SNPTEE
SEMINÁRIO NACIONAL
DE PRODUÇÃO E
TRANSMISSÃO DE
ENERGIA ELÉTRICA

GLT - 05
16 a 21 Outubro de
2005
Curitiba - Paraná

GRUPO III
GRUPO DE ESTUDOS DE LINHAS DE TRANSMISSÃO - GLT

IMPLEMENTAÇÃO DE METODOLOGIA PARA CÁLCULO DE AMPACIDADE PARA CABOS TERMORESISTENTES

Guilherme Filippo Filho
UNESP – Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá

RESUMO

Este trabalho apresenta a implementação de uma metodologia para cálculo de ampacidade de cabos aéreos nus sujeitos a temperaturas de operação de até 250 C. É apresentada uma breve descrição das aplicações dos cabos termoresistentes e dos diversos tipos disponíveis. A metodologia de cálculo considera a distribuição de corrente entre as coroas devido ao acoplamento magnético entre elas. Também são considerados os complexos mecanismos de transferência de calor em seu interior com vistas à determinação da distribuição interna de temperatura. A metodologia de cálculo foi implementada em planilhas EXCEL® mediante a utilização do VBA – *Visual Basic for Applications*. Entre outros, podem ser apresentados os seguintes resultados: ampacidade em regime permanente e transitório (térmico) em função das condições climáticas, distribuição de corrente e de temperatura entre as coroas, impedância e perdas térmicas.

PALAVRAS-CHAVE

Ampacidade, Cabos Termoresistentes, Cabos Aéreos, Software

1.0 - INTRODUÇÃO

Para regiões urbanas com elevada concentração populacional, especialmente as metropolitanas, têm sido cada vez mais difícil a construção de novas linhas aéreas de alta tensão. As principais dificuldades enfrentadas para a execução desses empreendimentos são: obtenção de licença ambiental, preços elevados para indenização da servidão dos terrenos, interferência de todos os tipos de equipamentos urbanos e resistência da população atingida direta ou indiretamente pelas obras. O custo das novas linhas tende a ser cada vez mais elevado, implicando numa majoração inexorável das tarifas. Pior é o atraso da entrada em operação de novos projetos estabelecidos pelo planejamento, comprometendo a confiabilidade do sistema. Dado que as linhas nas regiões metropolitanas são de curta extensão, prevalece o critério da ampacidade para fins de definição de suas capacidades. Com vistas a contornar esses problemas, busca-se o aumento da capacidade das linhas existentes.
As técnicas mais comuns que vêm sendo empregadas para esse propósito envolvem: revisão e flexibilização das condições climáticas determinísticas adotadas pelas normas, adoção de critérios estatísticos para carregamento/capacidade e monitoramento direto ou indireto da ampacidade em tempo real. Uma alternativa empregada em diversas regiões do mundo, e com algumas experiências no Brasil, é o recondutoramento com cabos que permitam maior capacidade que os tradicionais ACSR, aproveitando as mesmas estruturas de sustentação. Tais cabos são conhecidos genericamente como HTLS (*High Temperature, Low Sag*), posto que admitem maiores temperaturas de operação.
A tração mecânica atuante sobre cabos bimetálicos é suportada por ambos materiais. O alumínio 1350 “H” começa a sofrer um processo de recozimento (*annealing*) a partir de 93 C. Quanto maior o tempo de exposição a temperaturas mais elevadas, mais intensa será a degradação permanente de sua resistência à tração, (1). Com vistas ao aumento da capacidade das linhas, tem sido adotada a elevação da temperatura de projeto de 75 C para

até 100 C, com certo risco (2). A contínua redução da resistência à tração do alumínio poderia levar à ruptura do cabo num instante de elevada solicitação mecânica.
Por outro lado, o coeficiente de dilatação térmica dos cabos é governado por ambos os materiais, resultando num valor intermediário entre eles. Dado que o coeficiente do alumínio é duas vezes maior que o aço, o esforço mecânico será crescentemente transferido para o aço com a elevação da temperatura média do cabo. A elongação da catenária devido à temperatura implica numa redução da tração atuante, garantindo que apenas o aço seja suficiente para a resistir ao esforço. Haverá uma temperatura a partir da qual todo o esforço será suportado unicamente pelo aço e, por conseqüência, a expansão térmica será ditada por ele. Essa temperatura é caracterizada como um ponto de transição (*knee point*). Quanto a maior a porcentagem da seção de aço do cabo bimetálico, menor será a temperatura de transição (3), conforme mostrado na Tabela 1.

