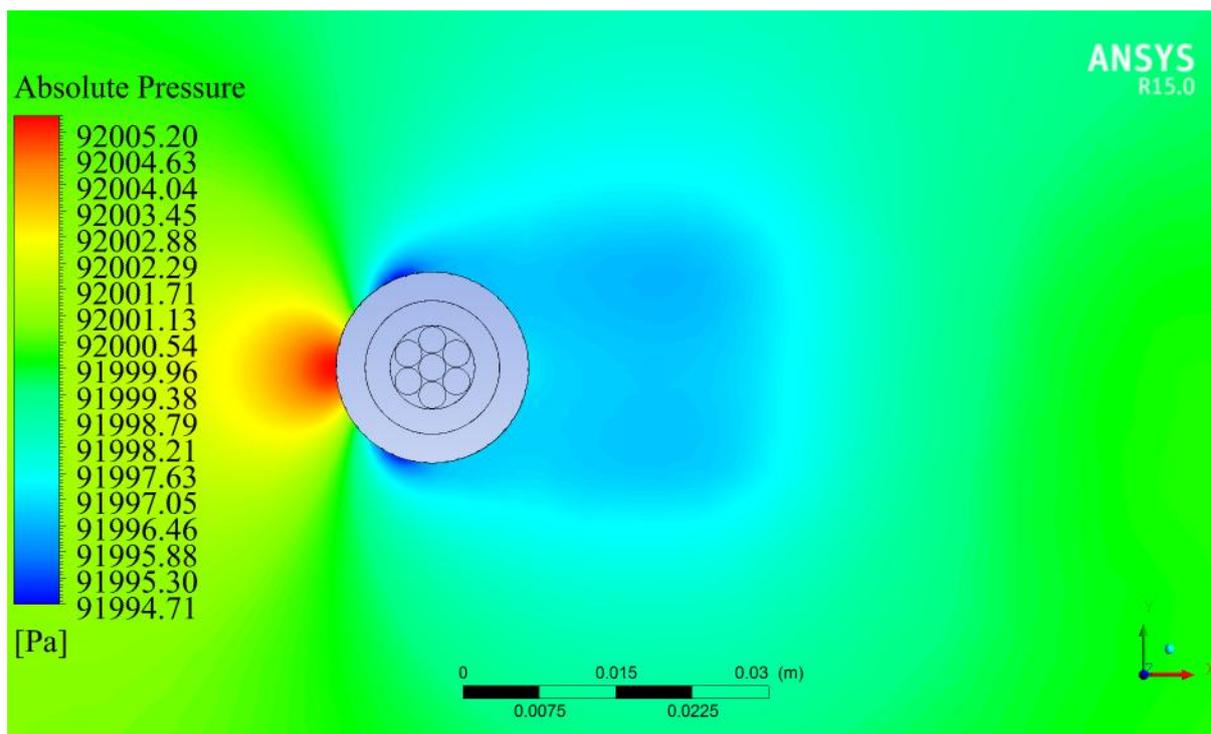


Figura 4.17 – Distribuição de pressão do ar escoando ao redor do cabo AeroZ Linnet..

Não é possível notar diferenças relevantes para os casos de 1 e 3 m/s com relação ao padrão de escoamento. As únicas mudanças são nos módulos dos vetores velocidade.

4.3.3 Avaliação do efeito da tinta de recobrimento

As Tabela 4.11 e Tabela 4.12 resumem os resultados obtidos nos testes experimentais de cada uma das condições de vento, emissividade e corrente, bem como a respectiva porcentagem de redução da temperatura do condutor no estado estacionário. Como indicado nas tabelas, os cabos que foram pintados mostraram uma diminuição de temperatura, quando comparado com cabos sem pintura, tanto em convecção natural quanto convecção forçada. Em convecção natural, há uma diminuição média de 10,5% na temperatura do cabo padrão. Para convecção forçada com a incidência de vento de 1 m/s, o cabo pintado mostrou uma redução média de 3,8% de temperatura. Naturalmente, quando se utiliza o revestimento de alta emissividade, a emissividade da superfície torna-se cerca de quatro vezes o valor normal, aumentando o efeito de dissipação de energia por radiação. E este efeito é mais expressivo quando a radiação tem mais importância no total de dissipação de calor, como no caso de convecção natural (37% para o valor de emissividade de 0,91). Para velocidades de ventos

maiores que 1 m/s, o uso de tinta de revestimento não apresentou ganho médio relevante para aplicações práticas (1,6%).

Tabela 4.11 – Efeito da tinta de recobrimento de alta emissividade, para 200 A.

Velocidade do vento (m/s)	Emissividade (-)	Temperatura média (°C)	Redução (%)
0	0.23	38	7.9
0	0.91	35	
1	0.23	31	3.2
1	0.91	30	
3	0.23	29	0.5
3	0.91	28	

Tabela 4.12 – Efeito da tinta de recobrimento de alta emissividade, para 400 A.

Velocidade do vento (m/s)	Emissividade (-)	Temperatura média (°C)	Redução (%)
0	0.23	69	13,0
0	0.91	60	
1	0.23	45	4,4
1	0.91	43	
3	0.23	36	2,8
3	0.91	35	

A partir dos resultados apresentados é possível verificar que o uso da tinta de recobrimento é interessante para aplicação em linhas de transmissão instaladas em regiões de baixas velocidades de vento (próximas de 0 m/s), sendo melhor em regiões mais frias, onde a parcela da perda de calor por radiação é ainda maior. É possível mostrar também que quanto o maior valor de corrente, isto é, maior é o calor dissipado por efeito Joule, mais interessante também se torna o uso da tinta. Ao se comparar as tabelas anteriores é possível constatar que as maiores parcelas de redução se deram para corrente mais elevada de 400 A.

Para o caso de maior ganho (13 % de redução) é possível aumentar a corrente em 22 % (490 A) e manter o mesmo nível de temperatura anterior (69 °C). Os resultados encontrados são coerentes com os obtidos por Portela (2014), em relação ao cabo Linnet ACSR.

4.3.4 Avaliação do efeito da condutividade térmica do alumínio

A condutividade térmica equivalente de um condutor padrão não compacto pode chegar a apenas 1% da condutividade térmica do alumínio, devido ao ar interno presente e as resistências térmicas de contato desenvolvidas entre os fios. Sendo assim, para estudar o efeito no presente caso (cabo compacto), foram refeitas simulações para os casos estudados, utilizando outro valor de condutividade térmica do alumínio.

A fim de avaliar qual valor a ser utilizado, foi considerado um caso de referência para estudo. Foi escolhido o caso 9, por este ser mais crítico, do ponto de vista de ampacidade.

Foram feitas várias simulações variando-se a condutividade térmica, e o comportamento encontrado pode ser observado na Figura 4.18:

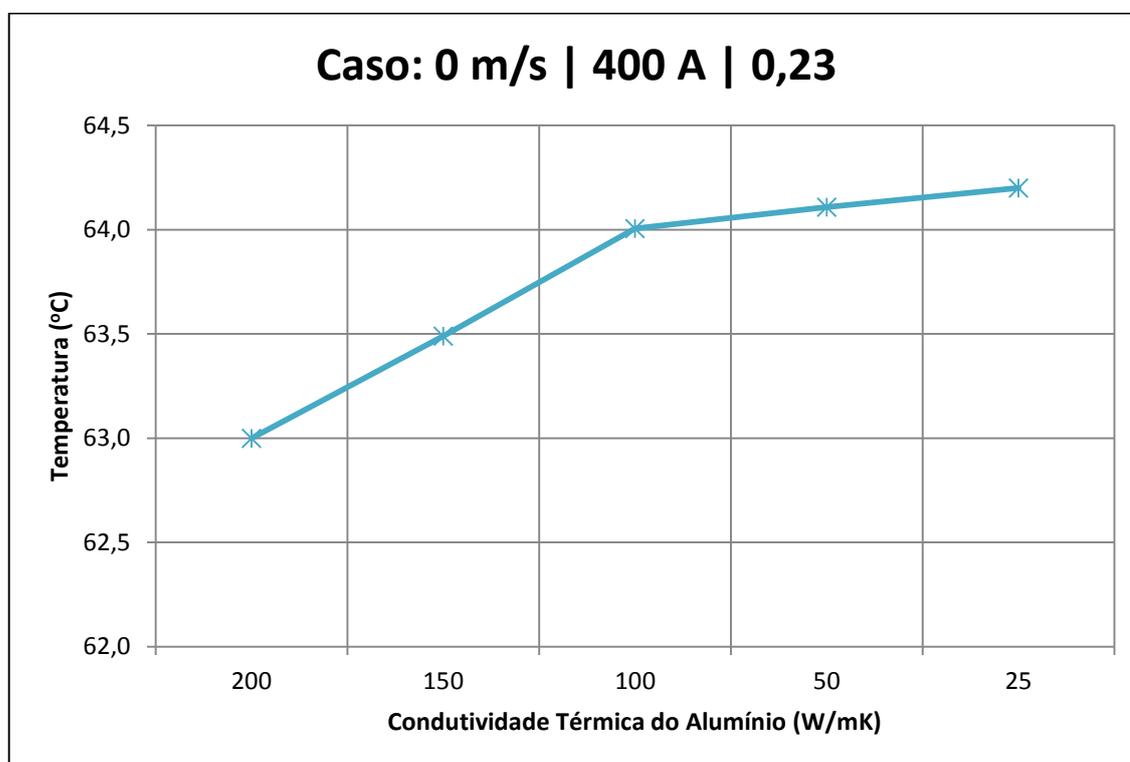


Figura 4.18 Temperatura média do alumínio em função do valor da condutividade térmica do alumínio – avaliação numérica.

Como pode ser observado, variou-se pouco (menos de 2 °C) a temperatura do condutor, com alteração na condutividade térmica do alumínio. Dessa forma, mostra-se que para o presente caso (cabo compacto) a condutividade térmica efetiva do condutor não varia como em um cabo padrão não compacto. Esse resultado é coerente com o fato de em um cabo compacto praticamente não haver presença interna de ar. Para o cabo Linnet padrão, como estudado por Portela (2014), a condutividade térmica equivalente é muito importante e menor que a condutividade do alumínio.

