

ERNESTO JOÃO ROBBA



ALGUNS ASPECTOS DO DIMENSIONAMENTO DE
CONDUTORES EM FUNÇÃO DA TEMPERATURA

Tese apresentada para Concurso
de provimento da Cátedra nº 43
"GERAÇÃO, TRANSMISSÃO E DIS-
TRIBUIÇÃO DA ENERGIA ELÉTRICA".

Março de 1967

621.315.2 : 621.3.017.71

R 532 a

Calor - perda de energia

536.2 - Calor - Transmissão

A meus falecidos pais

A minha esposa

PREFÁCIO

O aumento exagerado que se tem verificado no preço de condutores para instalações elétricas isolados com composto termo-plástico de polivinil e a existência de inúmeras instalações em funcionamento executadas em desacordo com as Normas Técnicas, no que tangem a bitola dos condutores, nos sugerem a possibilidade de um melhor aproveitamento dos condutores, pela revisão dos critérios e valores limites empregados em seu dimensionamento.

Para tanto é imprescindível que se possa determinar com razoável precisão a temperatura de funcionamento do condutor nas mais diversas condições de trabalho, isto é, o primeiro problema a ser resolvido é um problema de transmissão de calor, razão pela qual no primeiro capítulo nos ocupamos em rever, suscintamente, as leis gerais que a regem e procuramos aplicá-las ao problema em tela.

O passo seguinte é o de se determinar equações que permitam calcular a temperatura do regime e, conforme o caso, analisar o problema do transitório de aquecimento. Sob este aspecto a questão pode ser encaminhada por vários processos; isto é, pode-se pretender resolvê-la por via puramente matemática. Em casos particulares este encaminhamento é viável levando-nos a equações que são aplicáveis praticamente, porém, no caso geral a solução é das mais complexas cuja aplicabilidade é restrita exigindo na maioria dos casos o auxílio de computador. Outra alternativa seria a de se proceder por via puramente experimental - colhendo dados e tabelando-os.

Evidentemente, esta solução não é das melhores, pois, exigirá um número tal de tabelas, curvas e ábacos que a tornam inexcusável. Optamos por um processo intermediário, isto é, formulação matemática combinada com determinações experimentais obtendo-se um número limitado de curvas que permitem a dedução do valor de regime na grande maioria dos casos. No segundo capítulo nos ocupamos deste estudo, sendo que relegamos ao terceiro as determinações e verificações experimentais.

Devemos salientar que para a aplicação correta das fórmulas e curvas deduzidas é imprescindível o perfeito conhecimento das constantes elétricas, térmicas e construtivas do condutor utilizado, e, infelizmente, estes dados não são correntes

mente fornecidos pelos fabricantes de condutores e, das determinações feitas, resultou patente a existência de disparidade de valores obtidos com amostras de diversas procedências. Deve-se notar que este problema não é um problema específico de nosso país, pois, conforme Stineman e McIntyre - "Calculations of steady-state and transients ratings of electric wire (Op. cit.):

"These tests were necessary since wire manufacturers do not have this information and thus could not supply it. Manufacturers, historically, have been concerned only with wire insulation electrical characteristics and the ability of the insulation to retain these characteristics within certain temperature or other ambient limits".

No quarto capítulo nos ocupamos de uma rápida análise comparativa da economicidade do emprego de condutores de alumínio e estudamos algumas aplicações do dimensionamento de condutores em função da temperatura de regime.

Nosso trabalho não pretende solucionar o problema, mas, tão somente localizá-lo e indicar os caminhos que parecem ser os mais promissores no sentido de otimizar-se a utilização de condutores. De quanto concluímos, a fim de se poder solucionar corretamente o problema deve-se conhecer a função que liga a temperatura do condutor com sua vida e isto exige um trabalho comparativo de laboratório que tomará anos, constituindo-se num programa de pesquisas a longo prazo para uma equipe.

.....

AGRADECIMENTOS

Desejamos exprimir nossos agradecimentos às pessoas abaixo que tornaram possível a realização do nosso trabalho. -

- Ao Eng. Ivo A. Tarassi pela colaboração prestada na realização dos ensaios.
- A KAISER ALUMINIO DO BRASIL, LTDA. pelo fornecimento de amostras de condutores de alumínio isolados com composto termo-plástico.
- A Srta. Idalva Vieira pelo eficiente trabalho de datilografia e supervisão da impressão.
- Ao Sr. José Pires Serrano Filho pela colaboração nos trabalhos fotográficos.
- Ao Sr. Geraldo Cunha Britto pelos trabalhos de impressão.
- Ao Departamento de Eletricidade da E.P.U.S.P. e a todos os colegas.

I_n_d_i_c_e

pag.

CAPÍTULO I - Equações gerais da transmissão de calor.

1.	Transmissão de calor por condução.	I-1
1.1.	Introdução.	I-1
1.2.	Condutividade térmica.	I-1
1.3.	Equação geral da condução.	I-3
2.	Transmissão de calor por convecção .	I-5
2.1.	Introdução.	I-5
2.2.	Aplicação do princípio da semelhança à convecção.	I-7
2.3.	Convecção natural para sólidos cilíndricos ao ar.	I-10
3.	Transmissão de calor por irradiação.	I-11
3.1.	Introdução.	I-11
3.2.	Transferência de calor por irradiação para corpos cinza.	I-14
4.	Transmissão de calor por irradiação e convecção.	I-16

CAPÍTULO II - Equações Teóricas de Aquecimento de Condutores.

1.	Condutores de cobre nū.	II-1
1.1.	Introdução.	II-1
1.2.	Condutor cuja resistência é invariável com a temperatura.	II-1
1.2.1.	Equação de aquecimento.	II-1
1.2.2.	Valores numéricos.	II-4
1.3.1.	Condutor com $r = f(\theta)$ e $K = \text{constante}$.	II-7
1.3.2.	Valores numéricos.	II-7
1.4.	Condutor com K variável e r constante.	II-8
1.4.1.	Lei de variação de K genérica.	II-8
1.4.2.	Variação linear de K .	II-9
1.5.	Condutor com r e K variáveis com θ .	II-12

	pag.
2.~ Condutor isolado com material termo-plástico	II-16
2.1. Introdução.	II-16
2.2. Determinação da temperatura do regime.	II-17
2.3. Determinação do transitório de aquecimento.	II-19
3. Condutor em eletroduto ao ar.	II-19
3.1. Introdução.	II-19
3.2. Determinação do calor transmitido por convecção pelo eletroduto.	II-20
3.3. Determinação do calor transmitido pelo eletroduto.	II-21
3.4. Determinação da temperatura na superfície interna do eletroduto.	II-21
3.5. Cálculo de θ_2 .	II-22
3.6. Cálculo da temperatura do condutor.	II-22

CAPÍTULO III - Determinações Experimentais.

1. Equipamento utilizado.	III-1
1.1. Introdução.	III-1
1.2. Fonte de corrente ajustável.	III-1
1.3. Dispositivo para medir a temperatura externa do condutor.	III-3
1.3.1. Introdução.	III-3
1.3.2. Ponte para medida de resistência.	III-4
1.4. Registro das curvas de aquecimento.	III-6
1.5. Cuidados especiais no levantamento das curvas.	III-7
2. Determinações experimentais com condutores de cobre nua.	III-9
2.1. Curvas de aquecimento.	III-9
2.2. Conclusões.	III-13
3. Condutor isolado com composto termo-plástico polivinílico.	III-13

CAPÍTULO IV - Critérios para o dimensionamento de condutores.

1.	Introdução.	IV-1
2.	Estudo comparativo entre condutores de alumínio e cobre.	IV-2
2,1.	Critério de mesma resistência.	IV-2
2,2.	Critério de mesma elevação de temperatura.	IV-5
2,3.	Critério da redução da corrente.	IV-9
3.	Dimensionamento dos condutores.	IV-10
3,1.	Introdução.	IV-10
3,2.	Determinação da temperatura de regime.	IV-11
3,2,a.	Condutores com ciclo de trabalho descontínuo.	IV-14
3,3.	Dimensionamento de alimentadores.	IV-15
3,4	Utilização de condutores de bitola inferior inferior aos mínimos normalizados.	IV-17
3,5.	Linhos com condutores de seção variável.	

CAPÍTULO V - Conclusões e tópicos para ulterior desenvolvimento.

1.	Cálculo teórico da temperatura de regime.	V-1
2.	Equipamento para a determinação da temperatura do condutor.	V-1
2,a.	Comparação entre condutores de cobre e alumínio.	V-2
3.	Dimensionamento de condutores em função do ciclo de carga.	V-2
4.	Emprego de condutores de bitola A.W.G, 16.	V-3
5.	Dimensionamento de alimentadores.	V-3
6.	Correntes máximas admissíveis e envelhecimento de condutores.	V-4

BIBLIOGRAFIA.

.....
.....

--Capítulo I--

Equações Gerais da transmissão de calor1.- Transmissão de calor por condução:1.1.- Introdução:

Mantendo-se aquecida uma parte de um sólido que estava a temperatura ambiente verificaremos, nos instantes iniciais, que a temperatura no seu interior variará de ponto a ponto e em cada ponto no tempo. Após intervalo de tempo suficientemente longo verificaremos que a temperatura em cada ponto se mantém constante e que a temperatura difere nas várias partes do sólido, isto é, haverá um fluxo de calor das partes mais quentes para as mais frias. A essa transferência de calor dá-se o nome de "transmissão de calor por condução" dizendo-se que o sólido atingiu o "regime térmico" quando a temperatura de cada ponto for independente do tempo, isto é, é variável de ponto a ponto, porém, constante no tempo em cada ponto. Designamos por "transitório de aquecimento" ou "transitório térmico" aquele período do aquecimento do corpo durante o qual a temperatura de cada ponto é variável com o tempo.

Nos itens subsequentes estudaremos as leis que regem a transmissão de calor por condução e sua formulação matemática.

1.2.- Condutividade térmica:

Pode-se dizer que a teoria da transmissão de calor por condução baseia-se na hipótese que é sugerida pela seguinte experiência:

Seja dada uma placa metálica, de espessura d , limitada por dois planos paralelos de dimensões tais que a distância das extremidades da placa a qualquer ponto central possa ser considerada infinitamente grande e com os dois planos mantidos a temperaturas constantes \mathcal{T}_0 e \mathcal{T}_1 ($\mathcal{T}_0 > \mathcal{T}_1$) de valores tais a não alterar o estado físico do sólido. Consideremos a parte do sólido limitada por um cilindro imaginário de seção reta S , com o eixo normal à superfície da placa e situado em sua parte central. Determinando-se, em regime, a quantidade de calor Q_1 que flui através da superfície do cilindro considerado no intervalo de tempo t e variando-se a natureza do metal de que é constituida a placa verificar-se-á que essa quantidade de calor é diretamente proporcional

nal à diferença entre as temperaturas das duas superfícies, isto é:

$$Q = \frac{k(\mathcal{T}_0 - \mathcal{T}_1)St}{d} \quad (1.1)$$

onde k é uma constante chamada "condutividade térmica" do corpo e seu valor é variável com a natureza da substância que o constitue.

Salientamos que a rigor, para uma mesma substância, o valor de k é variável com a temperatura, porém, para um salto térmico pequeno k pode ser considerado constante. Com boa aproximação poderemos considerar que k varia linearmente com a temperatura, isto é:

$$k = k' (1 + \beta \mathcal{T}) \quad (1.2)$$

Em tudo quanto segue adotaremos o sistema de unidades - M.K.S. medindo-se a energia térmica em Joules ou em Watts-Segundo.

Da (1.1) tiramos:

$$k = \frac{Qd}{(\mathcal{T}_0 - \mathcal{T}_1) St}$$

logo, a condutividade térmica será expressa em

$$\text{Watts} \times {}^{\circ}\text{C}^{-1} \times \text{m}^{-1}$$

A lei fundamental da transmissão de calor por condução, fixada experimentalmente, num caso particular, pode ser generalizada inicialmente para superfícies isotérmicas e posteriormente para o fluxo de calor através de uma superfície qualquer.

De fato, seja um sólido homogêneo e isotrópico com uma distribuição de temperaturas da por:

$$\mathcal{T} = f(x, y, z, t)$$

Imaginemos o sólido dividido, no instante t , pelo conjunto de superfícies isotérmicas; como é óbvio, o calor está fluindo em cada ponto, das superfícies de temperatura maior para as de menor na direção da normal à superfície no ponto considerado. Pode-se generalizar a (1.1) admitindo-se a hipótese fundamental de que a razão na qual o calor flui através de uma superfície isotérmica, por unidade de área e de tempo é dada por:

$$-k \frac{\partial \zeta}{\partial n} \quad (1.3)$$

em que n representa a direção da normal à superfície isotérmica no ponto considerado, orientada no sentido das temperaturas decrescentes.

Admitindo-se um elemento de área dS que está sobre a superfície isotérmica e que contém o ponto considerado a quantidade de calor que a atravessa no intervalo de tempo dt é dada por:

$$dQ = -k \frac{\partial \zeta}{\partial n} dS dt \quad (1.4)$$

Matematicamente pode-se demonstrar (Cfr. Carslaw, op.cit.) que a (1.4) continua válida independentemente de qualquer consideração quanto à superfícies isotérmicas; isto é, a (1.4) é válida para qualquer ponto do sólido.

1.3.- Equação geral da condução:

Suponhamos um sólido homogêneo e isotrópico aquecido por um processo qualquer até a temperatura de regime. Admitimos, ainda, que a partir do instante $t=0$ seja retirada a fonte de calor e se deixe o corpo resfriar naturalmente. A temperatura, ζ , no ponto $P(x, y, z)$ será uma função contínua de x, y, z e t , assim como o serão os coeficientes da diferencial primeira de ζ .

Admitamos ainda tomar sobre o sólido um paralelepípedo com centro no ponto P e cujas arestas são paralelas aos eixos do sistema de coordenadas e de comprimentos $2dx$, $2dy$ e $2dz$, respectivamente, nas direções dos eixos Ox , Oy e Oz . Sejam ainda $ABCD$ e $A'B'C'D'$ as faces do paralelepípedo normais à direção do eixo Ox e sejam:

$$f_x = -\frac{\partial \zeta}{\partial x} \quad f_y = -\frac{\partial \zeta}{\partial y} \quad f_z = -\frac{\partial \zeta}{\partial z}$$

as razões de fluxo de calor, no ponto P , na direção de Ox , Oy e Oz , respectivamente.

Nessas hipóteses a quantidade de calor que penetra no paralelepípedo através da superfície $ABCD$ é dada por:

$$4dydz(f_x - \frac{\partial f_x}{\partial x} dx)$$

A quantidade de calor que sai do paralelepípedo pela superfície A'B'C'D' é dada por:

$$4dydz(f_x + \frac{\partial f_x}{\partial x} dx)$$

consequentemente a razão de ganho de calor do paralelepípedo pelas faces consideradas é dada por:

$$- 8dxdydz \frac{\partial f_x}{\partial x}$$

Analogamente, para as outras faces resultará:

$$- 8dxdydz \frac{\partial f_y}{\partial y} \quad \text{e} \quad - 8dxdydz \frac{\partial f_z}{\partial z}$$

Por outro lado a razão na qual o elemento de volume está ganhando calor é dada por:

$$8dxdydzc \gamma \frac{\partial \mathcal{E}}{\partial t}$$

em que c e γ representam, respectivamente o calor e a massa específica da substância de que é feito o sólido.

Logo, deverá ser:

$$8dxdydzc \gamma \frac{\partial \mathcal{E}}{\partial t} = - 8dxdydz \left(\frac{\partial f_x}{\partial x} + \frac{\partial f_y}{\partial y} + \frac{\partial f_z}{\partial z} \right)$$

onde

$$c \gamma \frac{\partial \mathcal{E}}{\partial t} + \frac{\partial f_x}{\partial x} + \frac{\partial f_y}{\partial y} + \frac{\partial f_z}{\partial z} = 0$$

substituindo os valores de f_x , f_y e f_z , resulta:

$$\frac{\partial \mathcal{E}}{\partial t} = \frac{k}{c \gamma} \left(\frac{\partial^2 \mathcal{E}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \mathcal{E}}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \mathcal{E}}{\partial z^2} \right) = \frac{k}{c \gamma} \nabla^2 \mathcal{E} \quad (1.5)$$

que exprime a "equação da condução".