TABELA 1: temperatura de transição – ACSR (3)

ACSR	% aço	*Knee point* [C]
30/7, 30/19	23	30
26/7	16	65
54/7	13	95
45/7	7	150

Além da expansão térmica do cabo pela ação da temperatura, estão presentes as deformações devidas à fluência (*creep*) e às cargas mecânicas naturais, como vento. Toda elongação da catenária implica num aumento de sua flecha (*sag*) e, por conseqüência, na redução da altura cabo/solo. Temperaturas de operação mais elevadas podem comprometer as alturas mínimas de segurança, sendo essa uma condição limitante da capacidade de uma linha de transmissão ou subtransmissão. Vale lembrar que as metodologias tradicionais de cálculo do *sag* para cabos ACSR operando em elevadas temperaturas vêm sofrendo significativas revisões (4,5).
Para uma linha operar em temperaturas mais elevadas, os dois problemas mencionados, degradação de propriedades mecânicas e *sag*, precisam ser superados de alguma forma. Para isso foram adotadas duas soluções básicas há mais de 30 anos. A primeira consiste em desenvolver ligas de alumínio que mantenham a integridade de suas propriedades mecânicas em temperaturas mais elevadas. A segunda solução visa isentar o alumínio de qualquer contribuição para a resistência mecânica do cabo em toda a faixa de operação.

2.0 - CABOS HTLS

Desde o início da década de 1970 a liga de alumínio termoresistente (TAl) vem sendo utilizada no Japão e noutros países asiáticos, (6,7). As pesquisas desenvolvidas na década de 1960 pela Hitachi Cables e Sumimoto Electric Industries deram grande contribuição para essa empreitada. O TAl consiste de alumínio de alta pureza (99,7%) contendo pequenas quantidades de zircônio, entre outros elementos. Os átomos de zircônio são forçados a entrarem em solução sólida com o alumínio durante o processo de produção, (7), obtendo-se uma estrutura com alta temperatura de recristalização, a qual garante a integridade das propriedades mecânicas do alumínio em temperaturas mais elevadas, (8). O zircônio dissolvido reduz ligeiramente a condutividade do alumínio. Posteriormente, as ligas alumínio/zircônio foram melhoradas, tendo surgido a liga super-termoresistente (ZTAl ou STAl) e a extra-termoresistente (XTAl), (7,9). Na XTAl há uma dispersão de zircônio que leva à precipitação de compostos Al_3Zr, o que permite uma melhoria da condutividade da liga em relação à ZTAl. A Tabela 2 sintetiza as principais propriedades dessas ligas. Hoje, as ligas TAl são de uso comum em diversos países, inclusive com algumas aplicações no Brasil.

TABELA 2: propriedades de ligas alumínio/zircônio, (7)

Liga	Tensão tração [MPa]	Condutividade [%IACS]	Temp. continua [C]	Temp. emerg. [C]
1350 “H”	159	61,0	90	120
TAl	159	60,0	150	180
ZTAl	159	57,0	200	230
XTAl	159	58,0	230	310

Para correntes impulsivas o ACSR pode atingir até 180 C e o TACSR até 260 C, ambos por 2 segundos.
Em geral, o núcleo dos cabos mantém a alma de aço galvanizado (TACSR). Alguns fornecedores oferecem o núcleo de aço com tratamento superficial por cladeamento de alumínio (TACSR/ACS – *aluminium clad steel*). Também são comuns cabos com fios de alumínio de geometria trapezoidal (TACSR/TW). Dada a possibilidade de temperaturas operacionais mais elevadas com as ligas ZTAl e XTAl, o problema do *sag* passa a ser o limitante da capacidade em muitas situações. Para contornar esse problema o Japão, Coréia do Sul e alguns outros países asiáticos substituem a alma de aço pelo INVAR (Fe – 36% Ni), posto que ele apresenta um coeficiente de dilatação térmica de cerca de um terço do aço (TACIR, XTACIR). A resistência à tração do INVAR é cerca de 20% inferior à do aço.
Alternativamente às ligas de alumínio termoresistentes foi desenvolvido o alumínio completamente recozido. Nesse caso, o encordoamento de fios de alumínio duro 1350 “H19” dos cabos ACSR é substituído por fios de