A partir do programa desenvolvido no *software* EES®, é possível avaliar analiticamente a distribuição de temperaturas no condutor de alumínio, para determinada condição de vento e corrente. É possível também obter a média de temperatura do condutor. Foi feita assim uma avaliação completa da influência da condutividade térmica para toda a gama de valores, considerando a temperatura externa do condutor a 69 °C:

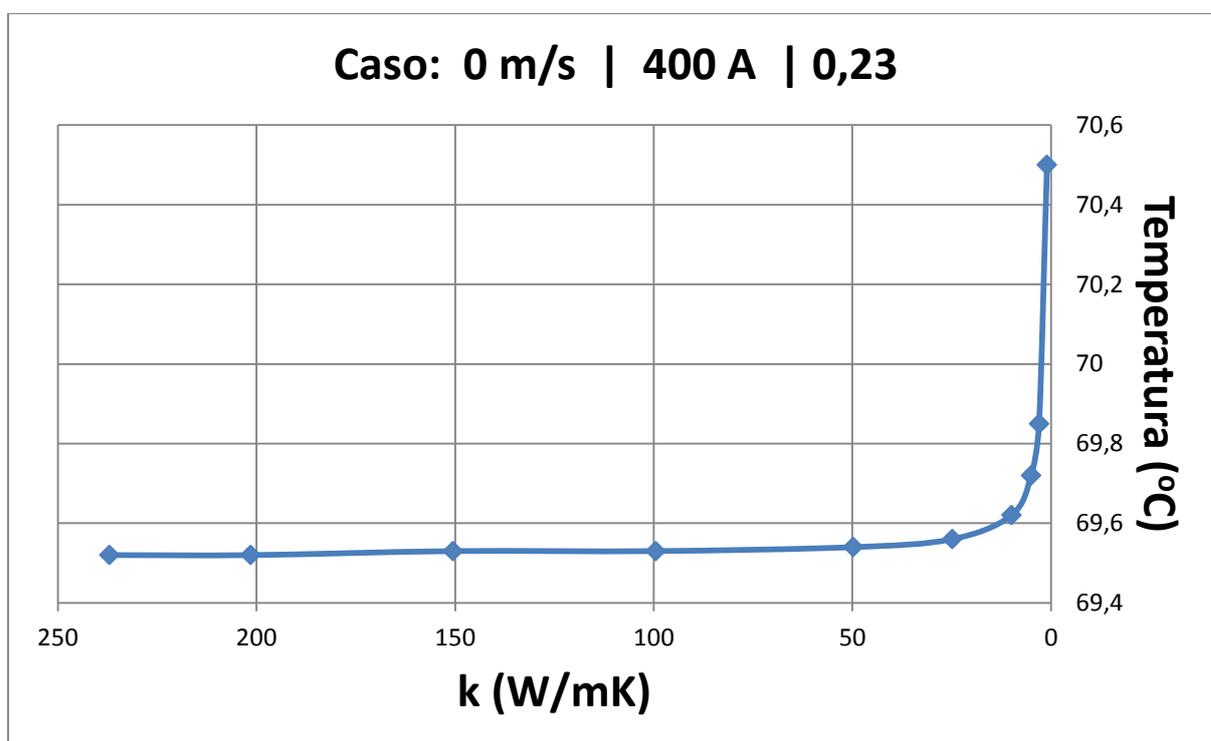


Figura 4.19 – Temperatura média do alumínio em função do valor da condutividade térmica do alumínio – cálculo analítico.

O resultado presente na Figura 4.19 corrobora com os resultados obtidos numericamente, em que pequenas são as variações na temperatura média do cabo, para o

presente caso. As variações na condutividade térmica somente influenciam de forma significativa os valores de temperatura para níveis de condutividade térmica menores do que 10 W/mK, que são justamente os níveis obtidos para condutividade térmica equivalente em cabos condutores padrão (não compactos), como descrito em MORGAN (1991).

4.3.5 Avaliação do efeito da resistência térmica de contato

Da mesma forma que a condutividade térmica equivalente, a resistência térmica de contato entre camadas em um condutor, principalmente nos compactos, pode também influenciar na condução interna de calor.

No presente trabalho, foi obtido um valor de resistência térmica de contato de 0,00005 W/m²K. Trata-se de um valor muito baixo, mas condizente com valores de referência de contato alumínio-alumino, como indicado em Incropera e Dewitt (2007).

Mas antes de simular numericamente diversas condições com diferentes níveis de resistência térmica de contato, o que representa um esforço computacional muito grande, uma análise matemática foi feita utilizando o programa desenvolvido no EES®.

O caso de referência utilizado foi também o mais crítico (0 m/s, 400 A, 0,23). A Figura 4.20 mostra os resultados encontrados na análise matemática:

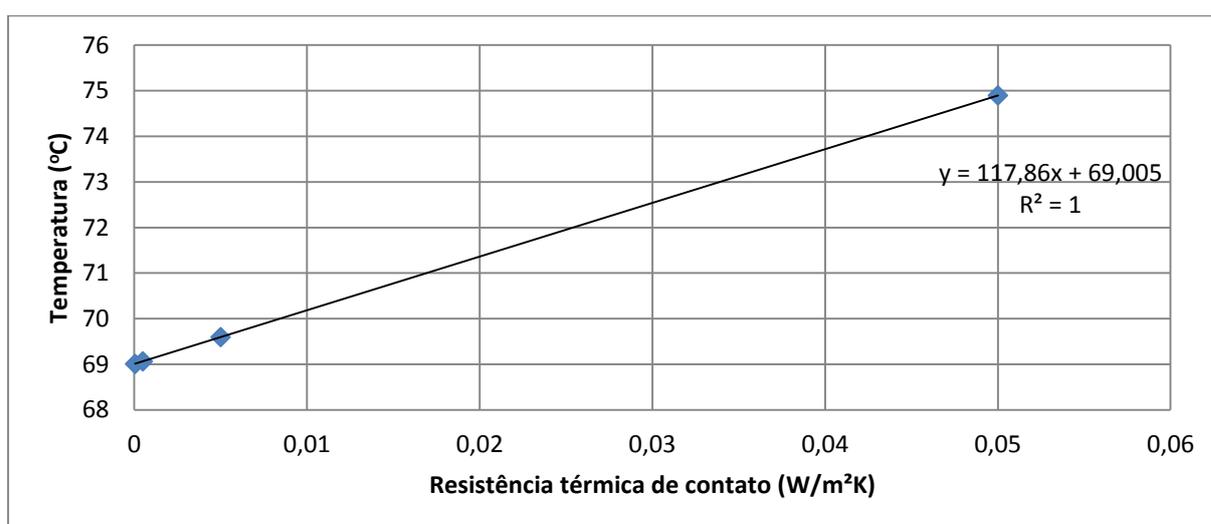


Figura 4.20 – Influência do valor da resistência térmica de contato na temperatura média do cabo em regime permanente.

Como pode ser observado, um valor de resistência térmica de contato cem vezes ($0,005 \text{ W/m}^2\text{K}$) maior que o valor obtido para o presente caso em estudo é suficiente apenas para elevar a temperatura média do cabo em um nível menor que $1 \text{ }^\circ\text{C}$. Somente um aumento de 1000 vezes no valor da resistência de contato é suficiente para mudar significativamente a temperatura do cabo ($6 \text{ }^\circ\text{C}$, nesse caso). Dessa forma, conclui-se que por mais que em outros cabos seja possível encontrar valores de resistência térmica de contato mais elevadas que no presente caso, dificilmente eles atingirão níveis que impactarão de forma significativa o desempenho térmico do cabo em regime permanente. Com isso, é possível dizer que em análises gerais a resistência térmica de contato entre camadas e fios em cabos de transmissão é desprezível. O efeito da presença de ar entre os fios é muito mais relevante para o desempenho térmico de cabos de linhas de transmissão.

Com os resultados supracitados, torna-se desnecessária a análise numérica da influência da resistência térmica de contato.

4.3.6 Avaliação do coeficiente de arrasto

Aplicando-se a EQ.(3.15) para cada caso simulado, é possível obter o valor do coeficiente de arrasto. A força exercida sobre o cabo é determinada pelo *software*, e as propriedades do ar e geometria do problema definidas previamente.

Para o caso de 1 m/s , obteve-se um valor de coeficiente de arrasto de $0,91$. Para os casos com vento cruzado de 3 m/s , um valor de coeficiente de arrasto de $0,93$.

Todos esses valores estão dentro da faixa indicada pelo fabricante, presentes nos estudos de Couneson et al. (1998) e Nexans (1999). Como os casos estudados apresentam baixo número de Reynolds, a variação entre os coeficientes de arrasto dos casos a 1 e 3 m/s é muito pequena.

Os resultados apresentados corroboram para validação das simulações efetuadas.

4.4 Resultados numéricos – regime transiente

A partir dos resultados em regime permanente, é possível afirmar que o método numérico adotado e a modelagem feita foram satisfatórios para prever o comportamento

térmico e fluidodinâmico do cabo Aero Z Linnet, com pequenos desvios em relação aos resultados em túnel de vento.

Sendo assim, é possível extrapolar o método para prever situações diferentes daquelas testadas. Ou seja, condições diversas de corrente, ambientais e regime de operação.

Como um dos objetivos do presente trabalho é a determinação do comportamento térmico transiente do condutor, para posterior estudo de modificações em seu projeto, foi realizada uma simulação transiente. Foi considerado um caso de referência, no qual a velocidade do vento é constante (1 m/s) e o cabo não está pintado.

Como o objetivo é estudar efeitos transientes durante operação, foi estudado um caso de degrau no nível de corrente. Ou seja, simulou-se um cabo em regime estacionário sem corrente, em que subitamente uma corrente de 200 A se inicia e, após atingir o regime permanente, a corrente subitamente muda pra 400 A (após 2700s do início).

O objetivo dessa simulação é avaliar como a temperatura do condutor e do núcleo estrutural de aço se comportam no tempo. O alongamento térmico de um condutor é limitado pelo aço, devido ao seu menor coeficiente de dilatação térmica. Sendo assim, quanto mais lentamente a temperatura do aço se elevar, melhor. Dessa forma, a flecha do cabo entre vãos se desenvolverá também de forma mais lenta.