Na hipótese de existir no interior do corpo fonte de calor que fornece no intervalo de tempo dt , por unidade de volume, a quantidade de calor Adt a (1.5) torna-se:

$$\frac{\partial \mathcal{E}}{\partial t} = \frac{k}{c \gamma} \left(\frac{\partial^2 \mathcal{E}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \mathcal{E}}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \mathcal{E}}{\partial z^2} \right) + A \quad (1.6)$$

2.- Transmissão de calor por convecção:2.1.- Introdução:

Define-se "convecção" como sendo a transferência de calor entre uma superfície e o fluido no qual ela está imersa; poder-se-ia mesmo dizer que se trata de condução de calor num fluido cujas partículas estão em movimento. Mistur-se faz distinguir a convecção natural da forçada, isto é, na primeira o movimento das partículas é devido exclusivamente a forças gravitacionais oriundas da diferença de massa específica que existe entre as partículas aquecidas e as frias. Na segunda o movimento do fluido é causado por forças independentes da temperatura das partículas, tal como, por exemplo, diferença de pressão imposta externamente.

Devido ao grande número de variáveis envolvidas as determinações teóricas ou experimentais pertinentes à transmissão de calor por convecção são sobremodo complexas, optando-se, na maioria dos casos, pela aplicação da teoria da semelhança, isto é, correlacionam-se as variáveis entre si de modo a se terem "grupos" ou "números" adimensionais que constituirão agora, em número muito reduzido, as variáveis do problema.

A formação desses grupos adimensionais pode ser feita intuitivamente, a partir dos princípios físicos que regem o fenômeno ou pela análise dimensional das variáveis envolvidas. Exemplificando (Cfr. Fishenden and Saunders op.cit.) suponhamos um sólido em repouso imerso numa corrente de um fluido viscoso, de velocidade v , massa específica γ , e viscosidade μ e que nos proponhamos determinar a distribuição de velocidades do fluido nas imediações do sólido. Ora, a priori, podemos prever que aquela distribuição dependerá de: v , γ , μ e l , em que l é uma qualquer das dimensões do sólido cuja forma está fixada. Assim, conhecendo-se l estarão determinadas todas as dimensões do sólido. Além disso, posterior consideração física sugere que ação da viscosidade implica na diminuição da velocidade das partículas do fluido quando passam pelo sólido; isto é, as forças oriundas da viscosidade do fluido destruirão certa quantidade de movimento por unidade de tempo. Ora, se alterarmos na mesma proporção a quantidade de movimento das partículas de fluido que chegam e as forças devidas à viscosidade a distribuição de velocidades permanecerá inalterada; portanto, a relação entre

essas duas grandezas deverá ser uma constante adimensional. Sendo a primeira proporcional a γv^2 , por unidade de área, e a segunda a $\mu v l / u$, por unidade de área, a relação entre ambas, $\gamma v l / \mu u$, deverá permitir a determinação da distribuição de velocidades. Salientamos que aquela relação exprime o bem conhecido "número de Reynolds" e quaisquer sejam os valores de v , l , γ e μ , a distribuição de velocidades será a mesma desde que o número de Reynolds seja constante. A vantagem do método é óbvia, pois o estudo de um número muito grande de casos reduz-se ao de um único.

O processo apresentado para se agruparem as variáveis exige o perfeito conhecimento dos fenômenos físicos envolvidos - ao passo que no processo baseado na análise dimensional, que focalizaremos a seguir, pressupõem-se exclusivamente o conhecimento das variáveis que intervirão no fenômeno. Nesse método, fixam-se as dimensões fundamentais, comprimento, massa e tempo, admite-se que a proposição à qual se quer chegar dependa do produto das variáveis elevadas às potências incógnitas x_i ($i = 1, 2, \dots$). Os valores dos x_i serão determinados lembrando que todo o grupo deverá ser adimensional em cada grandeza fundamental. No exemplo precedente podemos admitir que a distribuição de velocidades dependa do grupo:

$$v^{x_1} l^{x_2} \gamma^{x_3} \mu^{x_4}$$

e sendo dimensionalmente:

$$|v| = \frac{|L|}{|T|} = |L| |T|^{-1}$$

$$|l| = |L|$$

$$|\gamma| = \frac{|M|}{|L|^3} = |M| |L|^{-3}$$

$$|\mu| = \frac{|M|}{|L| |T|} = |M| |L|^{-1} |T|^{-1}$$

resulta

$$|v^{x_1} l^{x_2} \gamma^{x_3} \mu^{x_4}| = |L|^{x_1} |T|^{-x_1} |L|^{x_2} |M|^{x_3} |L|^{-3x_3} |M|^{x_4} |L|^{-x_4} |T|^{-x_4} =$$

$$= |L|^{(x_1+x_2-3x_3-x_4)} |M|^{(x_3+x_4)} |T|^{(-x_1-x_4)} = |L|^0 |M|^0 |T|^0$$

Logo:

$$x_1 + x_2 - 3x_3 - x_4 = 0$$

$$x_3 + x_4 = 0$$

$$-x_1 - x_4 = 0$$

isto é, temos um sistema de três equações a quatro incógnitas que poderá ser resolvido em função de uma das incógnitas. Resolvendo-se em termos de x_3 resulta:

$$x_1 = x_2 = x_3 \quad \text{e} \quad x_4 = -x_3$$

logo o grupo adimensional pode ser expresso:

$$(v \gamma l/u)^{x_3}$$

A expressão entre parêntesis exprime o número de Reynolds.

Salientamos que este método reduzindo-se simplesmente à resolução de um sistema de equações algébricas não nos pode dar outras informações físicas que aquelas que introduzimos inicialmente.

2.2.- Aplicação do princípio da semelhança à convecção:

Consideremos inicialmente o problema geral da convecção, incluindo-se os casos de convecção natural e forçada. Seja H a quantidade de calor transferida pela superfície aquecida por unidade de tempo e de área; suponhamos que H dependa de:

v - velocidade imposta externamente ao fluido

l - dimensão linear da superfície

θ - diferença entre a temperatura da superfície e do sólido

u - viscosidade do fluido

k - condutividade térmica do fluido

γ - massa específica do fluido

c - calor específico do fluido a pressão constante

β - produto do coeficiente de expansão térmica (β) do fluido pela aceleração da gravidade .

Adotando-se como grandezas fundamentais o comprimento, L , a massa, M , o tempo, T , a temperatura, θ , e o calor, Q , e supondo-se que H seja proporcional a:

$$v^{x_1} l^{x_2} \theta^{x_3} u^{x_4} k^{x_5} \gamma^{x_6} c^{x_7} (\beta g)^{x_8}$$

e sendo,

$$|H| = \frac{|Q|}{|L|^2 |T|} = |Q| |L|^{-2} |T|^{-1}$$

$$|v^{x_1}| = |v|^{x_1} = \frac{|L|^{x_1}}{|T|^{x_1}} = |L|^{x_1} |T|^{x_1}$$

$$|\ell^{x_2}| = |\ell|^{x_2} = |L|^{x_2}$$

$$|\theta^{x_3}| = |\theta|^{x_3} = |\mathcal{G}|^{x_3}$$

$$|u^{x_4}| = |u|^{x_4} = |M|^{x_4} |L|^{-x_4} |T|^{-x_4}$$

$$|k^{x_5}| = |k|^{x_5} = |Q|^{x_5} |\mathcal{G}|^{-x_5} |T|^{-x_5} |L|^{x_5}$$

$$|\gamma^{x_6}| = |\gamma|^{x_6} = |M|^{x_6} |L|^{-3x_6}$$

$$|c^{x_7}| = |c|^{x_7} = |Q|^{x_7} |\mathcal{G}|^{-x_7} |M|^{-x_7}$$

$$|(\beta g)^{x_8}| = |(\beta g)|^{x_8} = |L|^{x_8} |T|^{-2x_8} |\mathcal{G}|^{-8}$$

deverá ser:

$$|Q| |L|^{-2} |T|^{-1} = |L|^{(x_1+x_2-x_4-x_5-3x_6+x_8)} |M|^{(x_4+x_6-x_7)}$$

$$|T|^{(-x_1-x_4-x_5-2x_8)} |\mathcal{G}|^{(x_3-x_5-x_7-x_8)} |Q|^{x_5+x_7}$$

logo:

$$x_1+x_2-x_4-x_5-3x_6+x_8 = 1$$

$$x_4+x_6-x_7 = 0$$

$$-x_1-x_4-x_5-2x_8 = -1$$

$$x_3-x_5-x_7-x_8 = 0$$

$$x_5+x_7 = 1$$

resolvendo-se em função de x_1 , x_7 e x_8 resulta:

$$\begin{aligned}
 x_5 &= 1 - x_7 \\
 x_3 &= 1 + x_8 \\
 x_4 &= -x_1 + x_7 - 2x_8 \\
 x_6 &= x_1 + 2x_8 \\
 x_2 &= -1 + x_1 + 3x_8
 \end{aligned}$$

logo, H é proporcional a:

$$\frac{k\theta}{l} \left(\frac{v\ell}{u} \right)^{x_1} \left(\frac{cu}{k} \right)^{x_7} \left(\frac{\beta g \ell^3 \gamma^2}{u^2} \right)^{x_8} \quad (2.1)$$

e, sendo x_1, x_7 e x_8 incógnitas podemos concluir apenas que $Hl/k\theta$ é proporcional ao produto de $v\ell l/u$, cu/k e $\beta g \ell^3 \gamma^2/u^2$. Esses grupos adimensionais são conhecidos, respectivamente, por "número de Nusselt", Nu , "número de Reynolds", Re , "número de Prandtl", Pr , e "número de Grashof", Gr .

Nestas condições em qualquer caso de estudo de transmissão de calor por convecção o número de Nusselt, que será considerado como variável dependente, é proporcional ao produto dos números de Reynolds, Prandtl e Grashof, que serão considerados como variáveis independentes. A constante de proporcionalidade e as incógnitas x_i não podem ser determinadas pela análise dimensional, sendo-o, geralmente, por processo experimental.

No caso de convecção em gases o número de Prandtl, que exprime exclusivamente propriedades específicas do fluido, é aproximadamente constante, para todos os gases numa gama de temperaturas bastante extensa; podendo, pois, ser considerado como uma constante de modo que as variáveis independentes reduzem-se, tão somente, aos números de Reynolds e Prandtl.

No caso de convecção natural a velocidade imposta externamente ao fluido anula-se, logo, nas equações gerais é suficiente fazer-se $x_1 = 0$ com a consequente eliminação do número de Reynolds. O problema que estudaremos em capítulo subsequente é o da convecção natural em que o fluido é o ar, a pressão atmosférica, logo, nossa variável independente será tão somente o número de Grashof.

2.3.- Convecção natural para sólidos cilíndricos ao ar:

De determinações experimentais a relação existente entre Nu e $(GrPr)$ é dada pela curva da Fig.2.1 que se aplica igualmente bem a cilindros de diâmetro pequeno (não maior de 5cm) na posição horizontal ou vertical imersos no ar e em líquidos (Fishenden e Saunders, Op.Cit.). Como nos ocuparemos tão-somente de cilindros de pequeno diâmetro imersos no ar e com diferenças de temperatura entre o condutor e o ambiente não superiores a $100^{\circ}C$, analisaremos inicialmente o que ocorre com a quantidade de calor dissipada para determinado valor do diâmetro. Para tanto, substituiremos nos números de Grashof e de Prandtl os valores numéricos das várias constantes do ar; assim, para o ar a $25^{\circ}C$ temos:

$$\begin{aligned} c &= 10^{-3} \text{ J} \times \text{Kg}^{-1} \times {}^{\circ}\text{C}^{-1} \\ u &= 0,184 \times 10^{-4} \text{ Kg} \times \text{m}^{-1} \times \text{seg}^{-1} \\ k &= 0,0256 \text{ J} \times \text{m}^{-1} \times \text{seg}^{-1} \times {}^{\circ}\text{C}^{-1} \\ \gamma \beta &= 1/298 \text{ }^{\circ}\text{K}^{-1} \\ g &= 9,8 \text{ m/seg}^{-2} \\ \rho &= 1,20 \text{ }^{\circ}\text{K}^{-1} \text{ Kg} \times \text{m}^{-3} \end{aligned}$$

resultando:

$$GrPr = \frac{c \beta g \theta^2}{ku} d^3 \theta = 0,1005 \times 10^9 d^3 \theta \quad (3.1)$$

ou ainda:

$$GrPr = 0,1005 (10^3 d)^3 \theta$$

Note-se que para a diferença de temperatura, θ , variável na faixa de 1 a 100 teremos variações no valor de $\log(GrPr)$ de duas unidades, podendo-se, com erro sensível, linearizar a função que liga $\log Nu$ com $\log(GrPr)$, isto é, poderemos, nesse intervalo de temperaturas, exprimir

$$\log Nu = A \log 0,1005 + 3 \log d \times 10^3 + B \log \theta \quad (3.2)$$

em que A e B são constantes determinadas a partir dos valores de $\log Nu$ obtidos substituindo-se a θ na expressão de $\log(GrPr)$ os valores 1 e 100.

Por outro lado sendo:

$$\log Nu = \log \frac{Hd}{k\theta}$$

resulta

$$\log \frac{H}{\Theta} = A |\log 0,1005 + 3 \log d \times 10^{-3}| - \log d + \log k + \log \Theta \quad (2.3)$$

mas,

$$\frac{H}{\Theta} = K_{\text{conv}} \quad (\text{W} \times \text{°C}^{-1} \times \text{m}^{-1})$$

que designaremos por coeficiente de convecção, e fazendo-se ainda:

$$A |\log 0,1005 + 3 \log d \times 10^{-3}| - \log d + \log k = \bar{A} \quad \text{---}$$

teremos:

$$\log K_{\text{conv}} = \bar{A} + B \log \Theta \quad (2.4)$$

Além disso, a quantidade de calor disperdida pelo condutor, por convecção, será dada, para um metro de comprimento, por:

$$\log Q = \log H \tilde{\prod} d = \bar{A} + \log \tilde{\prod} + \log d + (1+B) \log \Theta$$

que pode ser expressa por:

$$\log Q = \bar{A}^1 + B^1 \log \Theta \quad (2.5)$$

em que

$$\bar{A}^1 = \bar{A} + \log \tilde{\prod} + \log d$$

$$B^1 = 1 + B$$

Na tabela 2.1 estão apresentados os valores das constantes que aparecem nas equações (2.4) e (2.5) e na figura 2.3 essas curvas estão representadas em papel di-logarítmico, para fios de cobre nu e com isolação termo-plástica imersos no ar.

Essas curvas serão determinadas experimentalmente e os resultados serão discutidos em capítulo subsequente.