alumínio recozidos a 400 C (1350 “O”). Uma vez que o alumínio sofreu um tratamento completo de recozimento, não haverá recristalização quando em operação a temperaturas mais elevadas. Entretanto, o alumínio 1350 “O” tem sua tensão máxima de tração extremamente reduzida. Por isso, os esforços mecânicos atuantes sobre os cabos deverão ser inteiramente absorvidos pela alma de aço. Tais cabos são denominados como ACSS (*Aluminium Conductor Steel Supported*). Foram desenvolvidos no início da década de 1970 pela Reynolds Metals (hoje, General Cable Corp.), tendo sido patenteado em 1974. Atualmente existem milhares de quilômetros instalados nos EUA. A temperatura limite de 200 C tem sido experimentada há mais de 30 anos. Os fornecedores também oferecem cabos ACSS/TW, (10,11).
Toda a solicitação mecânica do cabo é suportada pela alma de aço, incluindo o peso do encordoamento de alumínio. A temperatura máxima de operação é limitada pelo material de recobrimento da alma de aço, o qual não deve ser danificado. A temperatura limite para aço galvanizado classe A é de 245 C. Para um recobrimento com *misch metal* (zinco – 5% Al) a temperatura pode atingir 260 C. Dado que as coroas de alumínio não estão tensionadas, o cabo apresenta melhores características de auto-amortecimento que o convencional ACSR.
Uma alternativa aplicada em alguns países asiáticos, sobretudo no Japão, é o cabo “GT” (*gap type*). Nesses cabos existe uma folga entre as coroas de alumínio e a alma de aço (GTACSR). Essa folga é preenchida com material polimérico resistente a temperaturas elevadas, (12). O princípio é o mesmo dos cabos ACSS, ou seja, toda a solicitação mecânica do cabo é suportada pelo material do seu núcleo. Também podem ser encontrados cabos com alma de INVAR e com coroas condutoras de ligas extra-termoresistente (GZTACIR). Tais cabos oferecem maiores dificuldades de montagem.

3.0 - AMPACIDADE DOS CABOS HTLS

O cálculo da ampacidade de cabos nus em regime permanente sob condições climáticas determinísticas é bem estabelecido pelas normas internacionais (13,14). As limitações das metodologias empregadas são discutidas por vários autores (3 – 5). Os resultados obtidos para cabos ACSR operando na faixa entre 75 C e 90 C são bastante satisfatórios. Uma abordagem de cunho acadêmico sobre a ampacidade pode ser encontrada na extraordinária obra de Vincent Morgan, (15). Entretanto, ao se tratar com temperaturas de operação mais elevadas, entre 100 C e 250 C, surgem diversas dificuldades.
Um estudo muito interessante sobre ampacidade em altas temperaturas, (16), mostra que a variação da temperatura entre pontos de um mesmo vão pode chegar a mais de 60 C num mesmo instante. O mesmo pode acontecer para um dado ponto num intervalo de tempo de poucos minutos. Também foram registrados significativos gradientes de temperatura azimutal e radial. O estudo conclui pela impraticabilidade da monitoração em tempo real da ampacidade para cabos operando em altas temperaturas, isto é, a mais de 150 C.

3.1 Dissipação térmica dos cabos

A dissipação de calor de uma superfície cilíndrica em alta temperatura é extremamente sensível à velocidade e direção do vento. Mesmo num vão entre duas estruturas de sustentação o vento apresenta um comportamento extremamente variável, (17). A temperatura superficial mais elevada altera dramaticamente as condições de transferência de calor por convecção forçada, conforme mostra o Gráfico 1. Por isso, a conveniência da adoção de critérios determinísticos para a velocidade do vento.

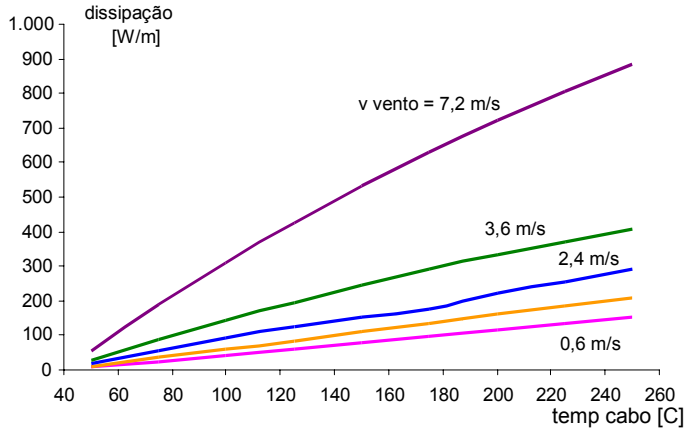

GRÁFICO 1: dissipação por convecção forçada [W/m] em função da temperatura superficial do cabo e da velocidade do vento perpendicular. Cabo *DRAKE*, temperatura ambiente 40 C.

Considerando a velocidade do vento fixa em 0,6 m/s e perpendicular ao eixo axial do cabo observa-se que, para temperaturas superficiais mais elevadas a radiação ($\varepsilon = 0,9$) tem papel relevante no resfriamento do cabo. Dada a

baixa velocidade considerada, acima de 150 C a convecção natural tem capacidade de resfriamento superior à convecção forçada, conforme mostra o Gráfico 2.