A Figura 4.21 mostra os resultados encontrados na simulação:

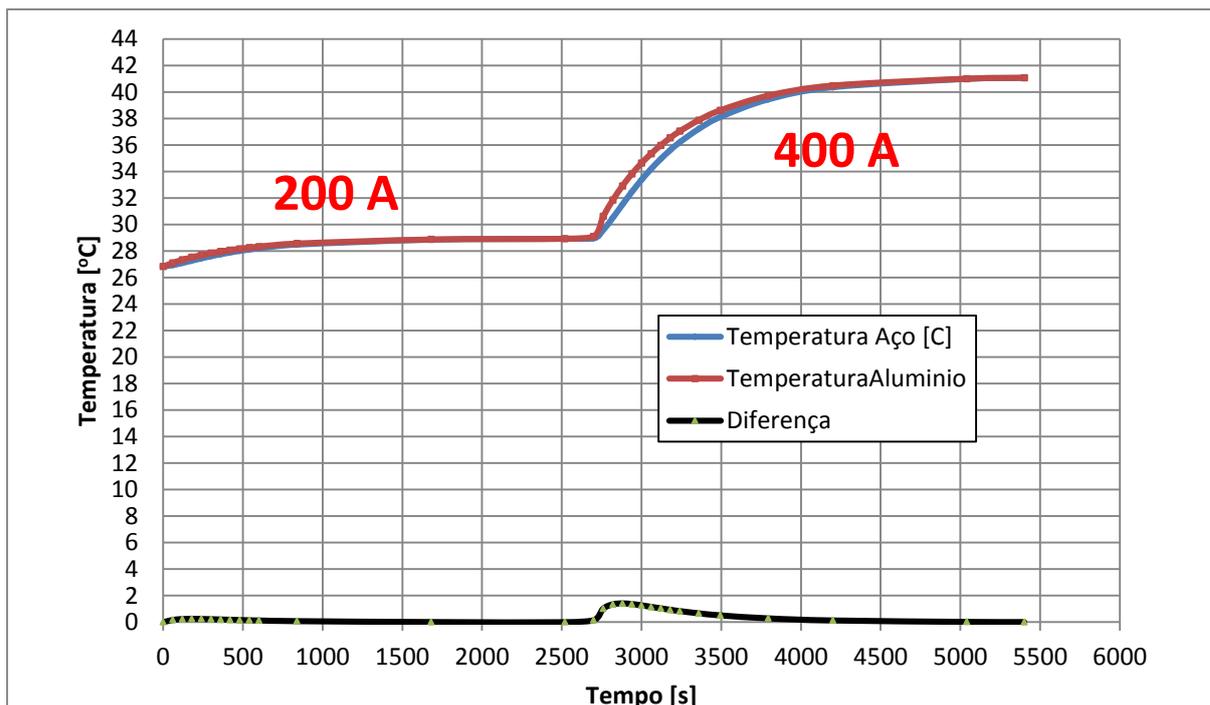


Figura 4.21 – Evolução da temperatura com o tempo do condutor de alumínio e do núcleo de aço.

Como pode ser observado, o regime permanente é atingido de forma mais rápida para a corrente de 200 A, em relação à elevação a 400 A. Além disso, praticamente não se observa diferença nos níveis de temperatura entre alumínio e aço. Somente após o degrau de corrente é possível observar um retardamento no aquecimento do aço. Em um período de 6 minutos após o degrau, a diferença de temperaturas se manteve em um nível em torno de 1,5 °C. Para níveis de corrente maiores, é esperado uma diferença maior de temperatura. O tempo de estabilização após o degrau foi cerca de 40 minutos.

A constante de tempo média do aço neste caso foi de 540 segundos, ou seja, cerca de 9 minutos para que sua temperatura atinja 63,2 % da temperatura em regime permanente. O alumínio apresentou uma constante de tempo de 520 segundos. Os resultados encontrados são coerentes, tendo em vista demais valores existentes na literatura para cabos aéreos, como indicado em Abdelkader et al. (2009) e em Hosek (2011). Nesses trabalhos indicam-se constantes de tempo de 10 a 15 minutos para condutores padrão. É possível ver assim que o condutor compacto tende a possuir menor constante de tempo, visto que a condução de calor se dá de forma mais direta devido à falta de interstícios de ar, o que favorece a uma estabilização de temperatura mais rápida (menor constante de tempo).

Uma constante de tempo de 540 segundos indica que um passo de tempo de 5 segundos é aceitável, sendo assim válido o valor utilizado no presente trabalho.

A Figura 4.22 mostra a evolução da flecha do cabo Aero Z instalado na linha de transmissão de referência:

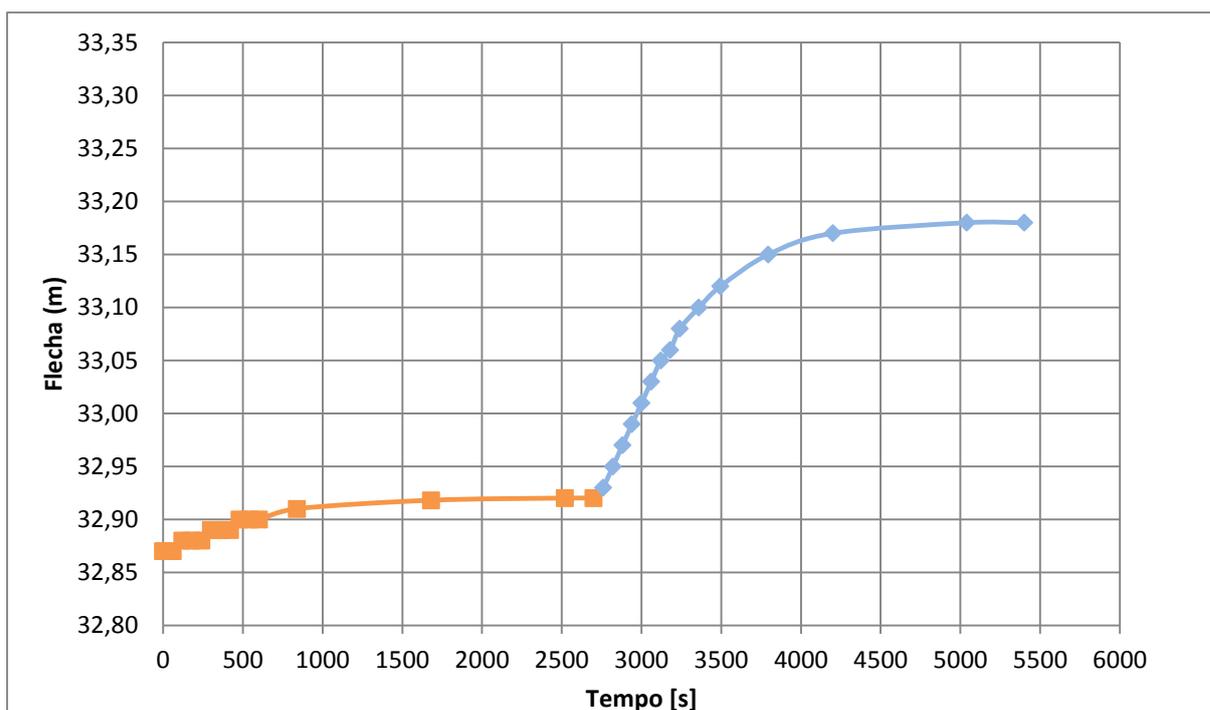


Figura 4.22 – Evolução da flecha do cabo com o tempo.

Como pode ser observado, com a elevação de corrente houve um aumento de apenas 25 cm no valor da altura da flecha.

4.5 Resultados numéricos – regime transiente dos cabos modificados

A mesma análise feita para o cabo Aero Z padrão foi feita para os demais cabos propostos.

A Figura 4.23 e Figura 4.24 mostram os resultados obtidos na simulação de cada cabo modificado:

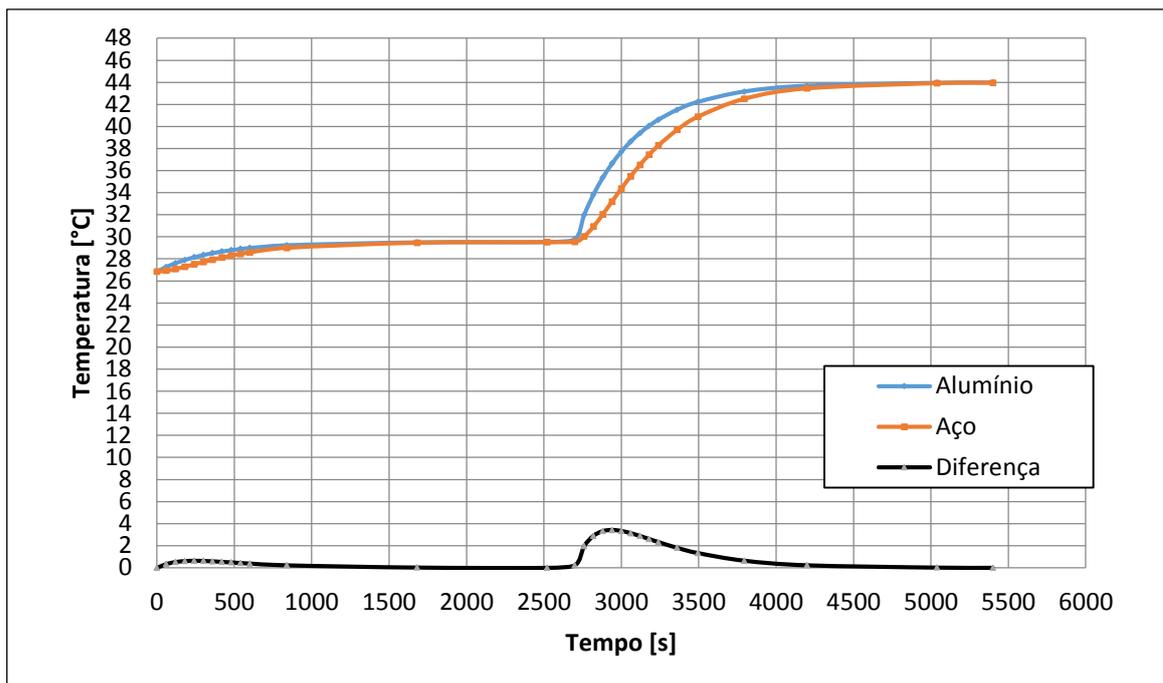


Figura 4.23 – Evolução da temperatura com o tempo do condutor de alumínio e do núcleo de aço, para o cabo modificado com duas fibras cilíndricas.