3.--- Transmissão de calor por irradiação:

3.1.--- Introdução:

Toda a matéria emite constantemente energia radiante sendo que a quantidade de energia emitida num determinado intervalo de tempo é função da natureza e da temperatura da substância em tela. Contrariamente aos casos anteriores, neste, a transmissão de calor se faz independentemente do meio. A energia radiante emitida encontrando em sua propagação uma superfície qualquer será em parte absorvida, em parte reflectida e em parte atra-

I - 12

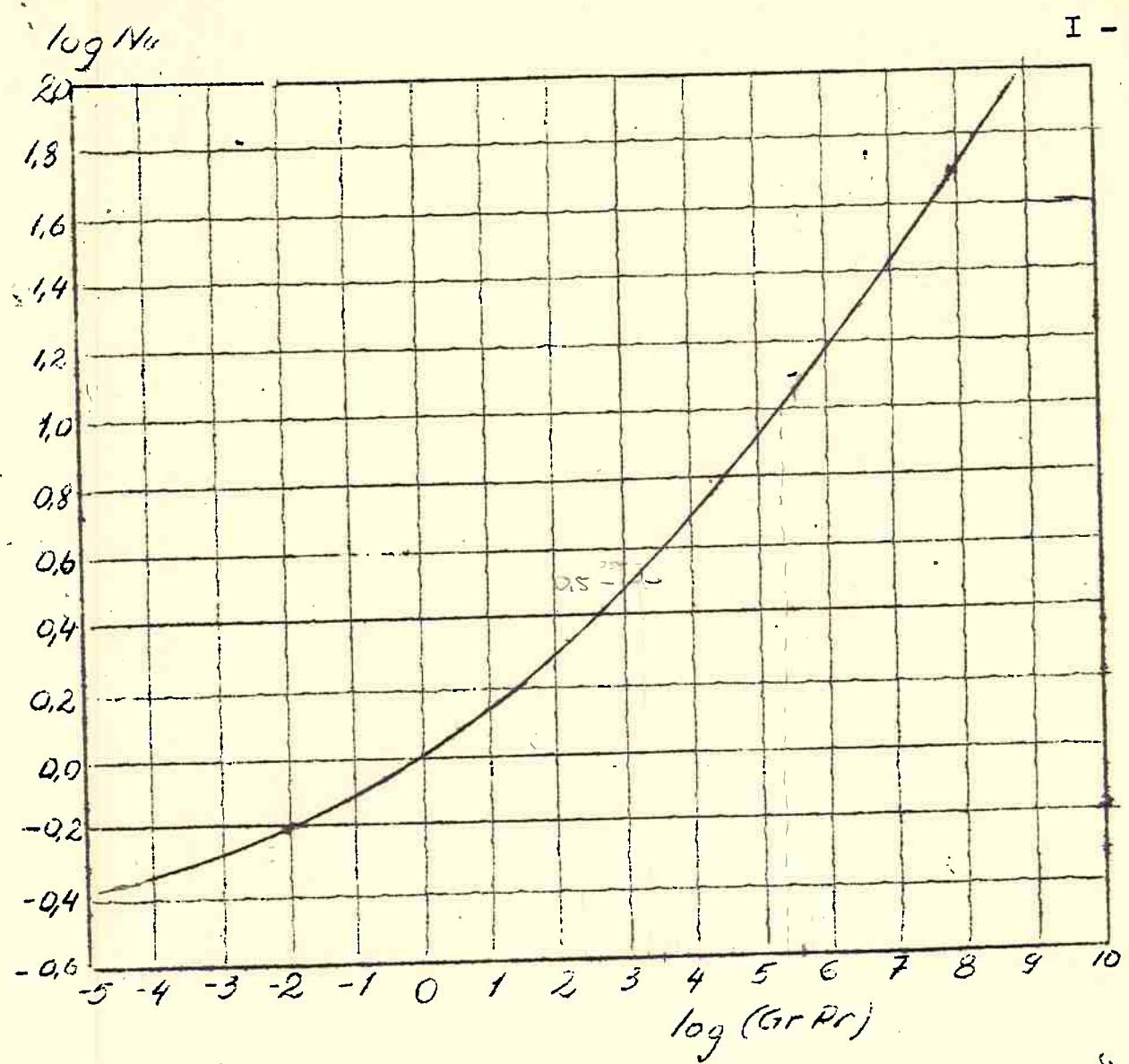


fig. 2.1

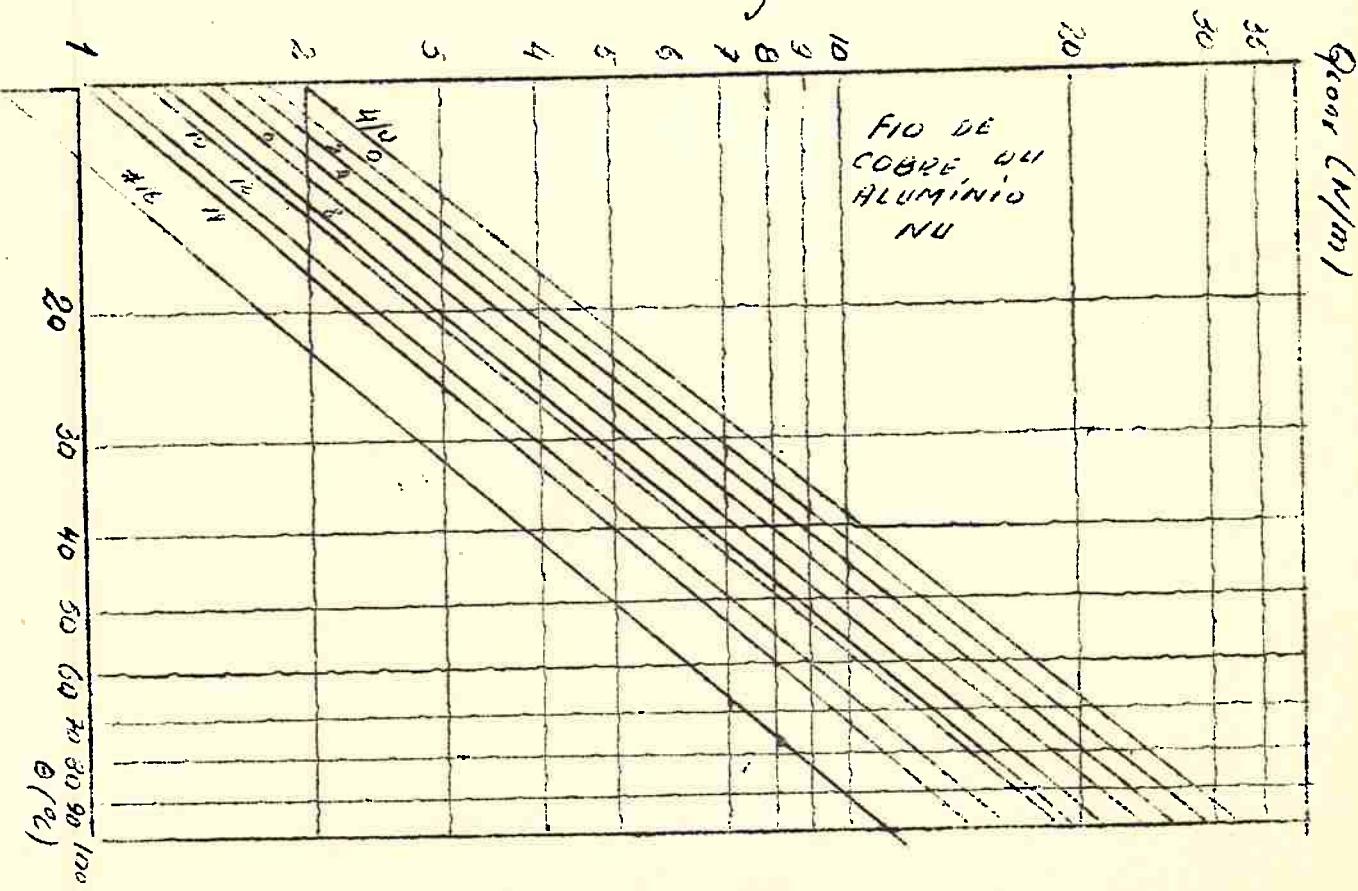
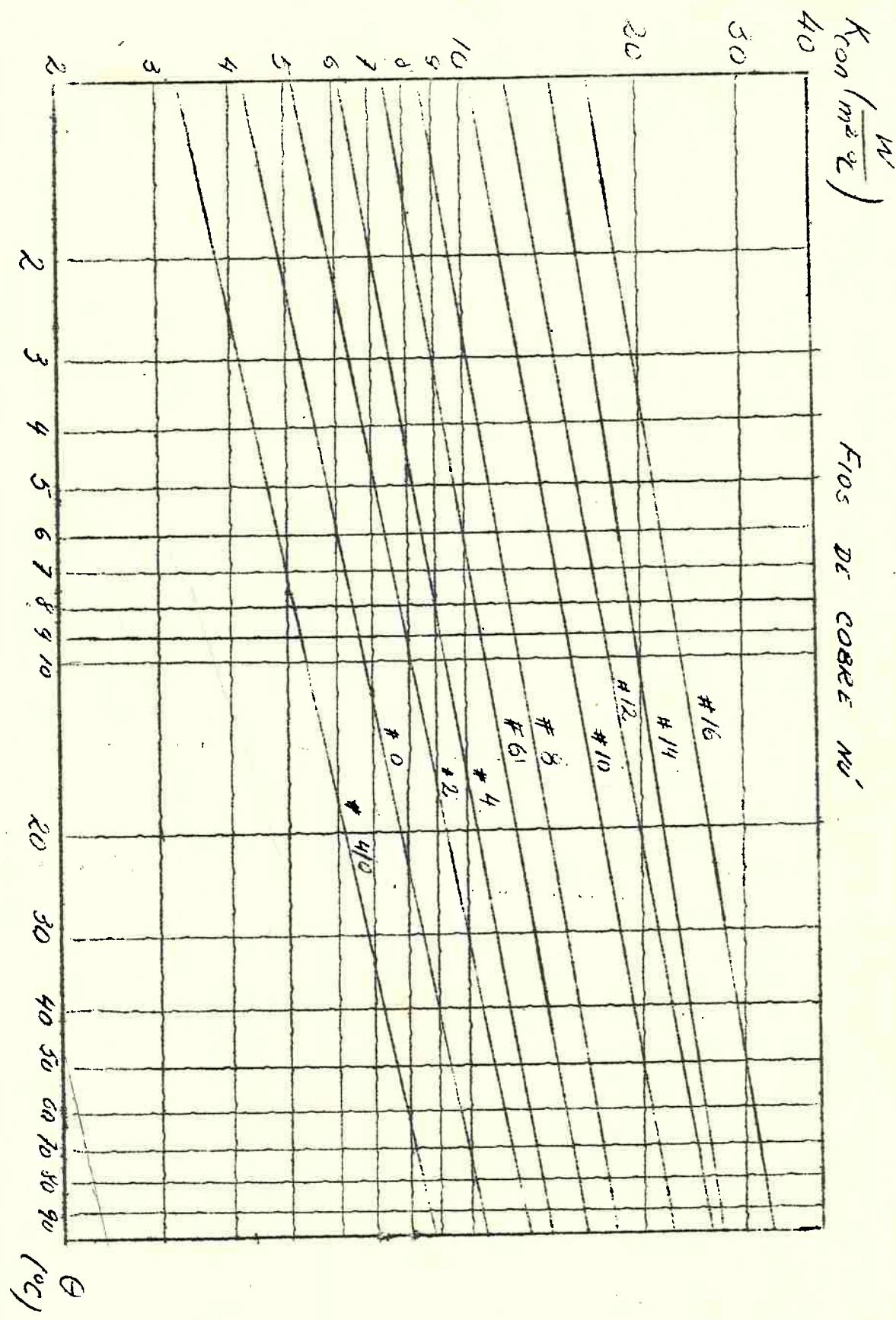


fig. 2.1

I - 12A



sará a superfície. Designando-se por a , r e t , respectivamente, a porcentagem de energia absorvida, refletida e transmitida, entendendo-se por transmitida àquela energia que atravessou o sólido considerado, teremos obviamente:

$$a + r + t = 1 \quad , \quad (3.1)$$

Em se tratando de sólido de espessura muito grande ou opaco para o comprimento de onda da radiação que está sendo considerada anular-se-á a porcentagem de energia transmitida ($t=0$), logo a (3.1) torna-se:

$$a + r = 1 \quad (3.2)$$

Designa-se por "corpo negro" aquele corpo que absorve integralmente todas as radiações que incidam sobre ele quaisquer que sejam seus comprimentos de onda e suas direções. Isto é, é um corpo em que para toda e qualquer frequência temos:

$$a = 1 \quad e \quad r = t = 0$$

Por outro lado é um fato incontestável que quanto maior for a absorvidade de um corpo tanto maior será sua emissividade; assim, o corpo negro emite, por termo-irradiação, para uma dada temperatura, em todos os comprimentos de onda o máximo possível de energia radiante. Por essas razões toma-se o corpo negro como padrão com o qual a absorvidade e a emissividade das demais substâncias são comparadas. Assim a emissividade de qualquer superfície em qualquer comprimento de onda é definida como sendo a relação entre a energia radiante por ela emitida com aquela que é emitida, no mesmo comprimento de onda, pelo corpo negro à mesma temperatura. Nos problemas em que nos ocuparemos interessar-nos-á a soma da energia radiante emitida em todos os comprimentos de onda e o termo emissividade será entendido como sendo a relação entre a energia total irradiada pela superfície em todos os comprimentos de onda com aquela emitida pelo corpo negro em igualdade de condições.

Pela lei de Stefan-Boltzmann a energia total irradiada pelo corpo negro em todos os comprimentos de onda é diretamente proporcional à quarta potência de sua temperatura absoluta, isto é:

$$H = 5,74 \times 10^{-8} T^4 \quad \text{W/m}^2 \quad (3.2)$$

3.2.- Transferência de calor por radiação para corpos cinza:

Por simplicidade na formulação admitiremos um corpo cinza a temperatura T_1 °K cuja emissividade, E_1 , é constante em qualquer temperatura e com qualquer comprimento de onda, imerso num meio que consideraremos como um corpo negro, isto é, que não reflete a radiação emitida pelo corpo cinza. Nestas condições, pela lei de Stefan-Boltzmann a emissão do corpo cinza é dada por:

$$H_1 = 5,74 \times 10^{-8} T_1^4$$

Por outro lado o corpo cinza recebe e absorve do meio:

$$H_2 = 5,74 \times 10^{-8} T_2^4$$

portanto, a transferência total de calor do corpo cinza para o ambiente é dada por:

$$H = H_1 - H_2 = 5,74 \times 10^{-8} (T_1^4 - T_2^4) \quad (3.3)$$

A (3.3) é aplicável também quando o meio não for cinza, porém, desde que as dimensões do corpo cinza sejam suficientemente pequenas de modo que seja desprecível, face a radiação do meio, a parcela que é por ele emitida e após ser refletida pelo meio, volta a sobre ele incidir.