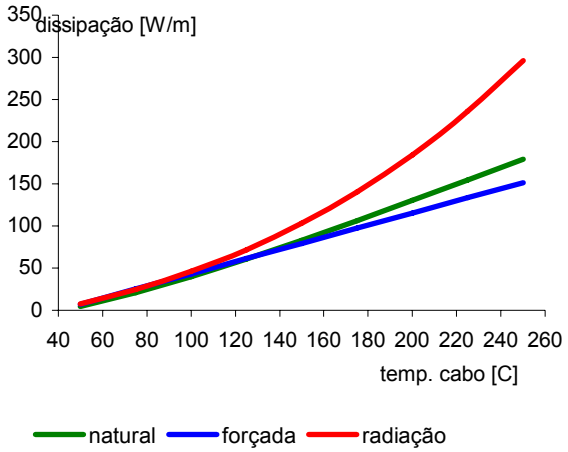

GRÁFICO 2: dissipação por convecção natural, forçada e por radiação de um cabo *DRAKE*, velocidade do vento 0,6 m/s, temperatura ambiente 40 C, ε = 0,9.

Para o cálculo da dissipação por convecção em alta temperatura as expressões 1, 2, 3 e 4 traduzem as propriedades do ar em unidades do SI, que precisam ser válidas para temperaturas até 250 C.

$$\mathrm{Pr} = 0{,}7149 - 0{,}0003 * T + 5 * 10^{-7} * T^2 \qquad (1)$$

$$k = 0{,}02368 + 7{,}23 * 10^{-5} * T - 2{,}763 * 10^{-8} * T^2 \qquad (2)$$

p/ T ≤ 100 C

$$\nu = 13{,}309 + 0{,}0873 * T + 0{,}0001 * T^2 \qquad (3)$$

p/ T > 100 C

$$\nu = 13{,}096 + 0{,}0913 * T + 8 * 10^{-5} * T^2 \qquad (4)$$

Conforme amplamente discutido por Morgan, (15), para baixa velocidade de vento a convecção natural deve ser composta com a convecção forçada, e *vice-versa*, para a obtenção do coeficiente total de transferência de calor por convecção. A emissividade do cabo tem relevada importância em situações de alta temperatura. A emissividade de cabos novos geralmente é menor que de cabos velhos e enegrecidos, (15). Existem fornecedores de cabos TACSR que promovem pintura polimérica superficial para garantir emissividades de até 0,95, (18). Acima de 150 C o ganho de calor por radiação solar é inferior a 10% da capacidade de dissipação por radiação e convecção. Sua participação relativa é decrescente com a elevação da temperatura superficial do cabo, tornando-se pouco significativa para fins de determinação da ampacidade.
Quando não explicitamente apontado no texto, a exemplo das equações de 1 a 4 e do tratamento da radiação solar, o presente trabalho segue todos os procedimentos adotados por Morgan, *Chap. 14 – Worked Examples*, (15), para o cálculo da ampacidade.

3.2 Distribuição da corrente

Em regime permanente a corrente elétrica que circula pelo cabo é determinada a partir da equação do balanço térmico, considerando o cabo isotérmico:

$$I = \left[\frac{P_{conv} + P_{rad} - P_{sol}}{R_{eq}(T)} \right]^{0,5} \qquad (5),$$

onde R_{eq} (T) é a resistência elétrica [Ω/m] equivalente do cabo bimetálico na temperatura T considerada.
A corrente não é uniformemente distribuída entre as coroas do cabo. Existe o chamado efeito transformador que implica numa distribuição da corrente entre elas. Devido ao encordoamento helicoidal surge um fluxo magnético axial pela ação das "bobinas" formadas por essas coroas, as quais estão magneticamente acopladas através do núcleo de aço. Por isso existem auto e mútuas indutâncias entre elas. Também existe um fluxo circular propiciado pelas coroas condutoras que também pode ser traduzido por mútuas indutâncias, inclusive envolvendo o núcleo,

(15, 19 – 22). Essa redistribuição de corrente será tanto mais intensa quanto maior for o campo magnético *H* resultante, ou seja, quanto maior for a corrente total pelo cabo, sendo extremamente significativa para cabos com número ímpar de coroas condutoras. Esses fluxos alternados ainda causam perdas por histerese e correntes parasitas no núcleo. Tais perdas são levadas em conta através da adoção de uma permeabilidade complexa para o núcleo de aço. O resultado final dessa indução magnética é traduzido por um aumento da resistência e da indutância equivalente do cabo. A resistência equivalente será constituída por 3 componentes: resistência dc, incremento devido a distribuição de corrente e incremento devido as perdas magnéticas.
Para o cálculo das perdas no núcleo de aço e da distribuição da corrente nas coroas de fios de alumínio considera-se a mesma queda de tensão por unidade de comprimento para o núcleo e cada uma das coroas. As resistências dc, auto e mútuas indutâncias são calculadas para o núcleo e cada uma das coroas. A corrente total do cabo deve ser igual ao somatório das correntes em cada uma das coroas. Estabelece-se a seguinte equação matricial para o caso de cabo com três coroas condutoras, (15, 19, 20).