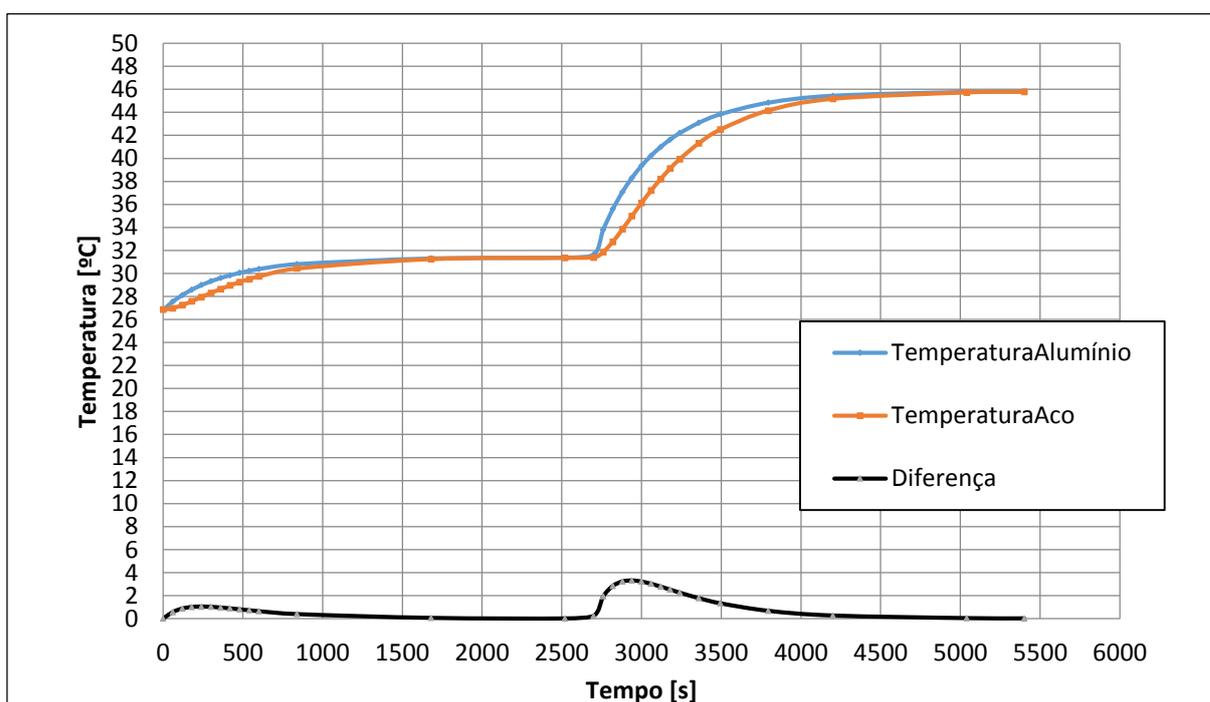


Figura 4.24 – Evolução da temperatura com o tempo do condutor de alumínio e do núcleo de aço, para o cabo modificado com três fibras achatadas.

Para os novos cabos considerados, é possível ver desta vez uma maior diferença média de temperaturas entre o aço e o alumínio, de cerca de 2,5 °C. Ou seja, cerca de 1 °C a mais de diferença, com relação ao cabo Aero Z Linnet padrão. Em alguns momentos a diferença de temperatura ficou em torno de 4 °C, o que se trata de uma diferença significativa. Além

disso, a diferença média durou em torno de 12 minutos, ou seja, o dobro da duração verificada no cabo AeroZ Linnet padrão.

É importante ressaltar que se os níveis de corrente fossem maiores, seria esperada uma diferença de temperatura ainda mais expressiva, com resultados ainda mais significativos.

A constante de tempo média dos cabos propostos foi de 570 segundos, ou seja, 30 segundos a mais que o cabo AeroZ Linnet padrão. Esse resultado prova o efeito benéfico da inclusão de um maior espaço interno de ar entre alumínio e aço com relação ao retardamento do aquecimento do núcleo estrutural. Com essas modificações é possível não só expandir a segurança operacional com relação aos regimes de emergência, mas também possibilitar a inclusão de fibras óticas para transporte de informação, agregando valor ao produto.

A Figura 4.25 e Figura 4.26 mostram a evolução da flecha dos cabos Aero Z modificados, se instalados na linha de transmissão de referência:

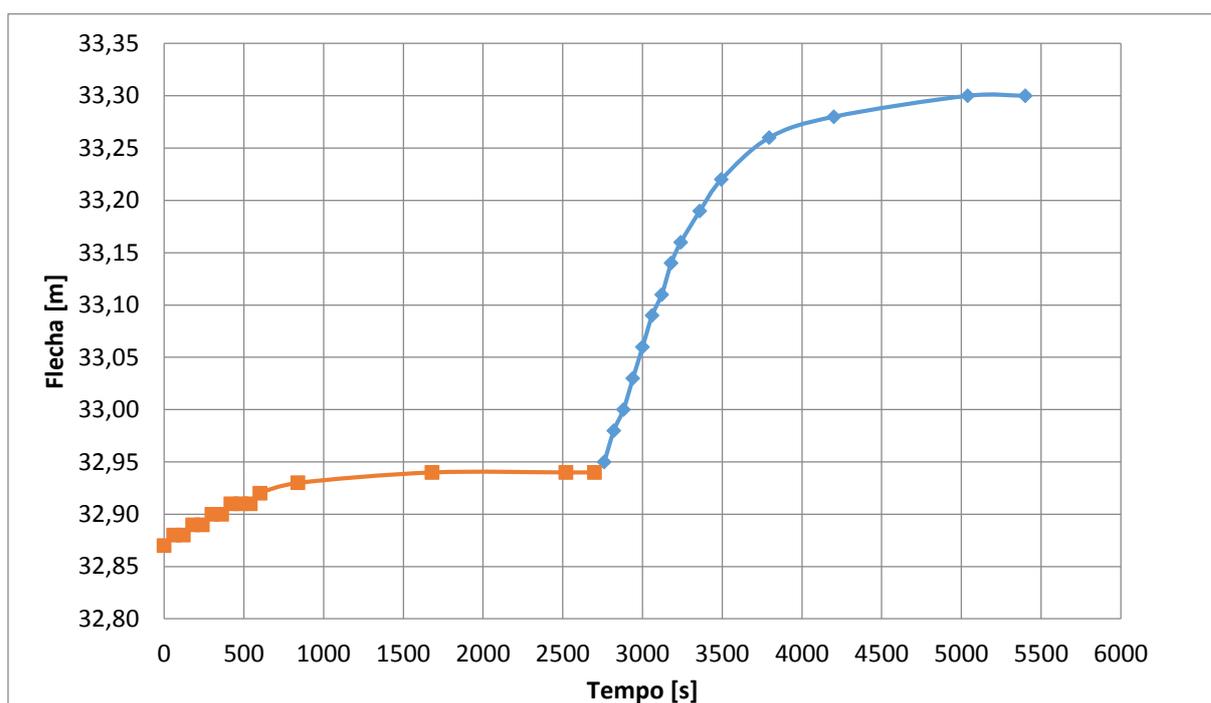


Figura 4.25 – Evolução da flecha do cabo AeroZ Linnet modificado com duas fibras cilíndricas.

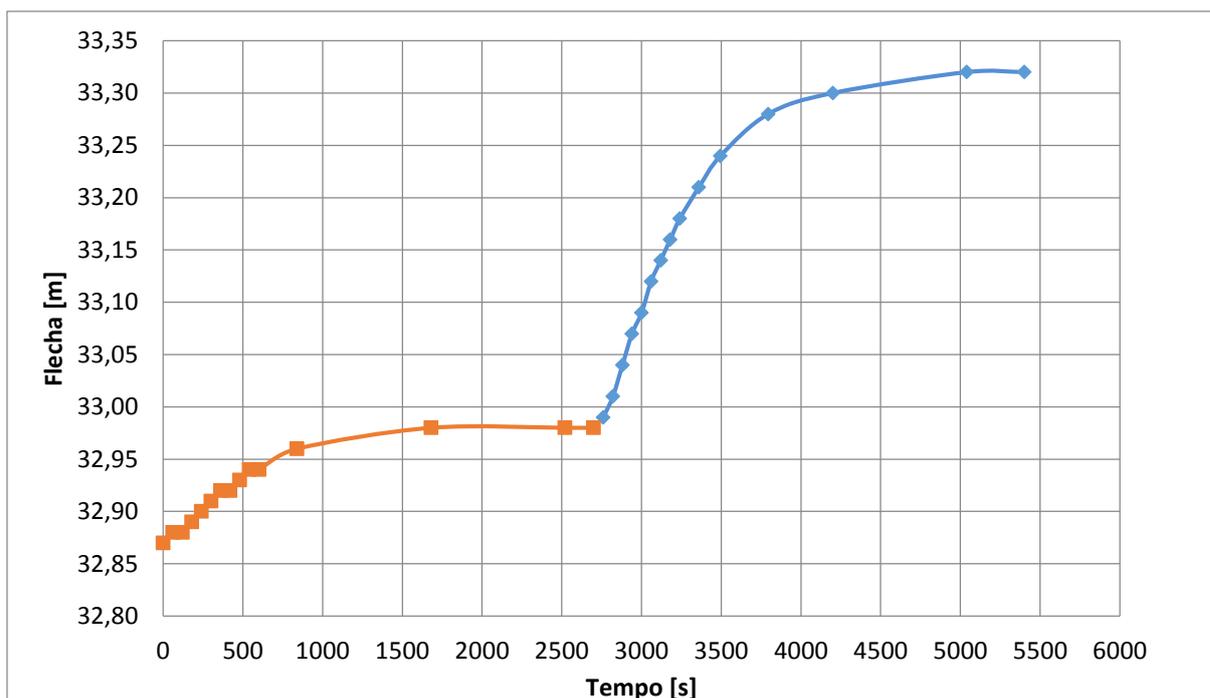


Figura 4.26 – Evolução da flecha do cabo AeroZ Linnet modificado com três fibras achatadas.

Como pode ser observado, com o aumento de corrente houve um aumento de 35 cm no valor da flecha. Ou seja, não houve impacto significativo sobre a flecha do cabo em regime permanente, mesmo a seção do aço sofrendo algumas reduções em sua área. Mas para o regime transiente existe sim um impacto em temperatura, conforme comprovado pelas constantes de tempo, maiores nos cabos modificados. Certamente, analisando níveis mais elevados de corrente, o efeito benéfico do uso do espaço interno de ar seria mais pronunciado.

5 CONCLUSÕES

Com o trabalho realizado foi possível simular e avaliar o comportamento térmico do cabo comercial AeroZ Linnet, com e sem tinta de recobrimento, além das novas geometrias propostas.

As simulações demonstraram boa aproximação com os dados experimentais (erros abaixo de 10 %). Isso confirma, portanto, que o modelo proposto reproduz adequadamente os fenômenos de transferência de calor e escoamento de fluidos ao redor de cabos condutores, em linhas aéreas de transmissão de energia. De um modo geral, as temperaturas obtidas numericamente foram subestimadas com relação aos dados experimentais.

Os resultados analíticos também foram inferiores aos resultados medidos nos testes em túnel de vento. Dessa forma, uma grande proximidade entre os resultados numéricos e analíticos foi obtida, com diferenças médias de 2,3 %.

As três metodologias analíticas avaliadas apresentaram resultados muito similares para predição de temperatura em casos em que não há incidência direta de radiação solar. Quando o sol é incluído na análise, é possível obter diferenças de até 8 %, sendo a metodologia de MORGAN a que mais se diferencia (temperaturas menores) em relação às demais (CIGRÈ e IEEE).