No caso de cilindros concêntricos, de superfícies cinzas, pode-se demonstrar na hipótese de reflexão difusa na superfície interna do cilindro externo que, por unidade de área, a potência irradiada pelo cilindro menor é dada por:

$$H = 5,74 \times 10^{-8} \frac{\frac{E_1 E_2}{r_1}}{E_2 + E_1(1-E_2) \frac{r_1}{r_2}} (T_1^4 - T_2^4) \text{ W/m}^2 \quad (3.4)$$

em que:

r_1 - raio externo do cilindro menor

r_2 - raio interno do cilindro maior

E_1 - emissividade da superfície externa do cilindro menor

E_2 - emissividade da superfície interna do cilindro maior

A fim de obtermos fórmulas análogas aos casos anteriores determinaremos a seguir a quantidade de calor transferida do corpo cinza ao meio por grau centígrado de diferença de temperatura entre ambos, isto é,

$$H = 5,74 \times 10^{-8} (T_1^4 - T_2^4) E = 5,74 \times 10^{-8} (T_1 - T_2)(T_1 + T_2)(T_1^2 + T_2^2) E$$

mas,

$$T_1 - T_2 = \Theta$$

logo:

$$\frac{H}{\Theta} = 5,74 \times 10^{-8} (T_1^3 + T_1^2 T_2 + T_1 T_2^2 + T_2^3) E = k_{\text{irrad.}} E \quad (3.5)$$

sendo:

$$T_1 = \Theta + T_2$$

resulta,

$$k_{\text{irrad.}} = 5,74 \times 10^{-8} E (\Theta^3 + 4T_2\Theta^2 + 6T_2\Theta + 4T_2^3)$$

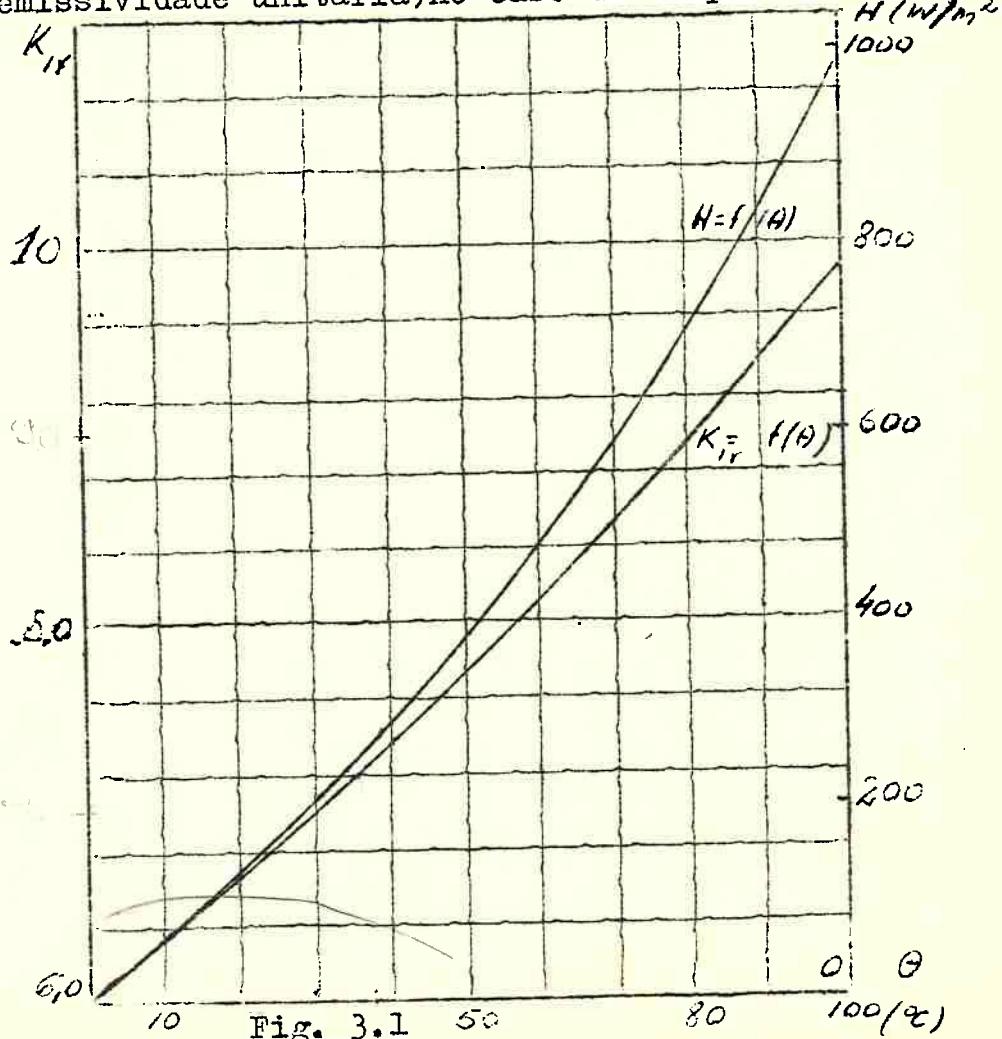
Na hipótese da diferença de temperatura entre o corpo aquecido e o ambiente ser pequena podemos fazer:

$$T_1 \approx T_2$$

e a (3.5) torna-se:

$$\frac{H}{\Theta} = 22,96 \times 10^{-8} T_2^3 E$$

Na figura 3.1 apresentamos a curva $k_{\text{irrad.}} = f(\Theta)$ para o corpo negro (emissividade unitária) no caso da temperatura do meio ser 25°C. K_{ir}



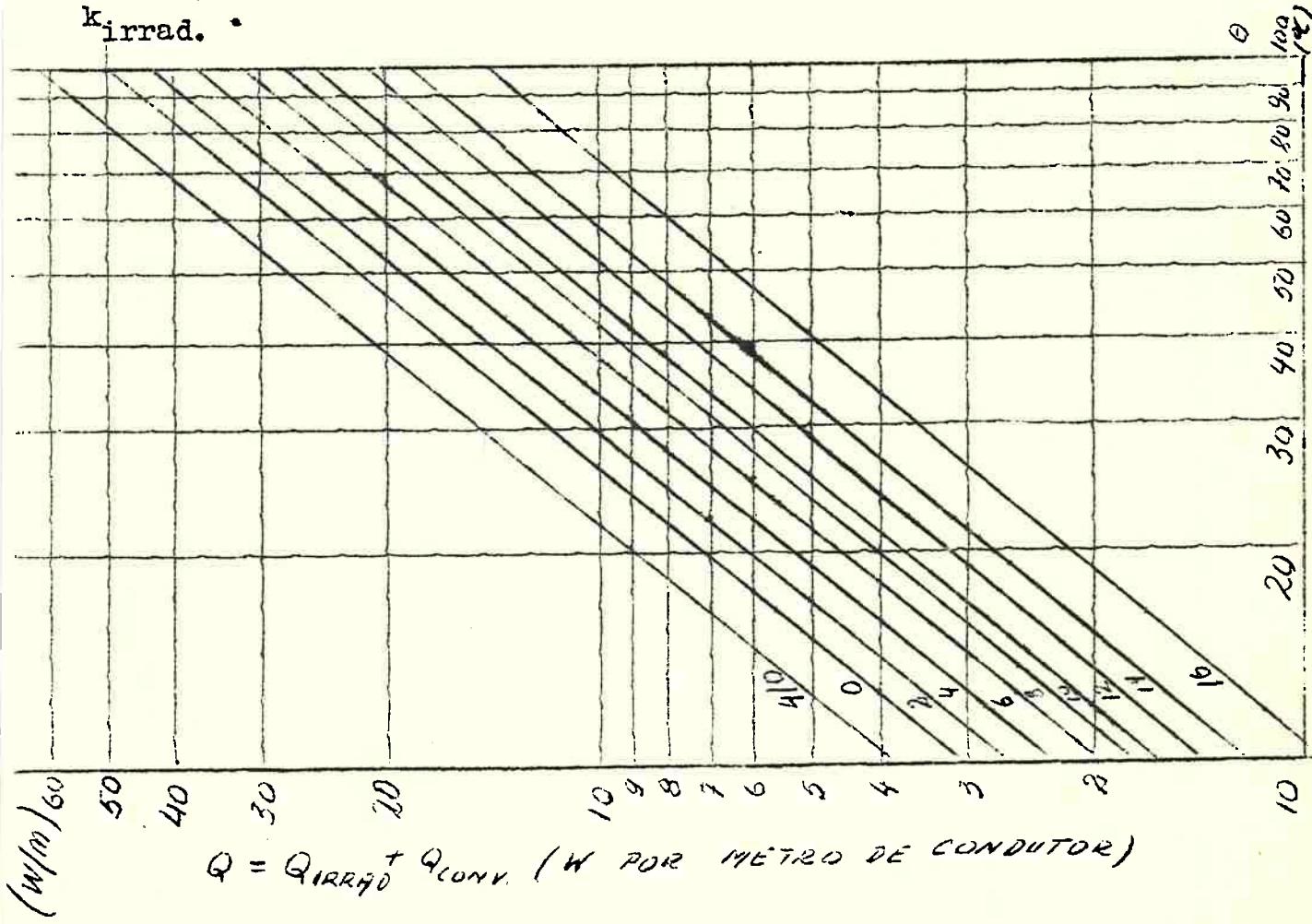
4.- Transmissão de calor por irradiação e convecção:

No caso de se ter um corpo aquecido imerso num meio gasoso teremos transferência de calor do corpo para o meio pelos processos de convecção e irradiação simultaneamente. Evidentemente a quantidade total de calor cedida ao meio é dada por:

$$Q = H_{ir}S + H_{conv}S = (K_{conv} + K_{irrad}) \cdot \Theta S = KS \Theta$$

em que, K , que designaremos por coeficiente de transmissão de calor, é no caso geral, conforme já vimos, função da diferença de temperatura Θ .

Em alguns casos particulares, admitiremos durante o transitório de aquecimento, que o coeficiente de transmissão de calor é constante e independente da temperatura; isto é, adotaremos seu valor médio para o intervalo de temperatura considerado ($\Theta = 0$ a $\Theta = \Theta_{regime}$). Em outros casos consideraremos variação linear do coeficiente de transmissão de calor com a diferença de temperatura, linearizando-se as expressões de k_{NV} e k_{irrad} .



Capítulo IIEquações Teóricas de Aquecimento de Condutores1.- Condutores de cobre nú:1.1.- Introdução:

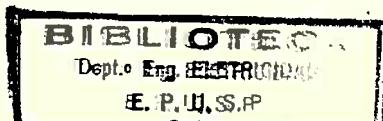
Neste item estudaremos as equações que regem o transitório térmico de aquecimento ou resfriamento de um condutor cilíndrico de cobre ou de alumínio ao ar.

Dividiremos o problema em várias etapas e admitiremos hipóteses simplificadoras; isto é, estudaremos inicialmente o caso bem conhecido de aquecimento de um condutor cuja resistência é constante e cujo coeficiente de transmissão de calor sejam constantes. Posteriormente levaremos em conta a variação da resistência com a temperatura e finalmente estudaremos o caso mais geral que é o da variação da resistência e do coeficiente de transmissão de calor. Quanto às hipóteses simplificativas, adotaremos as seguintes:

- a) A corrente se distribui uniformemente em todo o condutor, ou seja, desprezaremos o efeito pelicular. Esta hipótese é perfeitamente admissível de vez que na frequência de 60 Hz o efeito pelicular principia a se fazer sentir para bitolas acima de 4/0.
- b) Quer em regime, quer durante o transitório térmico admitiremos que a temperatura em todos os pontos do condutor é a mesma, em outras palavras, a distribuição de temperatura no interior do condutor é uniforme.
- c) Mesmo operando em corrente alternada não levaremos em conta a variação da intensidade da corrente no tempo de vez que as constantes térmicas de tempo são da ordem de minutos; ou seja, em todas as equações de aquecimento trabalharemos tão somente com o valor eficaz da corrente.

1.2.- Condutor cuja resistência é invariável com a temperatura:1.2.1.- Equação de aquecimento:

Durante o transitório de aquecimento a quantidade de calor armazenada pelo condutor deverá igualar a diferença entre a produzida por efeito Joule e a disperdida, isto é:



$$rI^2dt - KS\theta dt = cmd\theta \quad (1.1)$$

onde:

- r - resistência ôhmica do condutor
- I - intensidade de corrente que o percorre em valor eficaz
- K - coeficiente de transmissão de calor
- ρ - superfície do condutor
- c - calor específico do material de que é feito o condutor
- m - massa do condutor
- $\theta = f(t)$ diferença de temperatura entre o condutor e o ambiente.

Obviamente, quando atingirmos a condição de regime a diferença de temperatura entre o condutor e o ambiente, θ_r , manter-se-á constante, logo, anular-se-á o segundo membro da (1.2) e a temperatura de regime será dada por:

$$\theta_r = \frac{rI^2}{KS} \quad (1.2)$$

Sendo h , d e ρ o comprimento, o diâmetro e a resistividade do condutor, respectivamente, resulta:

$$\theta_r = \frac{\frac{4h\rho}{\pi d^2} I^2}{K \pi dh} = \frac{4\rho}{K \pi^2 d^3} I^2 \quad (1.3)$$

Designando-se por δ a densidade de corrente teremos

$$\theta_r = \frac{\rho d}{4K} \delta^2$$

ou ainda:

$$\delta = \sqrt{\frac{4K\theta_r}{\rho}} \cdot \frac{1}{d} \quad (1.4)$$

que nos permite determinar para cada valor do diâmetro e da temperatura de regime o valor da densidade de corrente máxima.

Para a determinação da função $\theta(t)$ observamos que a (1.1) pode ser posta na forma:

$$\frac{rI^2}{cm} e^{-\frac{KS}{cm} t} = \frac{KS}{cm} e^{-\frac{KS}{cm} t} \theta + e^{-\frac{KS}{cm} t} \frac{d\theta}{dt} =$$

$$= \frac{d}{dt} \left[e^{-\frac{KS}{cm} t} \theta \right]$$

a qual integrada nos dá:

$$\frac{rI^2}{KS} e^{-\frac{KS}{cm} t} = e^{-\frac{KS}{cm} t} \theta + C$$

em que C é uma constante de integração que será determinada a partir das condições iniciais. De fato, admitindo-se que a circulação de corrente pelo condutor teve início no instante $t=0$ e que nesse instante a diferença de temperatura entre o condutor e o ambiente seja θ_0 , resulta, lembrando ainda a (1.2):

$$\theta_r = \theta_0 + C$$

ou

$$C = \theta_r - \theta_0$$

donde:

$$\theta = \theta_r \left(1 - e^{-\frac{t}{T}} \right) + \theta_0 e^{-\frac{t}{T}} \quad (1.5)$$

em que, T , que é designado por "constante térmica do aquecimento", é dado por:

$$T = \frac{cm}{KS} = \frac{c \gamma \frac{\pi d^2}{4} h}{K \pi d h} = \frac{c \gamma d}{4K} \quad (1.6)$$

sendo γ a massa específica do material de que é feito o condutor.

Em particular, admitindo-se $\theta_0 = 0$ a (1.5) torna-se:

$$\theta = \theta_r \left(1 - e^{-\frac{t}{T}} \right) \quad (1.6)$$

1.2.2.- Valores numéricos:

Como na dedução das equações supra admitimos K e independentes da temperatura adotaremos para ambos o seu valor médio na faixa de diferenças de temperaturas de 1 a 100°C. Por outro lado conforme já vimos no capítulo anterior o valor de K_{con} é variável com o diâmetro do condutor, logo, adotaremos para cada diâmetro um valor. Assim das curvas das figuras 2.2. e 3.1 do cap. I tiramos, os valores da tabela 1.1 que estão representados na fig. 1.1.

Bitola A.W.G.	d (mm)	K_{conv} (W/m ² x °C)	$K_{\text{irr.}}$ (W/m ² x °C)	$K_{\text{médio}}$ (W/m ² x °C)
16	1,29	26,75	7,56	34,31
14	1,63	20,85	7,56	28,41
12	2,05	19,00	7,56	26,56
10	2,59	16,55	7,56	24,11
8	3,26	13,35	7,56	20,91
6	4,11	11,70	7,56	19,26
4	5,19	10,10	7,56	17,66
2	6,54	8,95	7,56	16,51
0	8,25	7,65	7,56	15,21
4/0	11,68	6,05	7,56	13,61

Tabela 1.1

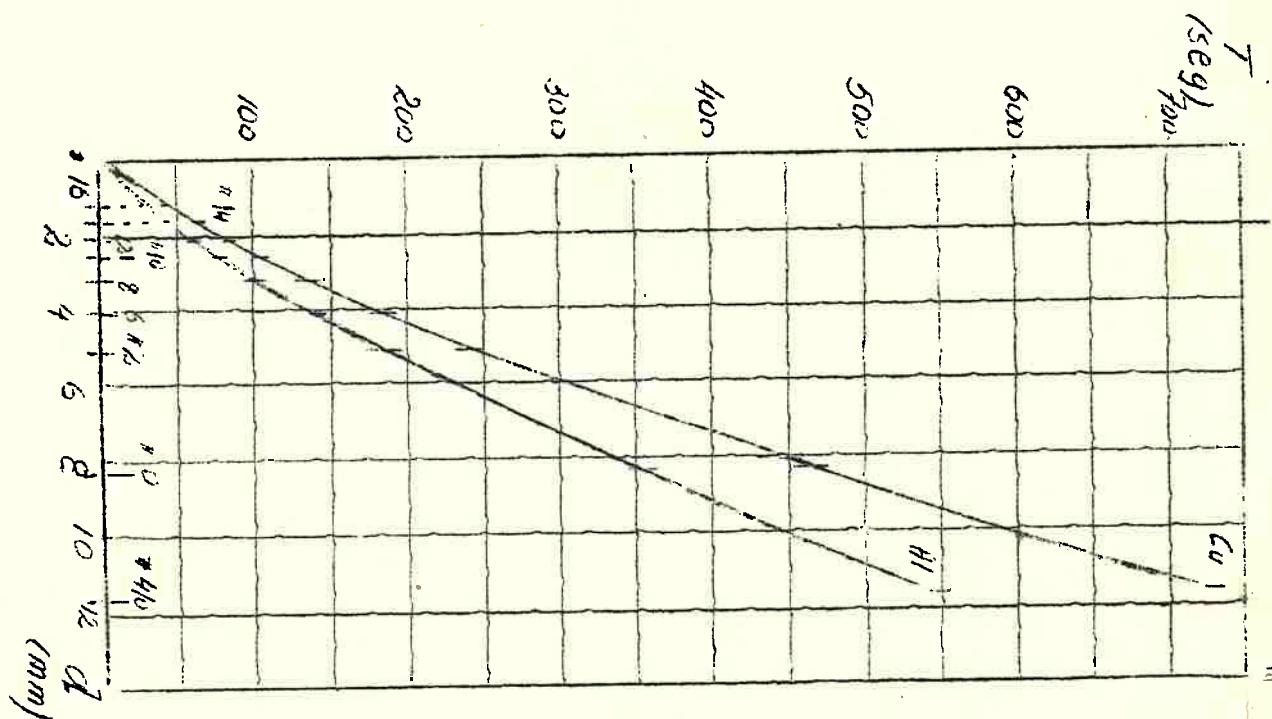
Por outro lado, admitindo-se temperatura ambiente de 25°C a do condutor variará entre 25 e 125°C, resultando para a resistividade o valor médio da tabela 1.2., onde estão apresentados, também, os valores médios da massa e do calor específico.