$$\begin{aligned}
\dot{\Delta V} &= \dot{I}_1.(R_1 + jX_1) \\
\dot{\Delta V} &= \dot{I}_2.(R_2 + jX_2) \\
\dot{\Delta V} &= \dot{I}_3.(R_3 + jX_3) \\
\dot{\Delta V} &= \dot{I}_a.(R_a + jX_a) \\
\dot{I}_1 + \dot{I}_2 + \dot{I}_3 + \dot{I}_a &= I
\end{aligned} \qquad (6)$$

Nas mesmas referências supra citadas podem ser encontradas as expressões detalhadas para todos os parâmetros elétricos utilizados pelo presente trabalho. A maior dificuldade reside na obtenção de dados sobre a permeabilidade complexa para arames de aço galvanizado. A permeabilidade varia com a temperatura e com a tensão de tração, entretanto, os estudos experimentais limitam-se a temperaturas de 120 C, (20). Na ausência de dados, o presente trabalho assume a permeabilidade para 120 C e tensão de tração de 0 MPa. O gráfico 3 mostra uma aproximação das componentes da permeabilidade real (μ_r) e imaginária (μ_i), ambas relativas.
Vale mencionar que, para intensidades de campo magnético inferiores a 800 A/m as componentes da permeabilidade são pouco sensíveis à temperatura e tração. Quase sempre esse é o caso dos cabos com apenas duas coroas de fios condutores de alumínio. Neste trabalho se faz aproximação linear por trechos das curvas de permeabilidade.

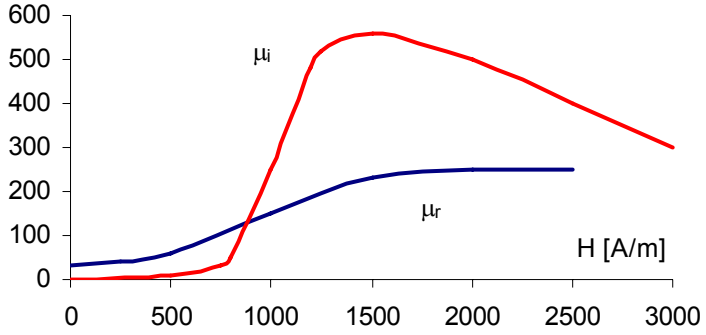

GRÁFICO 3: permeabilidade real e imaginária para alma de aço (19/2,27mm), 120 C, 0 MPa, (20).

O efeito pelicular devido à freqüência de 60 Hz está presente nos fios de alumínio que constituem as coroas do encordoamento, entretanto, em altas temperaturas esse fenômeno pode ser considerado desprezível. Assim, o aumento de impedância dos cabos está associado unicamente às perdas por histerese e correntes parasitas no núcleo de aço e à distribuição da corrente entre as coroas condutoras. A impedância é calculada conforme segue:

$$\dot{Z}_i = \dot{\Delta V} / \dot{I}_i \qquad (7),$$

$$1/\dot{Z}_{eq} = \sum 1/\dot{Z}_i \qquad (8)$$

A variação da resistividade [Ω.m] com a temperatura para os materiais considerados neste trabalho são dadas por:

$$\rho_{aço} = 18{,}15*10^{-8} + 6{,}9*10^{-10}*T + 4{,}05*10^{-13}*T^2 \quad (9)$$

$$\rho_{al_h} = 2{,}63*10^{-8}(1 + 4{,}45*10^{-3}*T + 1{,}8*10^{-6}*T^2) \quad (10)$$

$$\rho_{al_a} = 2{,}55*10^{-8}(1 + 4{,}60*10^{-3}*T + 1{,}8*10^{-6}*T^2) \quad (11)$$

$$\rho_{tal} = 2{,}67*10^{-8}(1 + 4{,}00*10^{-3}*T + 1{,}8*10^{-6}*T^2) \quad (12)$$

3.3 Distribuição de temperatura no interior dos cabos

Se um cabo ACSR fosse considerado como um cilindro maciço a sua condutividade térmica radial efetiva seria cerca de duas ordens de grandeza inferior à do material sólido, ou seja, 1 < *k* < 2 W/m C, (15,23). Isso se deve ao mecanismo extraordinariamente complexo de transferência de calor no interior de cabos encordoados. O fluxo de calor do centro para a superfície se dá por:

- condução direta pela minúscula superfície de efetivo contato entre os fios de coroas adjacentes,
- convecção natural pelos interstícios de ar aprisionado entre as superfícies em contato,
- convecção natural pelas cavidades existentes entre as coroas onde não há contato metálico,
- radiação térmica por essas mesmas cavidades.