Em relação ao cálculo da ampacidade, as normas apresentaram maiores diferenças para os casos de baixa (ou nula) velocidade de vento. Em geral, a metodologia de MORGAN apresentou maiores valores de ampacidade, e as normas IEEE e CIGRÈ apresentaram resultados muito similares em todas as análises.

Constatou-se que a utilização da tinta de recobrimento de alta emissividade possibilita a diminuição da temperatura média do cabo. Entretanto, fica claro o efeito mais expressivo para as condições em que a influência da convecção na transferência de calor total é menor. Sendo assim o maior ganho obtido foi para o caso sem escoamento cruzado de vento (convecção natural). Além disso, o uso da tinta é também mais efetivo quanto maior o nível de corrente, pois nesse caso a temperatura do condutor é maior, e assim a perda de energia por radiação é mais significativa. Reduções de até 13 % no valor de temperatura foram obtidas. Para esse mesmo caso, o uso da tinta de recobrimento permite elevar a corrente elétrica em 22 %, mantendo o mesmo valor de temperatura média do cabo anterior.

A resistência térmica de contato entre camadas de alumínio possui pouca influência na condução interna de calor. Para os valores encontrados, da ordem de 10^{-5} m²K/W, não há aumento considerável na temperatura média do cabo (apenas no nível de centésimos). Somente

para valores da ordem de 10^{-2} é que é possível verificar alterações de alguns graus Celsius. Portanto, o que efetivamente é importante para condutividade térmica equivalente do cabo é a presença e quantidade de ar entre os fios de alumínio, e não a resistência térmica entre os contatos metálicos. É claro que a área de contato entre os fios é também um fator relevante, e dever ser considerado.

Da mesma forma, somente valores pequenos (abaixo de 10 W/mK) de condutividade térmica equivalente são relevantes na transferência interna de calor em condutores. À medida que esse valor se aproxima de zero, tem-se um aumento exponencial da temperatura média do cabo. Como esse é o caso comum para cabos padrão (não compactos), a determinação da condutividade térmica equivalente é primordial antes de qualquer análise. Para cabos compactos, como a presença interna de ar entre os fios de alumínio é mínima, essa análise não se mostrou relevante.

Foi possível aferir que a presença interna de ar entre o condutor de alumínio e o núcleo estrutural de aço efetivamente retarda o aquecimento deste, após alguma alteração repentina do sistema (nível de corrente ou variação dos parâmetros ambientais, como velocidade do vento). Para o cabo estudado, e alteração do nível de corrente de 200 A para 400 A, foi possível verificar uma diferença média de quase 2 °C por cerca de 6 minutos, até que as temperaturas se igualassem.

Dessa forma, as alterações propostas para aumento do espaço interno de ar foram efetivas para o desempenho térmico transiente do condutor, apesar de nos casos estudados o ganho não ter sido verificado nos valores de flecha, apenas temperatura. Para todos os casos propostos, uma diferença média de quase 3 °C por cerca de 12 minutos foi obtida. Não houve impacto negativo sobre a flecha do cabo em regime permanente, mesmo a seção do aço sofrendo algumas reduções em sua área. Um aumento de apenas 10 cm foi verificado. Logo, as alterações propostas mostraram ser efetivas para proteção do sistema em regime transiente, pois foi possível intensificar o retardamento do aquecimento do núcleo de aço, sem alterar a capacidade de transmissão de energia do cabo (ampacidade) e sem aumentar suas dimensões externas e o coeficiente de arrasto. Além do ganho em desempenho térmico, com o novo espaço interno de ar criado é possível incluir fios de fibra ótica em conduítes para transporte de informações, agregando valor e utilidade ao cabo existente.

Demonstrou-se que o condutor compacto tende a possuir menor constante de tempo em relação ao condutor padrão, visto que a condução de calor ocorre de forma mais direta devido à menor presença de interstícios de ar, o que favorece a uma estabilização de temperatura mais rápida (menor constante de tempo).

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- 1- Simular novos casos, com maiores valores de corrente elétrica e velocidade de vento. Por ser constituído de alumínio termorresistente, o cabo AeroZ Linnet possui maior ampacidade de referencia (1024 A) e suporta maiores temperaturas. Além disso, são esperados ganhos maiores aos estudados no presente trabalho para essas condições mais extremas. Sendo assim, se torna interessante o levantamento desses resultados, juntamente com a comparação dos dados experimentais. O uso de outro programa, principalmente para casos de convecção natural, pode ser avaliado.
- 2- Realizar um estudo avaliando a influência dos micros interstícios de ar em cabos compactos na condutividade térmica equivalente do alumínio. Desta forma, a relevância da presença e quantidade de ar pode ser mais bem compreendida.
- 3- Avaliar os tipos de cabos OPPC e tipos de fibra óptica que poderiam ser utilizadas nos novos modelos de condutores propostos. O presente estudo aponta a nova utilidade possível para os cabos modificados, mas não entra em detalhes sobre as formas práticas de se fazer isso. Portanto um estudo também dos conduítes a serem utilizados, incluindo cálculos estruturais, se torna necessário.
- 4- Tratar o problema em três dimensões, de forma a avaliar os efeitos da distribuição do escoamento de ar ao longo do comprimento do cabo sobre o desempenho térmico do mesmo.
- 5- Avaliar experimentalmente a distribuição radial de temperaturas no cabo Aero Z Linnet e comparar com os resultados analíticos e numéricos do presente trabalho. Considerar o impacto da distribuição de corrente elétrica ao longo da seção transversal do material condutor.

REFERÊNCIAS

- ABDELKADER, S.; ABBOTT, S.; FU, J. H.; FLYNN, D.; MCCLEAN, L.; BRYANS, L. Dynamic Monitoring of Overhead Line Ratings in Wind Intensive Areas. In: EUROPE'S PREMIER WIND ENERGY EVENT. 2009, Marseille. **Proceedings of European Wind Energy Association**. Brussels, 2009. Disponível em: <http://proceedings.ewea.org/ewec2009/allfiles2/101_EWEC2009presentation.pdf>. Acesso em: 19 jun. 2014.
- AGÊNCIA NACIONAL DE ENERGIA ELÉTRICA. **Matriz de energia elétrica**. Brasília, 2015.
- AGÊNCIA NACIONAL DE ENERGIA ELÉTRICA. **Procedimentos para a Determinação da Capacidade Operativa das Instalações de Transmissão Integrantes da Rede Básica e das Demais Instalações de Transmissão Pertencentes ao Sistema Interligado Nacional, das Funções Transmissão e dos Pagamentos Base Correspondentes**. 2005a.
- AGÊNCIA NACIONAL DE ENERGIA ELÉTRICA. **Resolução Normativa nº 191 de 12 de Dezembro de 2005**. 2005b.
- ALBIZY, I.; FERNANDEZ, E.; EGUÍA, P.; TORRES, E.; MAZON, A.J. Tension and ampacity monitoring system for overhead lines. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 28, n. 1, 2013.
- ALEKHIN, V.; ANTIPIN, A.; GORODILOV, S.; KHRAMTSOV, S. Numerical simulation of wind loads on high rise buildings. In: CONVR 2013, London. **Proceedings of the 13th International Conference on Construction Applications of Virtual Reality**. London: Teesside University, oct. 2013.
- ALMEIDA, V. F. de. **Metodologia para avaliar o impacto de técnicas de repotenciação no desempenho de linhas de transmissão em regime permanente**. 2013. 173 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica)- Universidade de São Paulo, São Carlos, 2013.
- ANJAN, K. D. **Powerline Ampacity System: Theory, Modeling and Applications**, Nova York: Editora CRC Press, 2000.
- ANTONETTI, V.; WHITE, T.; SIMMONS, R. An approximate thermal contact conductance correlation. **Journal of Electronic Packaging**, v. 115, n. 1, p. 131-134, mar. 1993.
- ARGATOV, I. Response of a wire rope strand to axial and torsional loads: asymptotic modeling of the effect of interwire contact deformations. **International Journal of Solids and Structures**, v. 48, p. 1413–1423, 2011.
- BARDON, J. P. ; CASSAGNE, B. ; FOUCHER, B; SAINT-BLANQUET, C. **Review of major research on thermal contact resistance**. Nantes : Laboratoire de Thermocinétique, 70 f., Report D.E.T.B. 710, 1971.
- BARTOLI, G.; CLUNI, F.; GUSELLA, V.; PROCINO, L. Dynamics of cable under wind action: Wind tunnel experimental analysis. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, v. 94, p. 259-273, 2006.

BEZERRA, J. M. B.; LIBERATO, J. A. L.; EDUARDO, J. V. Aplicação de Processos Semi-Probabilísticos na Definição de Limites de Carregamento em LT's em Condições Normais e de Emergência. In: SEMINÁRIO NACIONAL DE PRODUÇÃO E TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA, IX., 1987, Belo Horizonte. **Anais do IX SNPTEE**. Belo Horizonte: Companhia Energética de Minas Gerais, 1988.

BOUKROUCHE1, F.; MOREAU, C.; FRELIN, W. Heat Transfer Modeling of Power Cables in Tunnels, 2014. Disponível em: <https://www.comsol.com/paper/download/199889/boukrouche_abstract.pdf>. Acesso em: 13 mar. 2015.

BRAGA, G. E. Influência do módulo de elasticidade na mudança de estado de cabos suspensos em linhas aéreas de transmissão de energia elétrica. 2008. 144 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica)- Universidade Federal de Minas gerais, Belo Horizonte, 2008.

BUSH, A.; GIBSON, R.; THOMAS, T. The elastic contact of a rough surface. **Wear**, v. 35, n. 1, p. 87-111, 1975.

CARDOU, A. Stick-slip Mechanical Models for Overhead Electrical Conductors in Bending. GREMCA, 2013; ISBN 978-2-9812337-2-1.

CELIK, I. B., GHIA, U., ROACHE, P. J., FREITAS, C. J., COLEMAN, H., RAAD, P. E., Procedure for Estimation and Reporting of Uncertainty Due to Discretization in CFD Applications. **Journal of Fluids Engineering**, v. 130, n. 7, p. 078001-1 - 078001-4, 2008.

CHAUHAN, D. V.; MISRA, S. N.; SHUKLA, R. N. Study of high emissivity coating of ceramic material for energy conservation. *Der Chemica Sinica*, v. 3, n. 3, p. 621-627, 2012.

CHEN, S. L.; BLACK, W. Z; LOARD, H. W. High-Temperature Ampacity Model for Overhead Conductors. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 17, n. 4, p. 1136-1141, oct. 2002.