	Cobre	Alumínio
Resistividade (ohms/m)	$20,6 \times 10^9$	$33,7 \times 10^9$
Massa específica (Kg/m ³)	8.890	2.700
Calor específico (J/kg. °C)	383,3	941,7

Tabela 1.2

Substituindo êsses valores na (1.4) e na (1.6) determinamos as curvas que nos dão:

- Temperatura máxima do condutor em função da densidade de corrente paramétricas no diâmetro do condutor - (Fig.1.2).
- Densidade de corrente em função do diâmetro paramétricas na temperatura do condutor (Fig.1.3).
- Constante de tempo em função do diâmetro do condutor - (Fig.1.4) .



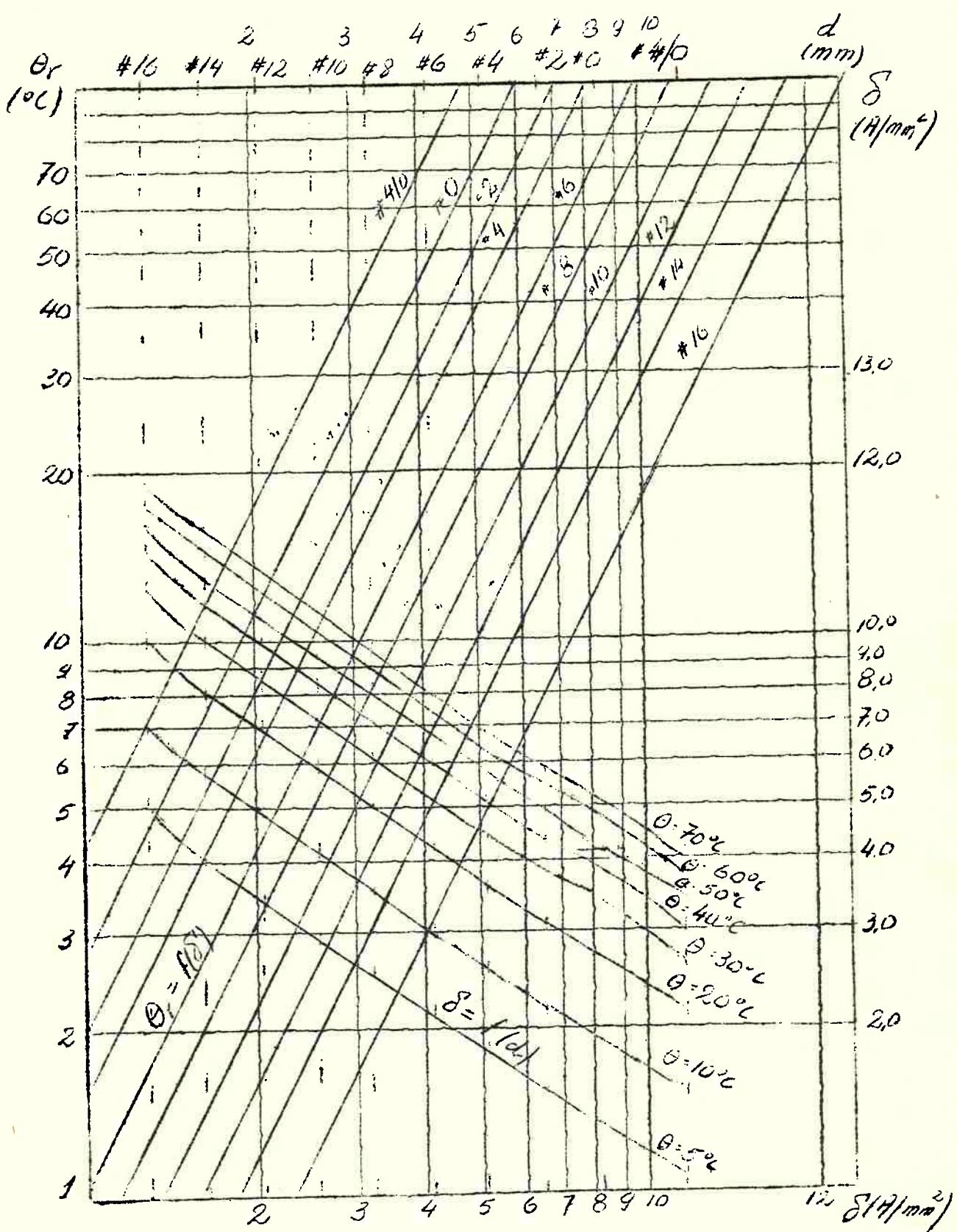


Figura 1.2

e

Figura 1.3

1.3.1- Condutor com $r = f(\theta)$ e $K = \text{constante}$:

Nesse caso a equação diferencial que rege o transitório térmico passa a ser:

$$r(1 + \alpha \theta) I^2 = KS \theta + cm \frac{d\theta}{dt} \quad (1.7)$$

em que:

r - resistência do condutor à temperatura ambiente (25°C)

α - coeficiente de variação da resistência para a temperatura ambiente.

A (1.7) pode ser posta na forma:

$$r I^2 = (KS - \alpha r I^2) \theta + cm \frac{d\theta}{dt}$$

que, pode ser integrada com procedimento análogo ao do item anterior resultando:

$$\theta = \theta_r \left(1 - e^{-\frac{t}{T}}\right) + \theta_o e^{-\frac{t}{T}} \quad (1.8)$$

em que:

$$\theta_r = \frac{r I^2}{KS - \alpha r I^2} = \frac{\rho_d \delta^2}{4K - \alpha \rho \delta^2 d} \quad (1.9)$$

$$T = \frac{cm}{KS - r I^2} = \frac{c \delta}{\pi d (4K - \alpha \rho \delta^2 d)} \quad (1.10)$$

1.3.2.- Valores numéricos:

Procedendo-se como no caso precedente, porém, tomando-se:

A) Alumínio :

$$\rho = 28,0 \times 10^{-9} \text{ ohm/m} \quad \alpha = 0,0039 \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$$

B) Cobre:

$$\rho = 17,5 \times 10^{-9} \text{ ohm/m} \quad \alpha = 0,0038 \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$$

construimos as curvas das figuras 1.5, 1.6, e 1.7.

Da comparação das curvas das fig. 1.5, 1.6 e 1.7 com as das fig. 1.2, 1.3, e 1.4, respectivamente, notamos diferenças da ordem de 10% para densidades de corrente até 10 A/mm^2 e um aumento sensível nessa diferença à medida que a densidade de corrente aumenta.

1.4.- Condutor com K variável e r constante:

1.4.1.- Lei de variação de K genérica:

Admitindo-se, de modo geral, que o coeficiente de transmissão de calor seja dado por:

$$K = K' f(\theta) \quad (1.11)$$

em que K' representa o coeficiente de transmissão de calor para o condutor à temperatura ambiente e que $f(\theta)$ de grau n .

A equação diferencial que rege o transitório é dada por:

$$rI^2 = K' S \theta f(\theta) + cm \frac{d\theta}{dt} \quad (1.12)$$

Analogamente aos casos anteriores, a temperatura de regime será obtida da equação:

$$\theta f(\theta) = \frac{rI^2}{K' S} \quad (1.13)$$

Para a integração da (1.12) observamos que fisicamente é equivalente resolver-se a equação de resfriamento ($I^2 r = 0$) impondo como condição inicial que a temperatura do condutor, ao se iniciar o resfriamento, seja a de regime para a intensidade de corrente I . A curva de aquecimento será obtida pela diferença entre a temperatura de regime e a instantânea de resfriamento. Essas hipóteses foram amplamente confirmadas pelos resultados experimentais obtidos.

Designaremos por θ o valor da diferença de temperatura no instante t do resfriamento. Obviamente, sendo θ o valor da diferença de temperatura no instante t do aquecimento, será:

$$\theta_r = \theta + \bar{\theta}$$

Nessas condições a (1.11) torna-se:

$$- K' S \bar{\theta} f(\bar{\theta}) = \text{cm} \frac{d\bar{\theta}}{dt}$$

ou seja:

$$- \int_0^t \frac{K' S}{\text{cm}} dt = \int_{\theta_r}^{\bar{\theta}} \frac{d\bar{\theta}}{\bar{\theta} f(\bar{\theta})}$$

logo:

$$- \frac{K' S}{\text{cm}} t = \int_{\theta_r}^{\bar{\theta}} \frac{d\bar{\theta}}{\bar{\theta} f(\bar{\theta})} \quad (1.14)$$

Das curvas do capítulo precedente temos:

$$K_{\text{conv}} = A \cdot \theta^B$$

$$K_{\text{irrad}} = 5,74 \times 10^{-8} E(\theta^3 + 4T_2\theta^2 + 6T_2^2\theta + 4T_2^3)$$

logo será:

$$K = K_{\text{conv}} + K_{\text{irrad}} = A \theta^B + 5,74 \times 10^{-8} E(\theta^3 + 4T_2\theta^2 + 6T_2^2\theta + 4T_2^3)$$

Substituindo-se o valor de K, acima, na (1.14) e perfazendo-se a integração obtemos a curva de resfriamento. Salientamos que é mais fácil proceder-se a integração gráfica da (1.14), o que é possível de vez que conhecemos as curvas de $K_{\text{irrad}}(\theta)$ e $K_{\text{conv}}(\theta)$.

1.4.2. - Variação linear de K:

Admitindo-se que o coeficiente de transmissão de calor varie linearmente com a temperatura, isto é:

$$K = K' (1 + \theta \cdot F)$$

o que é válido para intervalos pequenos de diferença de temperatura, teremos:

$$K' S \sqrt{\theta_r^2 + K' S \theta_r} - I^2 r = 0$$

ou

$$\zeta \theta_r^2 + \theta_r - \frac{I^2 r}{K' S} = 0$$

onde

$$\theta_r = \frac{-1 \pm \sqrt{1 + 4 \zeta \frac{I^2 r}{K' S}}}{2 \zeta}$$

note-se que sendo

$$4 \zeta \frac{I^2 r}{K' S} > 0$$

resulta

$$\sqrt{1 + 4 \zeta \frac{I^2 r}{K' S}} > 1$$

portanto, teremos duas soluções: uma com θ_r positivo e a outra com θ_r negativo. Esta solução representa o caso de resfriamento do condutor (temperatura menor da ambiente) e não nos interessa. Portanto, a temperatura de regime é dada por:

$$\theta_r = \frac{\sqrt{1 + 4 \zeta \frac{I^2 r}{K' S}} - 1}{2 \zeta} \quad (1.15)$$

ou ainda:

$$\theta_r = \frac{2}{\sqrt{1 + 4 \zeta \frac{I^2 r}{K' S}} + 1} \cdot \frac{I^2 r}{K' S} = A \theta'_r \quad (1.16)$$

em que :

$$A = \frac{2}{\sqrt{1 + 4 \zeta \frac{I^2 r}{K' S}} + 1} \quad (1.17)$$

$$\theta'_r = \frac{I^2 r}{K' S} \quad (1.18)$$

Note-se que a (1.17) é adimensional e exprime coeficiente de correção da dif. temp. A (1.18) exprime a diferença de temperatura de regime que o condutor atingiria se o coeficiente de transmissão de calor fosse constante e igual a K' . Poderíamos linearizar a curva $K(\theta)$ por trechos e determinar em cada intervalo os valores de $\bar{\theta}$ e K' exprimindo-se gráficamente a (1.17) em função da potência dissipada no condutor; obtendo-se assim curvas de coeficientes de correção da diferença de temperatura. Deixamos de fazê-lo de vez que em item subsequente analizaremos método mais expediente para a determinação da temperatura de regime.

Da (1.14) determinamos:

$$-\frac{K'S}{cm} t = \int_{\theta_r}^{\theta} \frac{d\theta}{(1+\bar{\theta}) \theta} = \ln \frac{\theta}{1+\bar{\theta}} \cdot \frac{1+\bar{\theta} \theta_r}{\theta_r}$$

isto é:

$$\frac{\theta}{1+\bar{\theta}} \cdot \frac{1+\bar{\theta} \theta_r}{\theta_r} = e^{-\frac{K'S}{cm} t}$$

onde

$$\theta = \theta_r e^{-\frac{K'S}{cm} t} \cdot \frac{1}{1+\bar{\theta} \theta_r (1 - e^{-\frac{K'S}{cm} t})} \quad (1.19)$$

fazendo-se:

$$\frac{cm}{K'S} = T'$$

resulta:

$$\theta = \theta_r e^{-\frac{t}{T'}} \cdot \frac{1}{1+\bar{\theta} \theta_r (1 - e^{-\frac{t}{T'}})}$$

Finalmente a diferença de temperatura durante o aquecimento é dada por:

$$\theta = \theta_r - \bar{\theta} = \theta_r \left[1 - \frac{e^{-\frac{t}{T'}}}{1+\bar{\theta} \theta_r (1 - e^{-\frac{t}{T'}})} \right]$$

Efectuando-se a diferença e fatorando-se temos:

$$\theta = \theta_r (1 - e^{-t/T'}) \frac{1 + \sqrt{\theta_r}}{1 + \sqrt{\theta_r} (1 - e^{-t/T'})} \quad (1.20)$$

Fazendo-se:

$$\sqrt{1 + 4 \sqrt{\frac{I^2 r}{K' S}}} = \sqrt{1 + 4 \sqrt{\theta_r}} = a$$

determinamos

$$\sqrt{\theta_r} = \frac{a^2 - 1}{4 \theta_r}$$

que substituído na (1.20) nos dá:

$$\theta_r = \theta' (1 - e^{-t/T'}) \frac{3 + a^2}{4 + (a^2 - 1)(1 - e^{-t/T'})}$$

em que a^2 varia linearmente com I^2 . Com relação à diferença de temperatura durante o aquecimento são válidas as mesmas considerações feitas para a diferença de temperatura de regime.