Os dois primeiros mecanismos dependem da tensão de compressão radial entre as coroas que, por sua vez, são dependentes da tração longitudinal. A parcela da convecção pelos interstícios é a mais significativa. Á medida que a tração é reduzida ambos os mecanismos diminuem de forma acentuada, (23,24). Em altas temperaturas todo o esforço mecânico suportado pelas coroas de alumínio é transferido para a alma de aço (*knee point*). Portanto, o presente trabalho não leva em consideração esses mecanismos de transferência de calor.

Nas metodologias para temperaturas normais de operação a transferência de calor por radiação térmica através das cavidades é desconsiderada, posto que o gradiente térmico radial é pequeno. Ao contrário, em altas temperaturas o gradiente torna-se elevado, (16). Sendo assim, o presente trabalho considera a convecção natural e a radiação térmica como formas de transferência de calor entre as coroas dos cabos encordoados, estabelecendo coeficientes de transferência de calor para cada uma delas. Essas cavidades tomam a forma de um vão helicoidal que se desenvolve longitudinalmente, tendo as paredes constituídas por arcos circulares convexos, (23,24). A equação utilizada neste trabalho para determinar a diferença de temperatura entre duas coroas adjacentes externa (*i +1*) e interna (*i*) é:

$$T_i - T_{i+1} = \frac{\sum I_i^2 . r_i}{A_v[h_v + \sigma(\frac{\varepsilon}{2-\varepsilon}).(T_i^2 + T_{i+1}^2)(T_i + T_{i+1})]} \quad (13),$$

onde A_v é a área da cavidade entre duas coroas e h_v o coeficiente de convecção para o comprimento médio da cavidade, (23). A equação precisa ser resolvida por iteração e *T* é a temperatura absoluta [K].

3.4 Ampacidade dinâmica

Entende-se por ampacidade dinâmica o regime térmico transitório causado por uma elevação da corrente num curto intervalo de tempo (minutos), geralmente para o atendimento de uma contingência. A metodologia empregada neste trabalho pressupõe que sejam conhecidas a distribuição de temperatura no interior do cabo e as condições de dissipação térmica superficial. Aplica-se o balanço térmico para cada uma das coroas para um intervalo de tempo, o qual é incrementado até que seja atingida a temperatura estabelecida como limite. A equação 14 reproduz a situação para a segunda coroa interna de um cabo com três coroas. São utilizados os mesmos procedimentos aplicados no cálculo da distribuição interna de temperatura para o cálculo da transferência de calor entre as coroas

$$I_2^2 . r_2 + q_{12} = m_2 . c_{p2} . (T_2^{p+1} - T_2^p) / \Delta t + q_{23} \quad (14).$$

4.0 - APLICAÇÃO EXCEL®

Foi desenvolvido um programa em EXCEL® para o cálculo da ampacidade de cabos sob elevadas temperaturas operacionais. A opção pelo EXCEL® se deve ao fato desse aplicativo estar disponível em qualquer microcomputador e ser do conhecimento de qualquer técnico ou engenheiro. Mediante a utilização do VBA – *Visual Basic for Applications* as diversas rotinas de cálculo podem ser implementadas com grande facilidade através de módulos. Os códigos fonte de tais módulos podem ser diretamente acessados com vistas a quaisquer adaptações.

Os dados de entrada e saída são apresentados através das planilhas tradicionais. Os dados de entrada se resumem basicamente à caracterização dos cabos: diâmetro dos fios de aço e de alumínio, diâmetro do núcleo,

diâmetro total, número de coroas, número de fios e passo de cada uma das coroas, etc. Também devem ser fornecidas as condições climáticas: velocidade e direção do vento, temperatura ambiente e radiação solar. Existem os seguintes módulos em VBA, sendo que cada um deles está associado a uma planilha:

a) resfriamento -> cálculo da dissipação térmica para diversas temperaturas do cabo isotérmico,
b) corrente -> cálculo da corrente total do cabo para as temperaturas consideradas no módulo anterior,
c) distribuidor -> cálculo das correntes para cada uma das coroas para dada corrente total,
d) impedância -> cálculo das perdas, cálculo da impedância das coroas e equivalente do cabo,
e) temperatura -> cálculo das temperaturas nas coroas do cabo para dada corrente total,
f) dinâmica -> cálculo da ampacidade dinâmica para elevação de temperatura e corrente desejadas,
g) curto-circuito -> cálculo do tempo suportável para curto-circuito assimétrico desejado.