CIGRE- Technical Brochure 498. Guide for Application of Direct Real-Time Monitoring Systems. June, 2012.

CIGRE- WG B2.43. Guide for thermal rating calculations of overhead lines. 2014.

CIGRE-Task Force B2.12.3. Sag-Tension Calculation Methods for Overhead Lines. June, 2007.

CIGRE-Task Force B2.12.6. Guide for selection of weather parameters for bare overhead conductor ratings. December 28, 2005.

CLAIRMONT, B.; DOUGLASS, D. A.; INGLESIAS, J.; PETER, Z. Radial and Longitudinal Temperature Gradients in Bare Stranded Conductors with High Current Densities. In: CIGRE SESSION, 2012, Paris. Proceedings of 2012 Cigre session. Paris: Council on Large Electric Systems, 2012.

CLUNI, F.; GUSELLA, V.; BARTOLI, G. Wind tunnel scale model testing of suspended cables and numerical comparison. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, v. 96, p. 1134-1140, 2008.

COSTELLO, G. A. *Theory of wire rope*. 2. Ed. Hong Kong: Springer, 1997.

COUNESON, P.; LAMSOUL, J.; CAPELLE, T. H.; HAVAUX, M.; DELREE, X.; DELPLANQUE, D.; GUERY, D. Improving the performance of existing high-voltage overhead lines by using compact phase and ground conductors. **CIGRÉ, Paris, 1998**. Disponível em: < http://www.nexans.com/France/family/doc/en/22_209A.pdf>. Acesso em: 23 mar. 2014.

CRUZADO, A.; HARTELT, M.; WÄSCHE, R.; URCHEGUI, M.A.; GÓMEZ, X. Fretting wear of thin steel wires. Part 1: Influence of contact pressure. *Wear*, v. 268, p. 1409–1416, 2010.

CUNHA, J. M. R.; LANZA, L.; BRANDÃO, M.; HUEBNER, R.; FONSECA, G.; NASCIMENTO, C. A. M. Simulação numérica do comportamento térmico e aerodinâmico de um condutor elétrico envolto com fio turbulador. In: XI SIMPÓSIO DE MECÂNICA COMPUTACIONAL, Juiz de Fora. **Anais do SIMMEC/EMMCOMP 2014**. Juiz de Fora: Associação Brasileira de Mecânica Computacional, 2014.

DAVIS, Z.; RANGANATHAN, S. K.; ANDERSEN, R.; MHETAR, V.; TEMPLE, W. S.; SIRIPURAPU, S.; BAKER, G.; FREESTONE, J.; DOSS, D. L. Surface modified overhead conductor. WO2014025420 A1, 19 apr. 2013, 13 fev. 2014.

DINIZ, J. H. Carregamento elétrico de linhas de transmissão com análise comparativa de resultados obtidos utilizando metodologias determinística e estatística e dados coletados na LT Experimental Bonsucesso-Nova Lima. In: SEMINÁRIO NACIONAL DE PRODUÇÃO E TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA, XIII, 1995, Florianópolis. **Anais do XIII SNPTEE**. Florianópolis: Centro de Pesquisas de Energia Elétrica, 1995.

EAST CENTRAL AREA RELIABILITY COORDINATION AGREEMENT- Paper 68-TAP-28. Transmission Conductors Thermal Ratings.

ELATA, D.; ESHKENAZY, R.; WEISS, M.P. The mechanical behavior of a wire rope with an independent wire rope core. *International Journal of Solids and Structures*, v. 41, p. 1157-1172, 2004.

ELETROBRÁS. **Como a energia elétrica é transmitida no Brasil**. Rio de Janeiro, 2015.
ERDÖNMEZ, C.; IMRAK, C. E. Modeling and numerical analysis of the wire strand. **Journal of Naval Science and Engineering**, v. 5, n. 1, p. 30-38, 2009.

FARRAR, D.; SCHNEIDER, W.; OSIANDER, R.; CHAMPION, J. L.; DAMN, A. G.; DOUGLAS, D.; SWANSON, T. D. Controlling Variable Emittance (MEMS) Coatings for space applications. In: THERMAL AND THERMOMECHANICAL PHENOMENA IN ELECTRONIC SYSTEMS. **Proceedings of IEEE The Eighth Intersociety Conference on Thermal Phenomena**. San Diego, 2002.

FILHO, C. R. B.; LAURENT, M.; RAYNAUD, M. A resistência térmica de contato. In: CONGRESSO NACIONAL DE ENGENHARIA MECÂNICA, 2000, Natal. Anais do CONEM/2000. Natal: Associação Brasileira de Engenharia e Ciências Mecânicas, 2000.

FOX, R. W.; MCDONALD, A. T.; PRITCHARD, P. J. Introduction to Fluid Mechanics. 6. ed. New Jersey: JOHN WILEY & SONS, 2004.

FU, J.; ABBOTT, S.; FOX, B.; MORROW, D.J. Wind cooling effect on dynamic overhead line ratings. In: 2010 45th INTERNATIONAL UNIVERSITIES POWER ENGINEERING CONFERENCE (UPEC), Cadiff. Proceedings of Universities Power Engineering Conference (UPEC), 2010 45th International. Cadiff: Institute of Electrical and Electronics Engineers (IEEE), 2010.

FURTADO, R. G. C. **Métodos Estatísticos Aplicados ao Cálculo da Ampacidade e Risco Térmico de Linhas Aéreas de Transmissão**. 2008. 121 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica)- Universidade Federal de Juiz de Fora, Minas Gerais, 2008.

FURTADO, T. A. Carregamento elétrico de linhas aéreas de transmissão, informações coletadas na LT Experimental Bonsucesso. In: IBERO AMERICAN REGIONAL COUNCIL OF CIGRE, XIII, 1997a, Foz do Iguaçu. **Anais do XIII ERIAC**. Foz do Iguaçu: Centro de Pesquisas de Energia Elétrica, 1997a.

FURTADO, T. A; NASCIMENTO, C. A. M. Avaliação dos modelos determinístico e estatístico para carregamento da LT Arcos-Divinópolis 2, 138 kV, utilizando sistema de monitoramento em tempo real. In: SEMINÁRIO NACIONAL DE PRODUÇÃO E TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA, XIV, 1997b, Belém. **Anais do XIV SNPTEE**. Belém: Centro de Pesquisas de Energia Elétrica, 1997b.

GAWAD, A. F. A.; ZOKLOT, A. S. A.; GAWAD, A. F. A. Wind and Environmental Effect on the Overhead High Voltage Transmission Lines. In: 1th INTERNATIONAL CONFERENCE ON URBAN REGENERATION AND SUSTAINABILITY, Tallinn. Proceedings of the Sustainable City 2006 Conference. Tallinn: WESSEX INSTITUTE, 2006.

GENTLE, J.; MYERS, K.; BALDWIN, T.; WEST, I; HART, K.; SAVAGE, B.; ELLIS, M.; ANDERSON, P. Concurrent Wind Cooling in Power Transmission Lines. In: 2012 WESTERN ENERGY POLICY RESEARCH CONFERENCE, Boise. Proceedings of 2012 Western Energy Policy Research Conference. Boise: Center for Advanced Energy Studies' Energy Policy Institute, 2012.

GERDEMELI, I.; KURT, S.; ANIL, A. S. Analysis with finite element method of wire rope. International scientific journal, 2012.

GERDEMELI, I.; KURT, S.; ANIL, A. S. Fatigue life analysis of wire rope strands with finite element method. **Key Engineering Materials**, v. 572, p. 513-516, 2014.

GNANAVEL, B. K.; PARTHASARATHY, N. S. Effect of interfacial contact forces in radial contact wire strand. **Archive of Applied Mechanics**, v. 81, p. 303-317, 2011.

GOMEZ, F. A.; MARIA, J. M. G.; PUERTAS, D. G.; BAIRI, A.; ARRABÉ, R. G. Numerical study of the thermal behaviour of bare overhead conductors in electrical power lines. In:

ACELAE'11, Gran Canaria. **Proceedings of the 10th WSEAS international conference on communications, electrical & computer engineering**. Wisconsin: World Scientific and Engineering Academy and Society (WSEAS), 2011.

GREENWOOD, J.; WILLIAMSON, J. Contact of nominally at surfaces. In: SERIES A, MATHEMATICAL AND PHYSICAL SCIENCES. **Proceedings of the Royal Society of London**. London, 1966.

HASSELSTRÖM, A. K. J. Thermal Contact Conductance in Bolted Joints. 2012. 81 f. Dissertação (Mestrado em Desenvolvimento de Produto e Mecânica Aplicada)- Chalmers University of Technology, Suécia, 2012.

HE, X.; LI, Y.; WANG, L.; SUN, Y.; ZHANG, S. High emissivity coatings for high temperature application: Progress and prospect. *Thin Solid Films*, v. 517, p. 5120–5129, 2009.

HERITAGE MAAC GROUP. **Bare overhead transmission conductor ratings**. 2010.

HONG, K. J.; DER KIUREGHIAN, A.; SACKMAN, J. L. Bending behavior of helically wrapped cables. **ASCE Journal of Engineering Mechanics**, v. 131, n. 5, p. 500-511, 2005.

HONG, K.; YI, C.; LEE, Y. Geometry and friction of helically wrapped wires in a cable subjected to tension and bending. **International Journal of Steel Structures**, v. 12, n. 2, p. 233-242, 2012.

HONG, K.J.; DER KIUREGHIAN, A.; SACKMAN, J.L. Bending behavior of helically wrapped cables. *Journal of Engineering Mechanics (ASCE)*, v.131, n. 5, p. 500-511, 2005.

HONNEROVÁ, P.; MARTAN, J.; KUČERA, M.; HONNER, M.; HAMEURY, J. New experimental device for high temperature normal spectral emissivity measurements of coatings. *Measurement Science and Technology*, v. 25, p. 1-9, 2014.

HOSEK, J. Dynamic thermal rating of power transmission lines and renewable resources. In: WIRE: WEATHER INTELLIGENCE FOR RENEWABLE ENERGIES. 2011, Nice. **Cost action ES1002: Workshop**. Nice, 2011. Disponível em: <http://www.wire1002.ch/fileadmin/user_upload/Major_events/WS_Nice_2011/Spec._presentations/hosek.pdf>. Acesso em: 19 jun. 2014.

HOUSE, H. E.; TUTTLE, P. D. Current-carrying capacity of ACSR. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, v. 77, n. 3, p. 1169-1178, feb. 1958.

HRUSKA, F. H. Calculation of stresses in wire ropes. **Wire and Wire Products**, v. 26, n. 9, p. 766-767 e 799-801, 1951.