1.5.- Condutor com r e K variáveis com θ :

Admitindo-se variações lineares da resistência e do coeficiente de transmissão de calor, isto é:

$$K = K' (1 + \sqrt{\theta})$$

$$r_\theta = r (1 + \alpha \theta)$$

a equação do transitório térmico será:

$$r(1 + \alpha \theta)I^2 = SK' (1 + \sqrt{\theta}) \theta + cm \frac{d\theta}{dt}$$

que pode ser transformada em :

$$rI^2 = [K'S(1 + \sqrt{\theta}) - rI^2 \alpha] \theta + cm \frac{d\theta}{dt}$$

Com procedimento análogo ao do item anterior determinamos:

$$\frac{K'S\zeta}{K'S - rI^2\alpha} \theta_r^2 + \theta_r - \frac{rI^2}{K'S - rI^2\alpha} = 0$$

onde:

$$\theta_r = \frac{\sqrt{1 + 4 \frac{K'S\zeta}{K'S - rI^2\alpha} \cdot \frac{rI^2}{K'S - rI^2\alpha}} - 1}{\frac{K'S\zeta}{K'S - rI^2\alpha}}$$

fazendo-se:

$$\frac{K'S}{K'S - rI^2\alpha} = F \quad \frac{rI^2}{K'S - rI^2\alpha} = \theta'_r$$

resulta:

$$\theta_r = \frac{\sqrt{1 + 4F\zeta\theta'_r} - 1}{F} = \theta'_r \frac{4}{1 + \sqrt{1 + 4F\zeta\theta'_r}}$$

fazendo-se

$$\sqrt{1 + 4F\zeta\theta'_r} = G$$

resulta:

$$\zeta = \frac{G^2 - 1}{4FG\theta'_r}$$

e

$$\theta_r = \theta'_r \frac{4}{1 + G}$$

O integral da equação de resfriamento é

$$\int_0^t -\frac{K'S - rI^2\alpha}{cm} dt = \int_{\theta_r}^{\theta} \frac{d\theta}{\theta \left(\frac{K'S\zeta}{K'S - rI^2\alpha} \theta + 1 \right)}$$

Fazendo-se:

$$\frac{cm}{K'S - rI^2\alpha} = T'$$

resulta:

$$-\frac{t}{T'} = \ln \frac{\bar{\theta}}{F\bar{\theta} + 1} \cdot \frac{F\bar{\theta}_r + 1}{\bar{\theta}_r}$$

onde

$$e^{-t/T'} = \frac{\bar{\theta}}{F\bar{\theta} + 1} \cdot \frac{F\bar{\theta}_r + 1}{\bar{\theta}_r}$$

logo,

$$\bar{\theta} = \frac{\bar{\theta}_r e^{-t/T'}}{(F\bar{\theta}_r + 1) \left(1 - \frac{F\bar{\theta}_r}{1+F\bar{\theta}_r} e^{-t/T'}\right)}$$

ou

$$\bar{\theta} = \frac{\bar{\theta}_r e^{-t/T'}}{1 + F\bar{\theta}_r (1 - e^{-t/T'})}$$

por outro lado, sendo

$$\sqrt{F\bar{\theta}_r} = \frac{G-1}{F}$$

resulta:

$$\bar{\theta} = \frac{\bar{\theta}_r e^{-t/T'}}{1 + (G-1)(1 - e^{-t/T'})} = \frac{\bar{\theta}_r e^{-t/T'}}{G - (G-1) e^{-t/T'}}$$

Finalmente:

$$\theta = \theta_r - \bar{\theta} = \theta_r \left[1 - \frac{e^{-t/T'}}{G - (G-1) e^{-t/T'}} \right]$$

ou

$$\theta = \theta_r \frac{G}{G - (G-1) e^{-t/T'}} \quad (1.21)$$

2.- Condutor isolado com material termo-plástico:

2.1.- Introdução:

No tocante aos condutores com isolação ao invés de pesquisarmos uma solução matemática do transitório térmico, - ocupar-nos-emos na elaboração de curvas que permitam a previsão da temperatura do condutor e da isolação em função da intensidade de corrente. Optamos por esse encaminhamento de vez que a solução matemática é por demais complexa e sua aplicação prática na determinação da temperatura por demais laboriosa. Não podemos deixar de apontar outras soluções existentes na literatura técnica, sendo que destacamos as publicações de Stinemann - McIntyre e de Neher .

Neste artigo aplicável a cabos armados, o autor admite que o calor constante que flui do condutor é representável por meio - ciclo de uma forma de onda retangular de frequência nula e esta por sua vez, é decomposta em séries de Fourier. Determinando-se a resistência e capacidade térmica do cabo pode-se determinar - para cada frequência a impedância térmica e o produto desta - pela senoide de calor da frequência correspondente, dará uma - variação senoidal da temperatura. Procedendo-se análogamente - para todas as frequências e somando-se os resultados obtém-se a temperatura desejada.

Já a publicação de Stinemann e McIntyre, aplicável em qualquer caso de condutores, baseia-se na resolução - do circuito equivalente do condutor por meio de computador digital.

A marcha de cálculo que seguiremos será a de - se determinar a temperatura externa da isolação e a do condutor, por aproximações sucessivas.

Assim, determinaremos, para cada diâmetro a função que liga a temperatura externa do condutor com a potência dissipada. Tendo-se a temperatura externa do condutor pelas leis da condução determinaremos. a temperatura do condutor e desta à sua resistência ôhmica, verificando-se o valor - inicial da potência; por aproximações sucessivas determinaremos, na condição de regime, as temperaturas desejadas.

2.2.- Determinação da temperatura de regime:

Seja um condutor cilíndrico isolado com material termo-plástico, imerso no ar, cujo diâmetro interno, que coincide com o do condutor, é d_1 e o externo é d_2 . Vamos calcular para uma diferença de temperatura θ'_2 entre a superfície externa da isolação e o meio, qual a quantidade de calor que é dissipada - por convecção e por irradiação. As curvas de irradiação e convecção apresentadas no capítulo I nos permitem determinar, por unidade de comprimento do condutor, para o salto térmico θ'_2 , a quantidade total de calor transferida do condutor ao ambiente, isto é:

$$Q(\theta'_2) = Q_{\text{irr}}(\theta'_2) + Q_{\text{conv}}(\theta'_2)$$

Com procedimento análogo podemos determinar uma série de valores (θ_2, Q) que nos permitem o traçado da curva $\theta_2 = f(Q)$.

Para a determinação da diferença de temperatura na superfície do condutor, que coincide com a da superfície interna do isolante, lembramos que a expressão da quantidade de calor transferida por condução num cilindro é:

$$Q = \frac{2\pi K_c (\theta_1 - \theta_2)}{\ln \frac{d_2}{d_1}} \quad (2.1)$$


onde K_c representa o coeficiente de condução de calor da substância de que é constituído o cilindro.

Ora, sendo em regime, a quantidade de calor transferida do condutor ao isolante igual à transferida deste para o meio é óbvio que na (2.1) Q representa a quantidade de calor calculada acima; assim, a incógnita é θ_1 . Deste modo a (2.1) nos permite calcular uma série de valores (θ_1, θ_2) com os quais traçamos a curva $\theta_1 = f(\theta_2)$. Assim, a partir de $Q = rI^2$ podemos determinar θ_2 e θ_1 , o qual nos permite recalcular o valor de r e por aproximações sucessivas determina-se o salto térmico entre o condutor e o meio. Nos reservamos a apresentar as curvas para as várias bitolas de condutores no capítulo seguinte onde serão comparados os resultados obtidos teórica e praticamente.

A fim de exemplificar o processo de cálculo determinamos, na tabela 2.1. alguns pontos para o condutor de bitola A.W.G.6

$$\ln(d_2/d_1) = \ln(5,19/4,11) = 0,2070 \quad K = 63,4 \times 10^{-3} \text{ W/m}^2 \text{ x } ^\circ\text{C}$$

θ_2 ($^\circ\text{C}$)	$Q_{\text{irrad.}}$ (W/m)	$Q_{\text{conv.}}$ (W/m)	Q (W/m)	$\frac{Q}{2\pi K} \frac{d_2}{d_1}$ ($^\circ\text{C}$)	θ_1 ($^\circ\text{C}$)
35	3,73	6,8	10,53	5,49	40,49
40	4,35	7,9	12,25	6,37	46,37
45	5,03	9,1	14,13	7,35	52,35
50	5,71	10,2	15,91	8,30	58,30
55	6,21	11,5	17,71	9,22	64,22

$$r_{25} = 1,76 \text{ m} \Omega \quad \alpha = 0,0038 \text{ } ^\circ\text{C}^{-1} \quad r_{\theta_1} = r_{25} (1 + \alpha \theta_1)$$

Tabela 2.1

 θ_2 ($^\circ\text{C}$)

$\theta_1 = f(Q)$

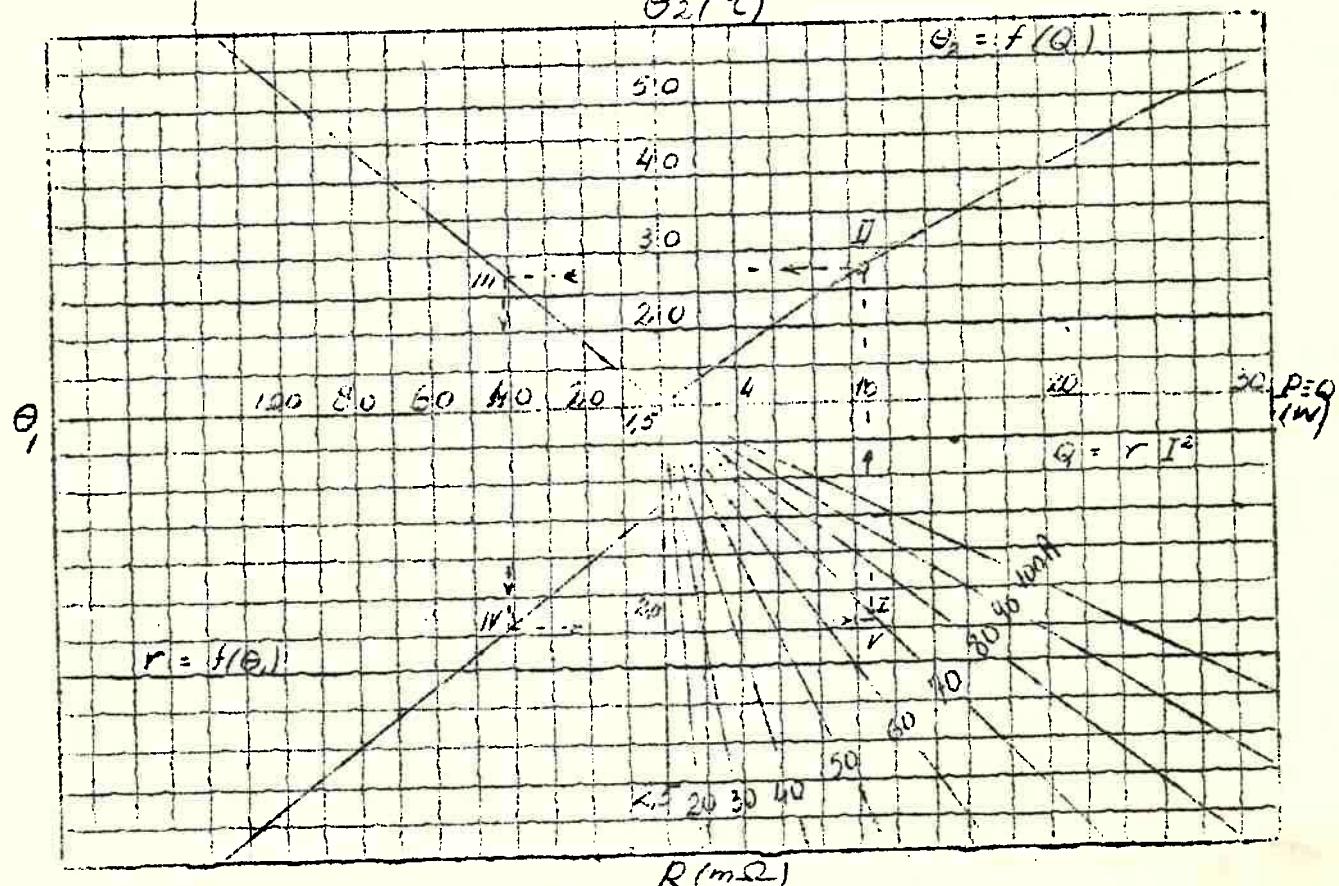


Figura 2.1

Para simplificar a utilização das curvas as dispuzemos conforme a Fig. 2.1, isto é, o semi-eixo positivo das abcissas foi utilizado para os valores de $I^2 r$; no semi-eixo positivo das ordenadas colocamos θ_2 , assim, no primeiro quadrante temos a função $\theta_2 = f(rI^2)$. No semi-eixo negativo das abcissas colocamos os valores positivos de θ_1 , estando, pois a função $\theta_1 = f(r\theta_2)$ no segundo quadrante. No semi-eixo negativo das ordenadas colocamos os valores de $r(\theta_1)$, de modo a se ter no terceiro quadrante a função $r = f(\theta_1)$. Finalmente no quarto quadrante temos $Q = r(\theta_1) I^2$. Salientamos que na fig. 2.1. admitimos temperatura ambiente de 25°C, caso seu valor for um t_a genérico será suficiente deslocar a recta que exprime $r(\theta_1)$ paralelamente a si mesma até cortar o eixo r no valor correspondente a $r_{t_a}(0)$.

2.3.- Determinação do transitório de aquecimento:

Conforme veremos no capítulo seguinte a curva que rege o transitório de aquecimento de um condutor é uma exponencial idêntica à determinada para o caso de condutor nu com r e K - constantes, portanto, se tivermos possibilidade de conhecer a constante de tempo térmica do condutor estará determinada a curva da diferença de temperatura externa durante o transitório de aquecimento, de vez que conhecemos a temperatura de regime.

3.- Condutor em electroduto ao ar:

3.1.- Introdução:

No caso do condutor em electroduto o processo de análise que adotaremos será análogo ao do caso anterior. Estudaremos inicialmente o caso em que o electroduto não está embutido, isto é, imerso no ar.

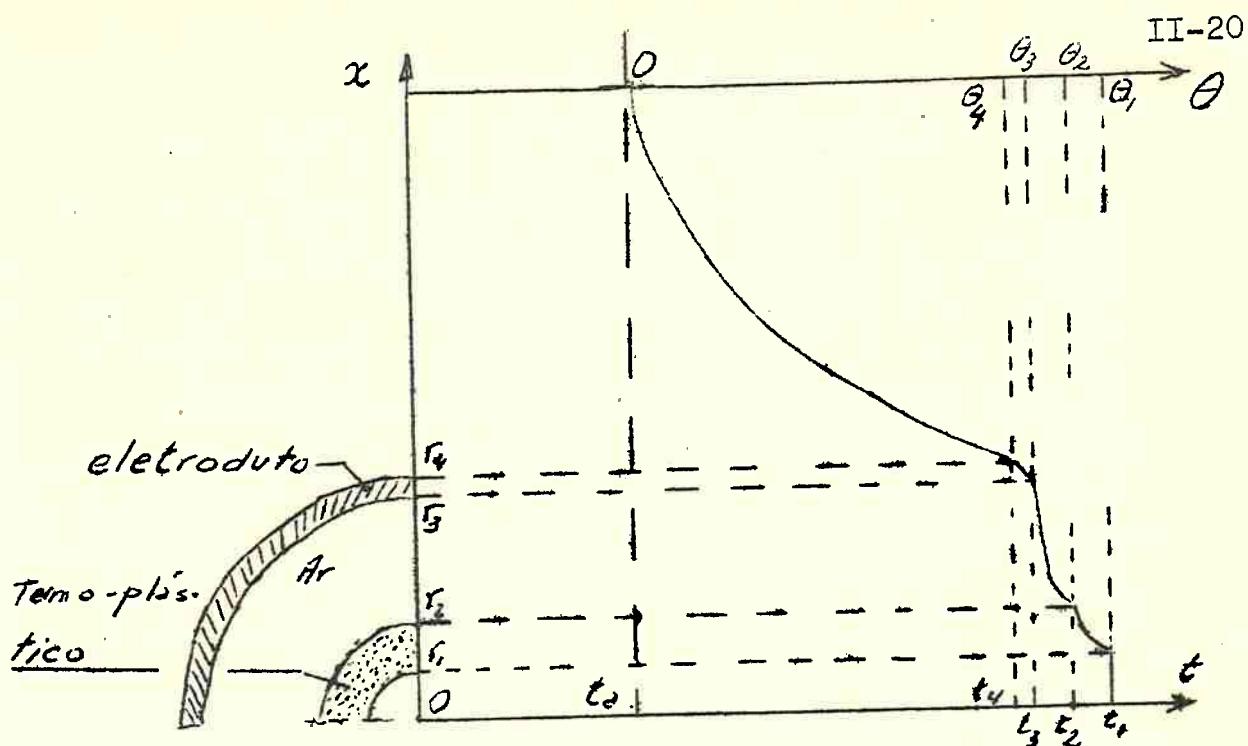


Figura 3.1

Em resumo, a transmissão de calor é feita nas seguintes etapas: do condutor à superfície externa da isolação por condução, desta para a superfície interna do eletroduto, através do ar, inicialmente por convecção e irradiação e posteriormente por condução e irradiação. Através da parede do eletroduto por condução e dêste para o meio por convecção e irradiação.