O módulo "distribuidor" resolve o sistema de equações complexas 6. É construída uma matriz de coeficientes reais (2n x 2n) que retrata a matriz complexa (n x n). A não linearidade do sistema devido à permeabilidade complexa é tratada de forma pseudo-linear e resolvido de maneira iterativa. A partir de uma corrente total estabelecida pelos módulos anteriores (a e b), supõe-se que a corrente seja igualmente distribuída pelos fios das coroas condutoras. Calcula-se o módulo da intensidade de campo magnético *H* e se determinam as permeabilidades real e imaginária. Resolve-se o sistema mediante a técnica de inversão de matrizes através de funções disponíveis no próprio EXCEL®. As novas correntes calculadas servem para a nova iteração, reiniciada pelo cálculo da intensidade de campo magnético. O processo iterativo continua até a convergência.
Todas as propriedades variáveis com a temperatura são calculadas mediante *functions* específicas. È preciso ativar as funções da classe *Engenharia* para execução de operações com números complexos.

5.0 - CONCLUSÃO

No Brasil, os principais tipos de cabos ACSR utilizados em sistemas de subtransmissão aéreos são:
Linnet (336,4 MCM – 26/7), *Grosbeak* (636 MCM – 26/7), *Drake* (795 MCM – 26/7) e *Rail* (954 MCM – 45/7).
A título de mostrar alguns dos resultados que podem ser obtidos pela metodologia desenvolvida, a Tabela 3 apresenta os parâmetros calculados para os cabos *DRAKE* (TACSR/150 C e ACSS/200 C) e *RAIL* (TACSR/150 C e ACSS/200 C) em regime permanente. A ampacidade foi calculada com os seguintes parâmetros determinísticos: $T_{amb.}$ = 40 C; V_{vento} = 1,0 m/s; ε = α = 0,9; radiação solar = 700 W/m^2. A Tabela 3 mostra os valores obtidos das correntes e temperaturas na alma de aço e em cada uma das coroas do encordoamento de alumínio, bem como a resistências dc e ac nas temperaturas consideradas [mΩ/km].

TABELA 3: parâmetros calculados para cabos TACSR e ACSS – *Rail e Drake*

I_c (A)	I_1 (A)	I_2 (A)	I_3 (A)	T_c (C)	T_1 (C)	T_2 (A)	T_3 (A)	R_{dc-T}	R_{ac-T}	R_{ac}/R_{dc}
***RAIL*, TACSR, 150 C => I = 1446 A**										
15,1	253,1	569,9	619,7	165,9	165,5	161,0	150,0	92,3	97,73	1,059
***RAIL*, ACSS, 200 C => I = 1777 A**										
18,5	304,6	715,5	750,3	224,1	223,4	216,7	200,0	103,0	109,56	1,064
***DRAKE*, TACSR, 150 C => I = 1311 A**										
32,4	492,0	788,6	-	160,6	159,7	150,0	-	108,0	108,7	1,007
***DRAKE*, ACSS, 200 C => 1609 A**										
39,4	606,2	965,0	-	215,8	214,4	200,0	-	121,0	121,4	1,003

Os resultados estão coerentes com a literatura, particularmente nos seguintes aspectos:

- cabos com 3 coroas apresentam R_{ac} entre 5% e 7% superior a $R_{dc,}$, para a mesma temperatura,
- cabos com 2 coroas apresentam R_{ac} superior em menos de 1% a R_{dc} para a mesma temperatura,
- a densidade de corrente na coroa intermediária é superior em cerca de 35% em relação a coroa interna e 30% em relação a externa, para cabos com 3 coroas,
- a redistribuição da corrente não é significativa para cabos com 2 coroas,
- o gradiente de temperatura ($T_c - T_s$) é bastante acentuado; 15 C (TACSR) e 25 C (ACSS) para o cabo *RAIL*, e 10 C (TACSR) e 15 C (ACSS) para o cabo *DRAKE*.

Em regime permanente e sob condições determinísticas as perdas térmicas - efeito Joule e magnéticas - são mais acentuadas para os cabos operando em temperaturas mais elevadas. Tomando os cabos ACSS *RAIL e DRAKE* dos exemplos acima, as perdas calculadas foram de 346 W/m (*RAIL*) e 315 W/m (*DRAKE*).
A metodologia desenvolvida permite uma ferramenta plenamente acessível para determinação da ampacidade de cabos HTLS. Os resultados obtidos são considerados bastante satisfatórios. A obtenção da temperatura na alma de aço é importante para cálculo do *sag*. É oportuno relembrar que o módulo de cálculo da distribuição de temperatura é válido apenas para temperaturas acima do *knee point*.