IEEE Std 738™-2006. IEEE Standard for Calculating the Current-Temperature of Bare Overhead Conductors, January 30, 2007.

IGNÁCIO, J. S. Ampacidade Estatística – medições em laboratório e de campo. In: SEMINÁRIO NACIONAL DE PRODUÇÃO E TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA, XVIII, 2005, Curitiba. **Anais do XVIII SNPTEE**. Curitiba, 2005.

IMRAK, C. E.; ERDÖNMEZ, C. On the problem of wire rope model generation with axial loading. **Mathematical and Computational Applications**, v. 15, n. 2, p. 259-268, 2010.

INCROPERA, F.; DEWITT, D. P. **Fundamentos de transferência de calor e massa**. LTC Editora, 6ª edição, 2008.

ISOZAKI, M.; LWAMA, N. Verification conductors in of Forced Convective Cooling from Breeze wind by Wind Tunnel Testing. Transmission and Distribution Conference and Exhibition 2002, v. 3, p. 1890-1894, oct. 2002.

JENNINGS, S. G. The mean free path in air. *Journal of Aerosol Science*, v. 19, n. 2, p. 159-166, 1998.

JIANG, W.; WARBY, M. K.; HENSHALL, J. L. Statically indeterminate contacts in axially loaded wire strand. **European Journal of Mechanics A/Solids**, v. 27, p. 69-78, 2008.

KANG, M.; STROBACH, M.; FRANCK, C. M. Radial temperature distribution of aac overhead line in stationary and transient conditions. In: 18th INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON HIGH VOLTAGE ENGINEERING, 2013, Seoul. Proceedings of ISH 2013. Seoul: ISH, 2013.

KARAHAN, M.; KALENDERLI, O. Coupled Electrical and Thermal Analysis of Power Cables Using Finite Element Method. In: VIKHRENKO, V. S. (Edi.). Heat Transfer - Engineering Applications, INTECH, 2011. cap. 9.

KIESSLING, F.; NEFZGER, P.; NOLASCO, J. F.; KAJNTZYK, U. Overhead Power Lines: Planning, Design, Construction. SPRINGER, 2002; ISBN 3-540-00297-9.

LABEGALINI, P. R.; LABEGALINI, J. A.; FUCHS, R. D.; ALMEIDA, M. T. *Projetos Mecânicos das Linhas Aéreas de Transmissão*. Editora Edgard Blucher Ltda, 1992.

LAMBERT, M.; FLETCHER, L. Review of models for thermal contact conductance. **AIAA Journal of Thermophysics and Heat Transfer**, v. 11, n. 2, p. 129-140, 1997.

LANTEIGNE, J. Theoretical estimation of the response of helically armored cables to tension, torsion and bending. **ASME Journal of Applied Mechanics**, v. 52, p. 423-432, 1985.

LAURENT, H. P.; SAUER, J. R. Transient Analysis of Thermal Contact Resistance. In: AIAA 6TH THERMOPHYSICS CONFERENCE. **Proceedings of AIAA**. Tullahoma, 1971.

LEE, H. L.; YANG, Y. C.; CHANG, W. J.; WU, T. S. Estimation of heat flux and thermal stresses in multilayer gun barrel with thermal contact resistance. *Applied Mathematics and Computation*, v. 209, n. 2, p. 211-221, 2009.

MACHER, W.; KÖMLE, N.I, BENTLEY, M. S.; KARGL, G. Temperature evolution of two parallel composite cylinders with contact resistances and application to thermal dual-probes. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, v. 69, p. 481-492, 2014.

MACHER, W.; KÖMLE, N.I; BENTLEY, M. S.; KARGL, G. The heated infinite cylinder with sheath and two thermal surface resistance layers. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, v. 57, p. 528–534, 2013.

MAKHKAMOVA, I. Numerical Investigations of the Thermal State of Overhead Lines and Underground Cables in Distribution Networks. 2011. 248 f. Tese (Doutorado em Engenharia e Ciência da Computação)- Durham University, Inglaterra, 2011.

MAKHKAMOVA, I.; MAHKAMOV, K.; TAYLOR, P. CFD thermal modelling of Lynx overhead conductors in distribution networks with integrated Renewable Energy Driven Generators. *Applied Thermal Engineering*, v. 58, p. 522-535, 2013.

MAKHKAMOVA, I.; TAYLOR, P. C.; BUMBY, J. R.; MAHKAMOV, K. CFD analysis of the thermal state of an overhead line conductor. In: 2008 43th INTERNATIONAL UNIVERSITIES POWER ENGINEERING CONFERENCE (UPEC), Padova. Proceedings of Universities Power Engineering Conference (UPEC), 2008 43th International. Padova: Institute of Electrical and Electronics Engineers (IEEE), 2008.

MANTELLI, M. B. H.; YOVANOVICH, M. M. Thermal Contact Resistance. In: GILMORE, D. G. (Edi.). *Spacecraft Thermal Control Handbook*, 1o volume. 2. ed. California: The Aerospace Press, 2002. cap. 16.

MARGULIS, S (Coord.). **Brasil 2040**. Brasília, 2013.

MARTINS, M. Especial: Interferência da crise energética nas contas de luz dos brasileiros. **Energia Inteligente**, Juiz de Fora, 18 jun. 2015. Disponível em: <<http://energiainteligenteufjf.com/2015/06/18/especial-interferencia-da-crise-energetica-nas-contas-de-luz-dos-brasileiros/#more-15574>>. Acesso em: 01 jul. 2015.

MASSARO, F.; MICELI, R.; RIZZO, R. Dynamic Thermal Rating for Overhead Lines: Self-adaptive Protection Device. **Leonardo Electronic Journal of Practices and Technologies**, n. 23, p. 97-114, dec. 2013.

MAURENTE, A. **Utilização do método de Monte Carlo na resolução de problemas de transferência de calor por radiação em cavidades que contem meio participante**. 2003. 102 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica)- Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Rio Grande do Sul, 2003.

MEHTA, V. K.; MEHTA, R. Mechanical Design of Overhead Lines. In: MEHTA, V. K. (Edi.). *Principles of Power Systems*, 1. ed. Nova Delhi: S. CHAND, 1982. cap. 8.

MENEZES, A. A. Técnicas de transferência espacial de variáveis climáticas como ferramenta objetiva na otimização dos sistemas elétricos de potência. In: SEMINÁRIO NACIONAL DE PRODUÇÃO E TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA, XVI, 1997b, Campinas. **Anais do XVI SNPTEE**. Campinas, 2001.

MENTER, F. R. Turbulence Modeling for Engineering Flows, 2013. Disponível em: <http://cfd.spbstu.ru/agarbaruk/c/document_library/DLFE-41517.pdf>. Acesso em: 12 mar. 2015.

MEY, G. de.; CHATZIATHANASIOU, V. A theoretical model for effective thermal conductivity of multicore power cables. *Electric Power Systems Research*, v. 87, p. 10–12, 2012.

MHETAR, V.; DAVIS, Z.; RANGANATHAN, S. K.; ANDERSEN, R.; TEMPLE, W. S.; SIRIPURAPU, S.; BAKER, G.; OLVER, J.; FREESTONE, J.; DOSS, D. L. Coated overhead conductor. AH01B729FI, 16 abr. 2015.

MICHAEL, M.; STEPHAN, P.; STEFAN, J. Elongation of Overhead Line Conductors under combined mechanical and thermal Stress. In: CMD 2008, Beijing. **Proceedings of the 2008 International Conference on Condition Monitoring and Diagnosis**. Beijing: IEEE Dielectrics and Electrical Insulation Society, apr. 2008.

MIKIC, B. Thermal contact conductance; theoretical considerations. **Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 17, n. 2, p. 205-214, mar. 1974.

MINISTÉRIO DE MINAS E ENERGIA. **Plano Decenal de Expansão de Energia 2022**. Brasília, 2013.

MOREIRA, F. S., **Influência do Cálculo da Ampacidade no Despacho da Operação**. 2006. 159 f. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica)- Universidade Estadual de Campinas, São Paulo, 2006.

MORGAN, V. T. The radial temperature distribution and effective radial thermal conductivity in bare solid and stranded conductors, **Electrical Power Systems Research**, n. 5, p. 119-139, nov. 1988.

MORGAN, V. T. The radial temperature distribution and effective radial thermal conductivity in bare solid and stranded conductors. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 5, n. 3, p. 1443-1452, jul. 1990.

MORGAN, V. T.; FINDLAY, R.D. Effects of axial tension and reduced air pressure on the radial thermal conductivity of a stranded conductor. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 8, n. 2, 1993.

MÜLLER, M. Overhead line mechanics taking the influence of wind into account. *Acta Polytechnica*, v. 52, n. 5, 2012.

NASCIMENTO, C. A. M. **Metodologia experimental para a utilização de condutores termorresistentes (TAL) em linhas e redes**. 1999. 85 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica)- Universidade Federal de Minas Gerais, Minas Gerais, 1999.

NASCIMENTO, C. A. M. The State of the Art for Increased Overhead Line Ampacity Utilizing New Technologies and Statistical Criteria. In: TRANSMISSION AND DISTRIBUTION CONFERENCE AND EXPOSITION: LATIN AMERICA, 2004, São Paulo. **Proceedings of Institute of Electrical and Electronics Engineers**. São Paulo, 2004.

NASCIMENTO, C. A. M., **Cálculo da ampacidade de linhas aéreas de energia considerando a influência da camada limite da atmosfera**. 2009. 164 f. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica)- Universidade Federal de Minas Gerais, Minas Gerais, 2009.

NASCIMENTO, C.; VASCONSELOS, J. A. AmpABL - Methodology of Ampacity Calculation for Overhead Line Considering the Effect of Atmospheric Boundary Layer. IEEE Transactions on Power Systems, 2009.

NBR-5422. Projetos de linhas aéreas de transmissão de energia elétrica. Março, 1985.

NETO, M. C. **Simulação numérica bidimensional do escoamento ao redor de um cilindro circular próximo a uma placa plana.** 2012. 86 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Oceânica)- Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2012.

NEXANS. **A solução para as Linhas de Transmissão: AeroZ.** São Paulo. Disponível em: <http://www.nexans.com.br/eservice/Brazil-pt_BR/fileLibrary/Download_540160974/>. Acesso em: 10 fev. 2014.

NEXANS. **Aero-Z®.** the solution for future-oriented overhead power lines. Paris. Disponível em: <<http://www.nexans.fr/France/family/doc/en/aero1.pdf>>. Acesso em: 10 fev. 2014.