No caso de existirem vários condutores no interior do eletroduto podemos substituí-los por um único cuja seção reta é igual à soma das seções retas dos vários condutores, percorrido por intensidade de corrente igual à soma das intensidades de corrente.

Devido ao número muito grande de combinações que podem existir, é praticamente impossível tabularem-se valores como no item precedente. Optamos, pois, por apresentar a marcha de cálculo a ser seguida.

3.2.- Determinação do calor transmitido por convecção pelo eletroduto:

A partir da expressão do produto dos números de Grashof e Prandtl determina-se :

$$\log(\text{GrPr}) = \log(0,1005 \times 10^9 \times d^3 \theta) \quad (3.1)$$

Sendo que a temperatura externa do eletroduto raramente superará a ambiente por mais de 50°C, podemos estabelecer a faixa de temperaturas de 1 a 50°C e pela (3.1) calcular o valor de $\log(\text{GrPr})$ para esses extremos. Da fig. 2.1. do cap.I determinamos os valores de $\log Nu$ e, linearizamos a curva nesse intervalo. Sendo (Cfr. Cap.I):

$$\log Q_{\text{con}} = \log Nu + \log \theta + \log K \quad (3.2)$$

em que, Q_{con} representa a quantidade de calor cedida ao ambiente por convecção por unidade de comprimento do eletroduto.

Pela (3.2) determinamos a parcela correspondente à transmissão de calor por convecção. Salientamos que, sendo o número de bitolas de eletrodutos bastante pequeno, poderemos representar a (3.2) por uma família de retas paramétricas no diâmetro do eletroduto.

3.3.- Determinação do calor transmitido pelo eletroduto:

Das curvas de irradiação do capítulo I determina-se a quantidade de calor irradiada a qual somada com a de convecção nos dá a curva:

$$Q = f(\theta_4) = Q_{\text{irr}}(\theta_4) + Q_{\text{conv}}(\theta_4)$$

em que Q representa a temperatura na superfície externa do eletroduto.

3.4.- Determinação da temperatura na superfície interna do eletroduto:

A partir da expressão: $Q = \frac{2\pi K_c(\theta_4 - \theta_3)}{\ln \frac{r_3}{r_1}}$

determina-se θ_3 que é a única incógnita. Este valor poderá ser expresso gráficamente.

3.5.- Cálculo de θ_2 :

Para a determinação de θ_2 procederemos por aproximações sucessivas, isto é, inicialmente consideremos nula a parcela de calor transmitida por irradiação e determinaremos a diferença de temperatura entre a superfície do isolante e o meio como se houvesse exclusivamente condução, ou seja:

$$\theta_2 = \theta_3 - \frac{Q}{2\pi K_c} \ln \frac{r_2}{r_3}$$

Tendo-se o valor de θ_2 calculamos a quantidade de calor transmitida por irradiação entre as duas superfícies em tela pela expressão: (3.4) da página (I.14)

$$Q = 5,74 \times 10^{-8} d_2 \frac{\frac{E_3 E_2}{r_2}}{E_3 + E_2 (1 - E_3)} (T_2^4 - T_3^4) \frac{W}{m}$$

Pode-se adotar, sem erro sensível, a emissividade das duas superfícies igual a 0,9.

Tendo-se a quantidade de calor transmitida por irradiação calculamos, por diferença, a transmitida por condução - determinando-se novamente. A série de valores obtidos é rapidamente convergente, determinando-se ^{99%} após algumas tentativas.

3.6.- Cálculo da temperatura do condutor:

Uma vez determinada a temperatura da superfície da isolação procede-se como no item 2 .

Capítulo IIIDeterminações Experimentais1.- Equipamento utilizado:1.1.- Introdução:

Neste capítulo é nosso intuito verificar e proceder às correções necessárias no tocante a tudo quanto foi discutido teóricamente nos capítulos anteriores. Isto é, levantaremos as curvas de aquecimento em várias condições e comparamos os resultados obtidos com aqueles previstos teóricamente.

Para a realização desses ensaios é nos imprescindível contar com fonte de tensão cuja corrente seja ajustável e com dispositivo que nos permita determinar a temperatura externa do elemento que está sendo ensaiado.

A seguir discutiremos os critérios que nos orientaram na escolha do equipamento e as soluções adotadas.

1.2.- Fonte de corrente ajustável:

Como temos em mente ensaiar condutores desde a bitola AWG 16 até a 4/0 a corrente máxima que a fonte deverá nos fornecer será fixada por este último. As normas americanas (National Electric Code - N.E.C.) fixam para o cabo 4/0 com isolação termo-plástica, classe THW, para montagem ao ar livre a intensidade máxima de corrente em 360 A, porém, como pretendemos levantar curvas de aquecimento para temperaturas maiores que as fixadas pelo N.E.C. fixaremos a corrente máxima da fonte em 500 A.

Acerca da tensão máxima que a fonte deverá fornecer observamos que seu valor é dado pela soma da queda de tensão no condutor que está sendo ensaiado com a dos condutores de ligação, instrumentos de medida e chaves. Para o cálculo da queda de tensão no condutor ensaiado temos:

$$V_{\text{cond}} = rI = \rho \frac{l}{S} \cdot S = \rho l S$$

sendo que pretendemos utilizar condutores com comprimento de aproximadamente dois metros, com densidade de corrente de até 20 A/mm^2 e adotando-se para a resistividade do cobre o valor

$0,017 \times 10^{-3}$ ohms/mm resulta:

$$V_{\text{cond}} = 20 \times 0,017 \times 10^{-3} \times 2 \times 10^3 = 0,68 \text{ V}$$

Admitindo-se que a queda de tensão no restante do circuito seja da ordem de 50% da no condutor teremos:

$$V = 1,5 V_{\text{cond}} = 1,5 \times 0,68 = 1,02 \text{ V}$$

Adotaremos como valor máximo da tensão da fonte 1,5 V.

Acérca da natureza da tensão a ser utilizada optamos por tensão alternada senoidal de frequência 60 Hz, de vez que em corrente contínua necessitariamós, para ajuste da corrente, de um reostato ligado em série com o condutor, que seria inexistível.

Assim, nossa fonte de corrente deverá ter os valores nominais:

Potência aparente : $1,5 \times 500 = 750 \text{ VA}$

Corrente até : 500 A. (eficaz)

Tensão ajustável até: 1,5 V (eficaz)

Note-se que para uma fonte dessa natureza é óbvia a idéia de se enrolar sobre o núcleo de um transformador algumas espiras que serão ligadas em curto-círcuito pelo condutor que está sendo ensaiado. O ajuste da corrente poderá ser feito variando-se a tensão primária por meio de auto-transformador ajustável continuamente (" Variac ").

Dentre os transformadores de que dispúnhamos contávamos com um trifásico com núcleo do tipo "core" com valores nominais: 3.000 VA, 110V - 220V - 60 Hz e com os terminais dos enrolamentos das três fases acessíveis e independentes. Utilizando-o como monofásico do tipo "núcleo envolvente" (shell) poderemos contar com potência nominal de 1.000 VA. Resta-nos dimensionar o número de espiras a serem enroladas e sua seção reta; para tanto determinamos o número de espiras primárias enrolando-se sobre a perna central 5 espiras e determinando-se a relação de transformação - com alimentação pelo enrolamento de 110 V e com o transformador em vazio, isto é:

$$N_1 = \text{Nº de espiras primárias} = 5 \frac{100}{6,5} = 77 \text{ espiras}$$

logo, o número de espiras que deveremos enrolar é:

$$N_2 = N^{\circ} \text{ de espiras do enrolamento secundário} = \\ = 77 \frac{1,5}{110} = 1,1 \approx 2 \text{ espiras.}$$

Adotando-se densidade de corrente de 10 A/mm^2 necessitaremos de seção reta de $500/10 = 50 \text{ mm}^2$. Todo o barramento será executado em alumínio utilizando-se duas barras em paralelo de $2" \times 1/2"$.

1.3.- Dispositivo para medir a temperatura externa do condutor:

1.3.1.- Introdução:

Para o levantamento da curva de aquecimento do condutor é imprescindível que se disponha de um equipamento que obedeça às seguintes condições:

- a) Não altere as características de dissipação do condutor;
- b) Tenha constante de tempo inferior ao segundo de modo a não existir inércia térmica sensível;
- c) Exista pequena resistência à transferência de calor do condutor ao elemento sensível;
- d) A quantidade de energia térmica absorvida pelo detetor seja desprezível face à posta, em jôgo no processo.

Os termômetros, em geral, não satisfazem às exigências de nossos ensaios de vez que sendo as dimensões do bulbo sensivelmente maiores que as do condutor apresentam as seguintes desvantagens:

- a) A energia necessária para estabelecer o equilíbrio térmico entre a massa de mercúrio e o condutor é grande;
- b) No ponto de contato altera-se a temperatura do condutor;
- c) O contato mecânico entre o condutor e o termômetro sendo muito precário, a transferência de calor é feita em condições desfavoráveis.

Outra alternativa seria a de determinarmos a temperatura do condutor pela variação de sua resistência ôhmica, porém, este método não é aplicável de vez que a constante de temperatura térmica dos condutores é da ordem de minutos (variável com a

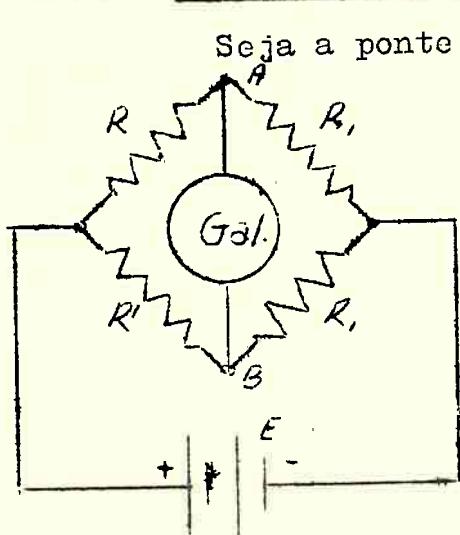
seção reta do condutor) sendo praticamente impossível determinar-se com precisão a resistência do condutor que varia continuamente durante o intervalo de aquecimento.

Outro método para a determinação da temperatura do condutor seria o de se empregarem pares termo-elétricos, porém optamos pela determinação indireta da temperatura, isto é, determinamos a temperatura de um fio de cobre esmaltado, que foi enrolado sobre o condutor ensaiado, pela variação de sua resistência.

O fio de cobre empregado como detetor é de bitola A.W.G. 40 de modo que sua constante de tempo térmica é desprezível face à do condutor, além disso, a quantidade de calor absorvida pelo detetor é praticamente nula de vez que sua massa é muitíssimo menor que a do condutor ensaiado.

Como nos interessa tão somente a determinação da diferença de temperatura entre o condutor e o meio empregamos dois pedaços de fio A.W.G.40, um enrolado sobre o condutor, o outro imerso no ambiente, êsses dois fios que designaremos por detetor e por referência foram ligados em série com duas resistências de níquel-cromo e foi feito para o conjunto uma montagem em ponte medindo-se o salto térmico pela corrente de desequilíbrio da ponte.

1.3.2.- Ponte para medida de resistência:



Seja a ponte da fig. 1.1, em que R' é a resistência do detetor, R a do fio de referência e R_1 a das outras resistências. As resistências são dimensionadas de modo que quando o detetor estiver à temperatura ambiente a ponte está equilibrada, isto é, sendo o coeficiente de variação da resistência será:

Figura 1.1

$$R' = R(1 + \alpha \theta)$$

obviamente quando $\theta = 0$ a ponte estará equilibrada.

Quando o detetor estiver à temperatura θ a diferença de potência entre os pontos A e B será dada por:

$$V_{AB} = E \left(\frac{R'}{R' + R_1} - \frac{R}{R + R_1} \right) \quad (1.1)$$

se for:

$$R_1 \gg R' \quad \text{e} \quad R_1 \gg R$$

na (1.1) poderemos desprezar, no denominador, R' e R face a R_1 , logo teremos:

$$V_{AB} = \frac{E}{R_1} (R' - R) = \frac{E}{R_1} R(1 + \theta\alpha) - R = \frac{ER\alpha}{R_1} \theta$$

isto é, a tensão de desequilíbrio da ponte varia linearmente com a diferença de temperatura entre o condutor e o meio. Para a determinação de V_{AB} empregamos um galvanômetro de "spot" com sensibilidade de 125 divisões/ μ A, resistência interna 450 ohms e com shunt de Ayrton.

Os elementos que constituem a ponte foram fixados com os seguintes valores:

$$R = 8 \text{ ohms} \quad R_1 = 1.200 \text{ ohms} \quad E = 3,85 \text{ V}$$

Passemos agora a calcular a correlação existente entre a deflexão do galvanômetro e a diferença de temperatura. Para tanto substituiremos o circuito da ponte externo aos terminais A e B pelo gerador equivalente de Thévenin, que deverá ter f.e.m. e resistência interna dadas por:

$$E_{eq} = \frac{ER\alpha}{R_1} \theta \quad R_{eq} = R + R' = R(2 + \alpha\theta)$$

A corrente que percorre o galvanômetro é:

$$I = \frac{ER\alpha}{R_1(R_{eq} + R_g)} \theta = \frac{ER\alpha\theta}{R_1|R_g + 2R + R\alpha\theta|} \approx \frac{ER\alpha\theta}{R_1|R_g + 2R|}$$

adotando-se para α o valor $0,0038 \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ e substituindo-se os valores numéricos obtemos:

$$I = \frac{3,85 \times 8 \times 0,0038}{1.200 | 450 + 16 |} \theta = 0,2092 \cdot \theta \times 10^{-6}$$

ou

$$I = 0,2092 \theta \mu A$$

por outro lado como a sensibilidade do galvanômetro é de 125 divisões/ μA , a intensidade de corrente expressa em divisões é:

$$I = 0,2092 \times 125 \times \theta = 26,15 \theta \quad (\text{divisões})$$

portanto, a uma divisão na escala direta corresponderá uma diferença de temperatura de:

$$\theta = \frac{I}{26,15} = \frac{1}{26,15} = 0,0382 ^\circ C$$

Assim a constante de multiplicação da escala I será de - 0,0764 $^\circ C$ /divisão, a da 1/10 será de 0,764 $^\circ C$ /divisão e assim por diante. Procedemos à calibração do medidor de temperatura imergindo o detetor em banho de óleo e mantendo-se o fio de referência, que foi enrolado sobre um termômetro, à temperatura ambiente. Aquecemos o óleo até cerca de 100 $^\circ C$ e procedemos a seu resfriamento lentamente determinando-se por meio de um termômetro a temperatura do óleo. Com os valores levantados traçamos a curva da figura 1.2, da qual determinamos para a escala I o fator de escala de 0,08 $^\circ C$ /divisões .

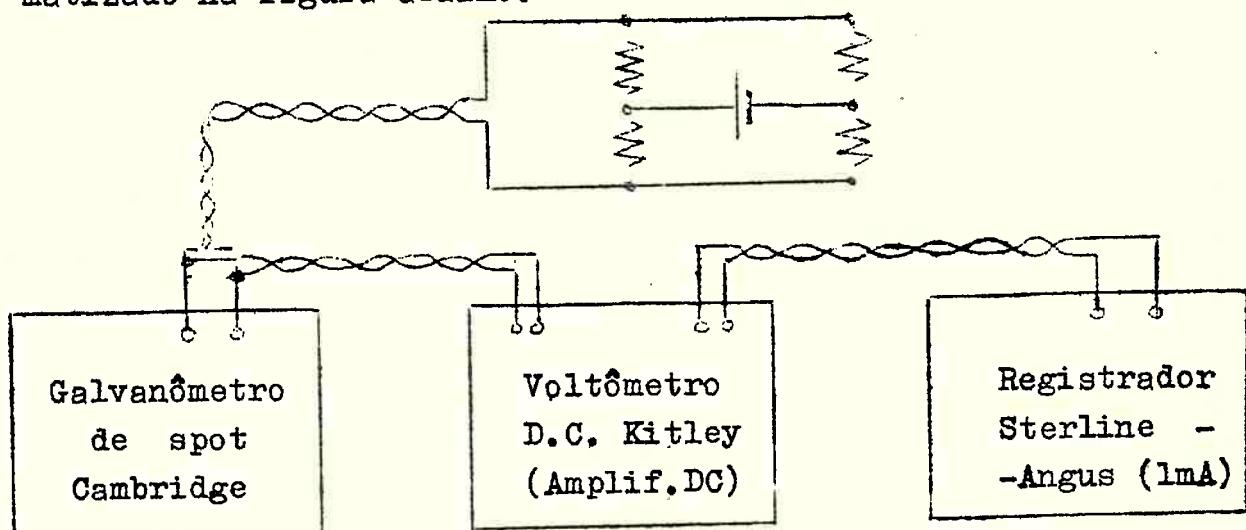
O dispositivo que utilizamos como medidor da diferença de temperatura tem a desvantagem que a leitura depende da f.c.m. da bateria, o que nos obriga a verificar periodicamente a sua constância.