7.0 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRAFICAS

(1) JAKL, F.; JAKL, A. Effect of elevated temperatures on mechanical properties of overhead conductors under steady state and short-circuit conditions. **IEEE Trans. on Power Delivery**, v. 15, n° 1, p. 242 – 246, jan. 2000.
(2) DOUGLASS, D. Maximize use of existing route**. Transmission & Distribution World**, mar. 1, 2002.
(3) DOUGLASS, D.; MOTLIS, Y.; SEPPA, T. O. **IEEE's approach for increasing transmission line ratings in North America**. Disponível em: www.cat-1.com/files/papers/CIGRE/2000 (dez. 2004).
(4) MOTLIS, Y. et al. Limitations of ruling span method for overhead line conductors at high operating temperatures. Report of the IEEE Task Force "Bare Conductor Sag at High Temperature". **IEEE Trans. on Power Delivery**, v. 14, n° 2, p. 549 – 554, apr. 1999.
(5) SEPPA, T. O. Factors influencing the accuracy of high temperature sag calculations. **IEEE Trans. on Power Delivery**, v. 9, n° 2, p. 1079 – 1085, apr. 1994.
(6) PETERSON, A. Jr; HOFFMANN, S. Transmission line conductor design – comes of age. **Transmission & Distribution World**, jun. 1, 2003.
(7) SAKABE, S. et al. Development of extremely low-sag invar reinforced ACSR (XTACIR). **IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems**, v. 100, n° 4, p. 1505 – 1511, apr. 1981.
(8) **HEAT-RESISTANT aluminum alloy**. Technical Newsletter/FURUKAWA, n° 3, oct. 1999.
(9) KIM, B. G. et al. Strain change and creep behavior of STACIR/AW power line with heat exposure. **Materials Science Forum**, vols. 475 – 479 (a ser publicado em 2005). Disponível em: www.ttp.net/0-87849-960-1/1751.htm.
(10) THRASH, F. R. Jr. **ACSS/TW – An improved conductor for upgrading existing lines or new construction**. POWER ENGINEERING SOCIETY SUMMER MEETING, 2001. IEEE. v. 1, p. 182 – 185.
(11) **TransPowr**™, www.generalcable.com
(12) KOTAKA, S. et al. **Applications of Gap-type small-sag conductors for overhead transmission lines**. Sumimoto Electric USA: www.sumimotoelectricusa.com.
(13) IEEE. Std. 738: **IEEE Standard for calculating the current-temperature relationship of bare overhead conductors**. 1993
(14) SCHMIDT, N. P. Comparison between IEEE and CIGRÈ ampacity standards. **IEEE Trans. on Power Delivery**, v. 14, n° 4, p. 1555-1562, oct. 1999.
(15) MORGAN, V. **Thermal Behaviour of Electrical Conductors – steady, dynamic and fault current ratings**. Somerset: Research Studies Press, 1991, 741 p.
(16) CHEN, S. L et al. High-temperature ampacity model for overhead conductors. **IEEE Trans. on Power Delivery**, v. 17, n° 4, p. 1136 – 1141, oct. 2002.
(17) SEPPA, T. O. A practical approach for increasing the thermal capabilities of transmission line. **IEEE Trans. on Power Delivery**, v. 8, n° 3, p. 1536 – 1550, jul. 1993.
(18) **HOT conductors and black conductors**. www.wiretec.de.
(19) BARRETT, S. et al. A new model of ac resistance in ACSR conductors. **IEEE Trans. on Power Systems**, v.1, n° 2, p. 198 – 208, apr. 1986.
(20) MORGAN, V.; ZHANG, B.; FINDLAY, R. D. Effects of temperature and tensile stress on the magnetic properties of steel-core from an ACSR conductor. **IEEE Trans. on Power Delivery**, v. 11, n° 4, p. 1907 – 1913, oct. 1996.
(21) MORGAN, V.; ZHANG, B.; FINDLAY, R. D. Effect of magnetic induction in steel-cored conductor on current distribution, resistance and power loss. **IEEE Trans. on Power Delivery**, v. 12, n° 3, p. 1229 – 1308, jul. 1997.
(22) MORGAN, V. Effects of alternating and direct current, power frequency, temperature, and tension on the electrical parameters of ACSR conductors. **IEEE Trans. on Power Delivery**, v. 18, n° 3, p. 859 – 866, jul. 2003.
(23) MORGAN, V. The radial temperature distribution and effective radial thermal conductivity in bare solid and stranded conductors". **IEEE Trans. on Power Delivery,** v.5 , n° 3, p.1443 – 1452, jul. 1990.
(24) MORGAN, V. Effects of axial tension and reduced air pressure on the radial thermal conductivity of a stranded conductor. **IEEE Trans. on Power Delivery**, v. 8, n° 2, p. 553 – 558, apr. 1993.