NEXANS. **Linha nexans sustentabilidade:** cabos especiais para linhas de transmissão aérea. São Paulo. Disponível em: <http://www.nexans.com.br/eservice/Brazil-pt_BR/fileLibrary/Download_540255552/Brazil/files/folder_aluminio_sustentavel.pdf>. Acesso em: 10 fev. 2014.

NORTH AMERICAN REFRACTORIES COMPANY. Glass Tanks. 2009.

NOVO, M. M. M. Forno para fusão e espera para indústrias de alumínio: caracterização de materiais refratários e conservação de energia. 2012. 166 f. Dissertação (Mestrado em Ciências e Engenharia de Materiais)- Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2012.

NOVO, M. M. M.; BITENCOURT, C. S.; TIBA, P. R. T.; SILVA, D. G. M.; PANDOLFELLI, V. C. Fundamentos básicos de emissividade e sua correlação com os materiais refratários, conservação de energia e sustentabilidade. **Cerâmica**, v. 60, p. 22-33, 2014.

OHLHORST, C. W.; VAUGHN, W. L.; DARYABEIGI, K.; LEWIS, R. K.; RODRIGUEZ, A. C. Emissivity results on high temperature coatings for refractory composite materials. In: 29th INTERNATIONAL THERMAL CONDUCTIVITY CONFERENCE (ITCC) AND 17th INTERNATIONAL EXPANSION SYMPOSIUM. 2007, Birmingham. **17DEStech Publications, Inc.** Birmingham, 2007. Disponível em: <<http://ntrs.nasa.gov/search.jsp?R=20070031768> >. Acesso em: 13 set. 2014.

OLIVEIRA, C. M. F. **Recapacitação de linhas de transmissão.** 2000. 103 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica)- Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2000.

OLSSON, E. E. M.; AHRNÉ, L. M.; TRAGARDH, A. C. Heat transfer from a slot air jet impinging on a circular cylinder. **Journal of Food Engineering**, v. 63, p. 393-401, 2004.

OLVER, J. W.; DOMENICUCCI, P. J.; EMERY, J. Food product and method and apparatus for baking. US20120074122 A1, 24 set. 2010, 29 mar. 2012.

ONIONS, R.; ARCHARD, J. The contact of surfaces having a random structure. **Journal of Physics, D: Applied Physics**, v. 6, n. 2, p. 289-304, 1973.

OTERO, A. F.; VILACHÁ, C.; MOREIRA, J. C.; MÍGUEZ, E. Electrodynamics simulation of overhead power lines. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 27, n. 2, 2012.

PÁCZELT, I.; BELEZNAI, R. Nonlinear contact-theory for analysis of wire rope strand using high-order approximation in the FEM. *Computers and Structures*, v. 89, p. 1004–1025, 2011.

PAPAILIOU, K. O. **Cable bending, taking into account bending stiffness variation under the effect of inner friction, axial load and imposed curvature**. 1995. 158 f. Tese (Doutorado em Ciências Técnicas)- ETH Zurich, Suíça, 1995.

PETRIS, P.; STEFAN, J.; JÜRGEN, F.; MICHAEL, M. Infrared emission characteristics of overhead lines and their interstices of the surface wires. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON HIGH VOLTAGE ENGINEERING. Hannover, 2011. Disponível em: <https://online.tugraz.at/tug_online/voe_main2.getvolltext?pCurrPk=59152>. Acesso em: 19 jun. 2014.

PIROVANO, G.; BERTI, R.; BARBERIS, F. Experimental characterization of overhead electrical line conductors after anodic oxidation. In: 20th INTERNATIONAL CONFERENCE ON ELECTRICITY DISTRIBUTION. 2009, Prague. Proceedings of CIRED. Prague, 2009.

PORTELA, T. M. **Avaliação teórica e experimental da transferência de calor em cabos de linhas aéreas com foco na análise da ampacidade**. 2014. 175 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica)- Universidade Federal de Minas Gerais, Minas Gerais, 2014.

PRAWOTO, Y.; MAZLAN, R. B.; Wire ropes: Computational, mechanical, and metallurgical properties under tension loading. **Computational Materials Science**, v. 56, p. 174–178, 2012.

RAWLINS, C. B. *Analytical Elements of Overhead Conductor Fabrication*. Fultus Corporation, 1ª edição, 2005; ISBN: 1-59682-072-1.

SAKAKIBARA, Y.; KIMURA, N.; SUZUKI, T.; YAMAMOTO, K.; CHEN, D.; KOIKE, S.; TOKOKU, C.; UCHIYAMA, T.; OHASHI, M.; KURODA, K. A Study of Cooling Time Reduction of Interferometric Cryogenic Gravitational Wave Detectors Using a High-Emissivity Coating. In: 2013 CRYOGENIC ENGINEERING CONFERENCE AND INTERNATIONAL CRYOGENIC MATERIALS CONFERENCE. **Proceedings of CEC/ICMC 2013**. Anchorage, 2013.

SALLACHNER, H.; GREGOR, G. K. B. A. Method of equipping an overhead-line conductor for a high-voltage overhead line with a black surface layer. DE3824608 C1, 20 jul. 1988, 17 ago. 1989.

SANTOS, A. A. C. dos. **Investigação numérica e experimental do escoamento de água em feixe de varetas representativo de elementos combustíveis nucleares de reatores do tipo**

PRW, 2012. 180 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica)- Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2012.

SAVIJA, I.; CULHAM, J. R.; YOVANOVICH, M. M. Review of thermal conductance models for joints incorporating enhancement materials. *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*, v. 17, n. 1, 2003.

SCHIMIDT, N. P. Comparison between IEEE and CIGRÉ Ampacity Standards. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 14, n. 4, p. 1555-1559, out. 1999.

SCHNEIDER, R. K. Use of high-emissivity coating for picture-tube heaters. **IEEE Transactions on Broadcast and Television Receivers**, v. 9, n. 3, p. 90-93, nov. 1963.

SIBILANT, G. C.; PHILLIPS, A. J.; LAWRY, D. C. Method for measuring electrical conductor temperature. US8657490 B2, 7 fev. 2013, 25 fev. 2014.

SILVA, A. A. P. da. **Modelagem para repotencialização de linhas de transmissão através da aplicação de condutores especiais**. 2009. 146 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica)- Universidade Federal de Pernambuco, Recife, 2009.

SIMIC, Z. Overhead conductor with spectrally selective surface. WO 2007034248 A1, 23 set. 2005, 18 set. 2006.

SLEGERS, J. Transmission Line Loading: Sag Calculations and High-Temperature Conductor Technologies. **IOWA STATE UNIVERSITY**, Ames, 18 oct. 2011. Disponível em:

<<http://home.eng.iastate.edu/~jdm/wind/TransmissionLineLoadingDesignCriteriaAndHTS.pdf>>. Acesso em: 30 jan. 2015.

SNAITH, B.; PROBERT, S. D.; OCALLAGHAN, P. W. **Thermal resistances of pressed contacts**. *App Energy* 22, p. 31-84, 1986.

SNAJDR, J.; SEDLACEK, J.; VOSTRACKY, Z. Application of a line ampacity model and its use in transmission lines operations. *Journal of ELECTRICAL ENGINEERING*, v. 65, n. 4, p. 221-227, 2014.

SONG, S.; YOVANOVICH, M. M. A Contact Interface Gas Heat Transfer: A Method for Measuring Thermal Accommodation Coefficient. In: 9th ANNUAL INTERNATIONAL ELECTRONICS PACKAGING CONFERENCE. **Proceedings of 9th Annual International Electronics Packaging Conference**. San Diego, 1989.

SOUZA, G. T. Utilização de imagens em infravermelho para análise térmica de componentes construtivos, Florianópolis, ago. 2010. Disponível em:

<http://www.labee.ufsc.br/sites/default/files/publicacoes/relatorios_ic/IC_gabriela.pdf>. Acesso em: 18 fev. 2015.

SRIDHAR, M.; YOVANOVICH, M. Critical review of elastic and plastic thermal contact conductance models and comparison with experiment. **Journal of Thermophysics and Heat Transfer**, v. 8, n. 4, p. 633-640, 1993.

SRIDHAR, M.; YOVANOVICH, M. Elastoplastic Contact Conductance Model for Isotropic Conforming Rough Surfaces and Comparison with Experiments. **Journal of Heat Transfer**, v. 118, n. 1, p. 3-9, 1996.

STANOVA, E.; FEDORKO, G.; FABIAN, M.; KMET, S. Computer modelling of wire strands and ropes Part I: Theory and computer implementation. **Advances in Engineering Software**, v. 42, p. 305–315, 2011.

STEFANIDIS, G. D.; VAN GEEM, K.M.; HEYNDERICKX, G.J.; MARIN, G.B. Evaluation of high-emissivity coatings in steam cracking furnaces using a non-grey gas radiation model. *Chemical Engineering Journal*, v. 137, p. 411–421, 2008.

TEIXEIRA, G. G. D. **Confiabilidade metrológica em termografia aplicada em sistemas elétricos**. 2012. 146 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica)- Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2012.

WANG, Z.; YANG, J.; YANG, M.; ZHANG, W. Investigation on thermal contact conductance based on data analysis method of reliability. *Chinese Journal of Aeronautics*, v. 25, p. 791-795, 2012.

WANG, Z.; YAO, J.; PENG, S.; HUANG, X.; SHEN, Z. Numerical simulation for the effects of ice thickness on the overhead transmission cable tension. *Advanced Materials Research*, v. 919, p. 1307-1311, apr. 2014.

WANG, Z.; YAO, J.; PENG, S.; HUANG, X.; SHEN, Z. Numerical simulation of non-contoured aerial cable tension. *Advanced Materials Research*, v. 919, p. 1312-1316, apr. 2014.

WHITE, F. M. *Viscous Fluid Flow*. 3. ed. Singapore: MC GRAW HILL, 2006.

XU, Z.; LI, R. Research on the anti-corona coating of the power transmission line conductor. *Energy and Power Engineering*, v. 5, p. 148-150, 2013.

YOVANOVICH, M. M. Four decades of research on thermal contact, gap, and joint resistance in microelectronics. *IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies*, v. 28, n. 2, 2005.

YOVANOVICH, M. M.; DEVAAL, J. W.; HEGAZY, A. A. A Statistical Model to Predict Thermal Gap Conductance Between Conforming Rough Surfaces. In: **3rd JOINT THERMOPHYSICS, FLUIDS, PLASMA AND HEAT TRANSFER CONFERENCE. Proceedings of AIAA**. Waterloo, 1982.

Zhu, Z.; Cheng, X.; Ye, W.; Min, J. Synthesis of NiCr₂O₄ spinel coatings with high emissivity by plasma spraying. *International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials*, v. 19, n. 3, p. 266-270, 2012.