1.4.- Registro das curvas de aquecimento:

A fim de facilitar o trabalho de levantamento das curvas de aquecimento, ao invés de termos periodicamente a temperatura e traçarmos a curva preferimos empregar um registrador. Como sómente dispúnhamos de registrador, para corrente de 1 mA, fomos forçados a utilizar um amplificador de corrente contínua.

Utilizamos um registrador Esterline Angus de 1 mA corrente contínua e como amplificador utilizamos um voltmetro, para corrente contínua, Kitely que dispõe de saída pa

ra 1 mA. O diagrama de bloco da montagem utilizada está esquematizado na figura abaixo.



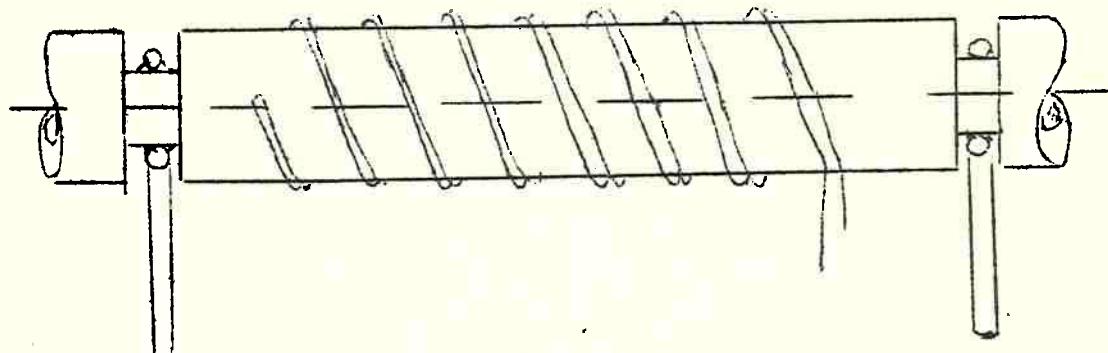
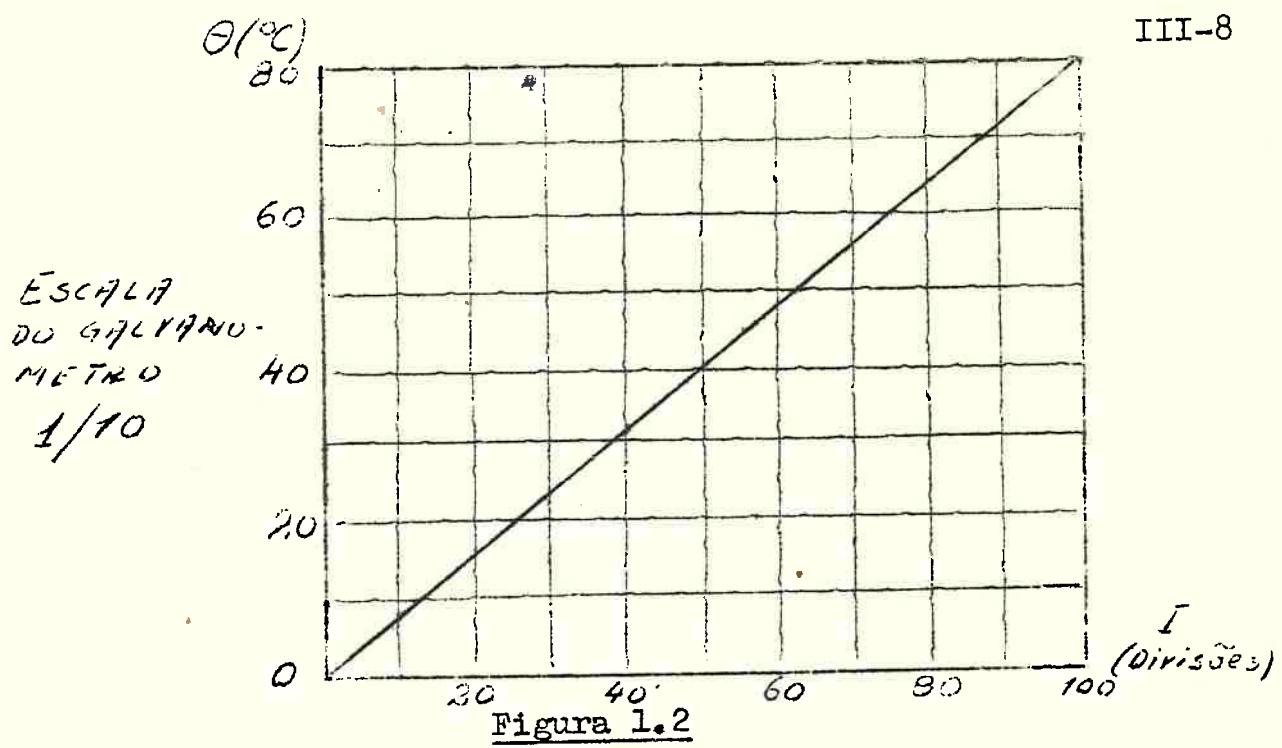
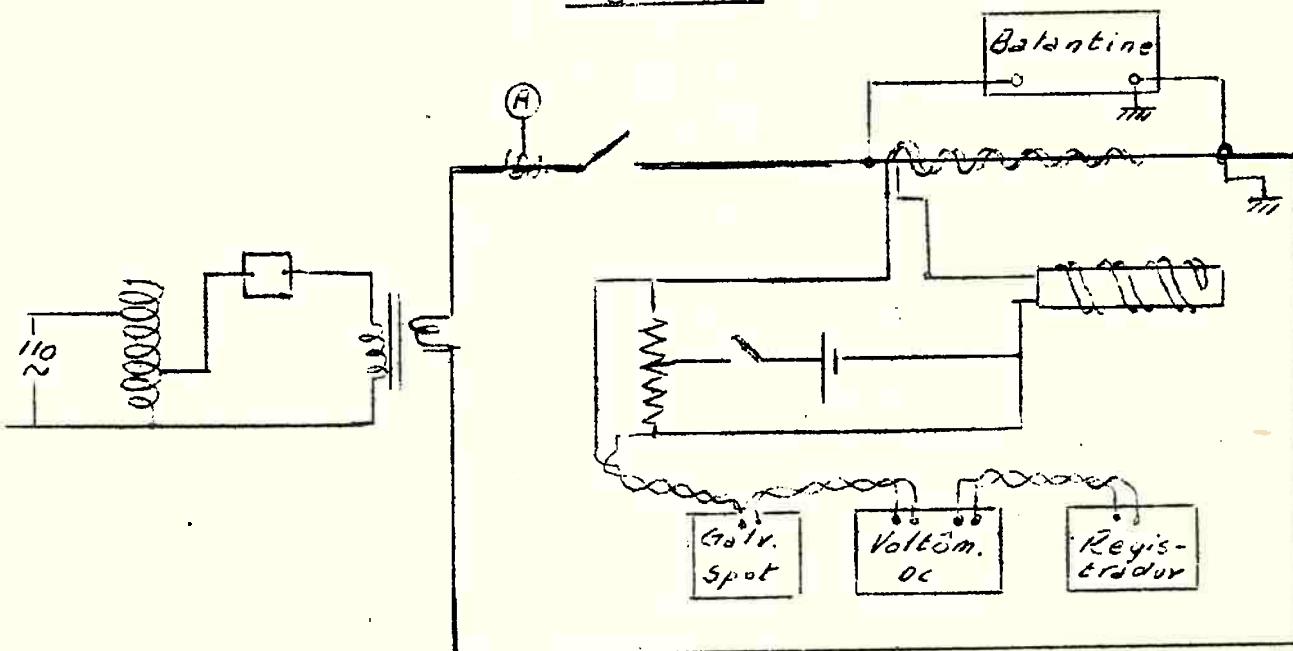
1.5.- Cuidados especiais no levantamento das curvas:

Como já vimos, nosso indicador de temperatura é constituído por um fio enrolado sobre o condutor ensaiado, que medirá, portanto, a temperatura média. Isto nos impõem cuidados especiais a fim de evitar o aparecimento de f.e.m. induzidas no detetor, de valor médio não nulo e erros devido a efeitos de extremidade.

Determinamos a faixa em que os efeitos de extremidade se tornam sensíveis aquecendo, por circulação de corrente de valor eficaz crescente, um condutor com isolação termo-plástica até que a isolação iniciou a fundir. Verificamos que a fusão foi simultânea em todo o comprimento do condutor com exceção de uma faixa de cerca 10 cm nas duas extremidades. Repetimos esse ensaio várias vezes e constatamos que à distâncias maiores de 10cm os efeitos de extremidade não mais se notavam. Em todas as experiências realizadas mantivemos o detector afastado de 20 a 25 cm das extremidades.

Para evitarmos o aparecimento de f.e.m. induzidas de valor médio não nulo dobramos o fio do detector ao meio e o enrolamos em hélice girando-o num único sentido. O passo da hélice é mantido constante para cada condutor ensaiado, porém, variável ao variar a bitola do condutor. (Fig. 1.3) .

Na figura 1.4, apresentamos o diagrama do circuito utilizado; neste observar-se-á a existência de um voltômetro que mede a queda de tensão no condutor ensaiado.

Figura 1.3Figura 1.4

Trata-se de voltômetro eletrônico "Balantine" para medida de - valor eficaz de tensões alternadas de impedância praticamente infinita que foi utilizado para a determinação da resistência do condutor ensaiado pela relação V/I . A fim de verificarmos a precisão do método levantamos para um fio nú de bitola A.W.G. 14 a curva de variação da resistência em corrente contínua - medindo-se sua resistência por meio da ponte de Kelvin e em - corrente alternada pelo processo acima. O valor do coeficiente de variação da resistência com a temperatura determinado pela ponte de Kelvin foi de 0,003592 enquanto que em corrente alternada determinamos 0,00359, portanto, a precisão do método é satisfatória. Salientamos que em corrente alternada o afastamento dos pontos da reta média tem valor não superior a 8%.

A fim de mantermos a temperatura ambiente o mais constante possível, o laboratório mantivemos porta e janelas sempre fechadas e todas as determinações foram feitas à temperatura ambiente de 25°C, aquelas que foram realizadas à temperatura não menor de 24°C foram corrigidas para 25°C. O condutor ensaiado foi montado a altura de aproximadamente 2,0 metros.

2.- Determinações experimentais com condutores de cobre nú:

2.1.- Curvas de aquecimento:

Na figura 2.1 apresentamos as curvas de aquecimento - levantadas experimentalmente. Na tabela 2.1 apresentamos o - valor do diâmetro do condutor ensaiado, obtido pela média de - 15 medidas, os valores medidos da temperatura de regime em função da corrente e da constante de tempo.

AWG 14	I(A)	15	18	22	24	28	30
d=1,62 mm	θ(°C)	14,4	20,6	30,4	33,4	56,0	64,4
	T(seg)	41,7	42,4	45,5	48,1	43,7	44,5

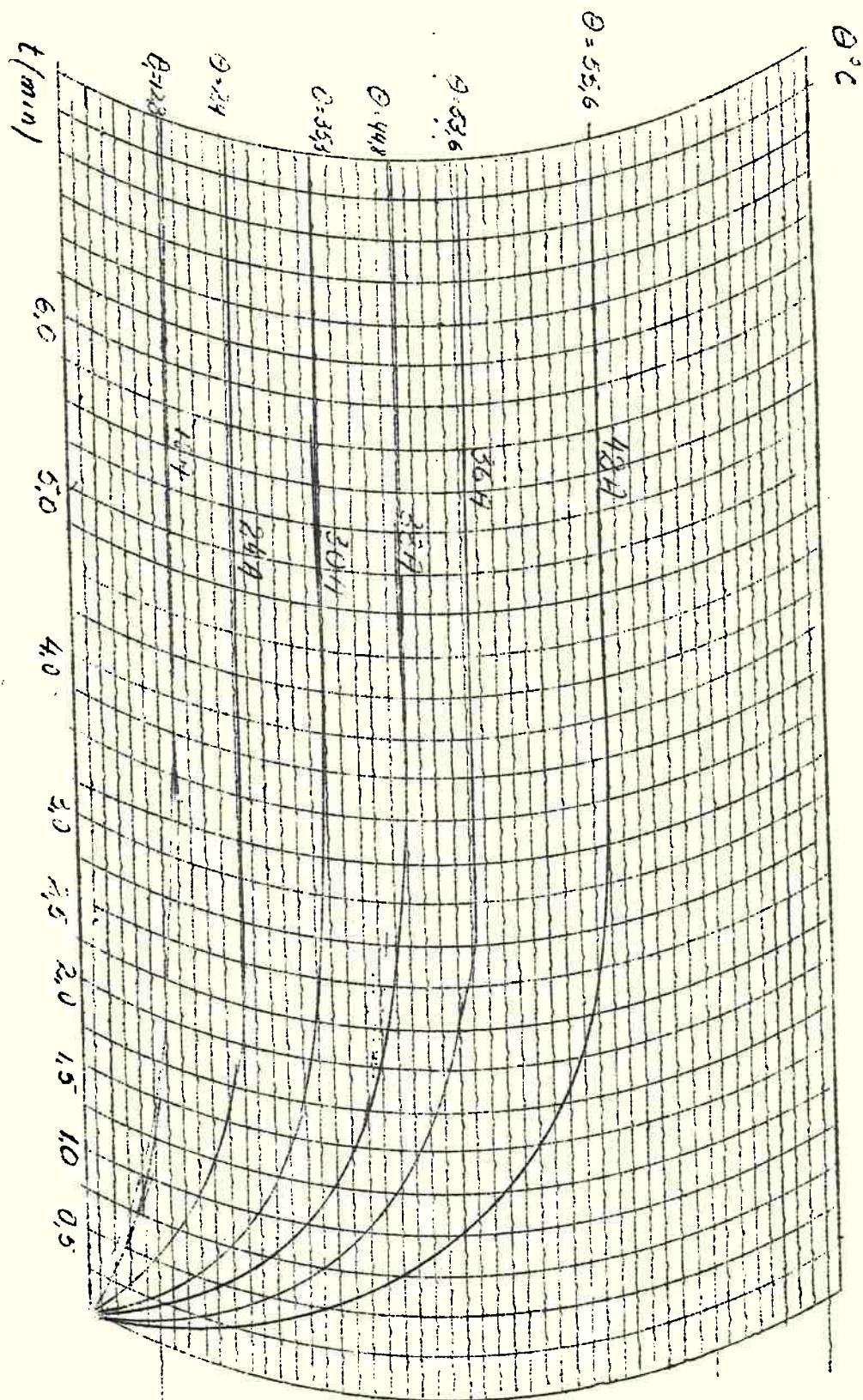
AWG 12	I (A)	18	21	24	27	30	33	35	38	42	46	50
d = 2,06 mm	• (°C)	12,1	16,8	20,3	26,4	32,8	39,2	43,5	50,5	64,8	76,8	94,4
	T (seg)	61,2	63,3	58,7	59,2	63,1	60,5	61,0	62,3	65,7	64,1	66,3

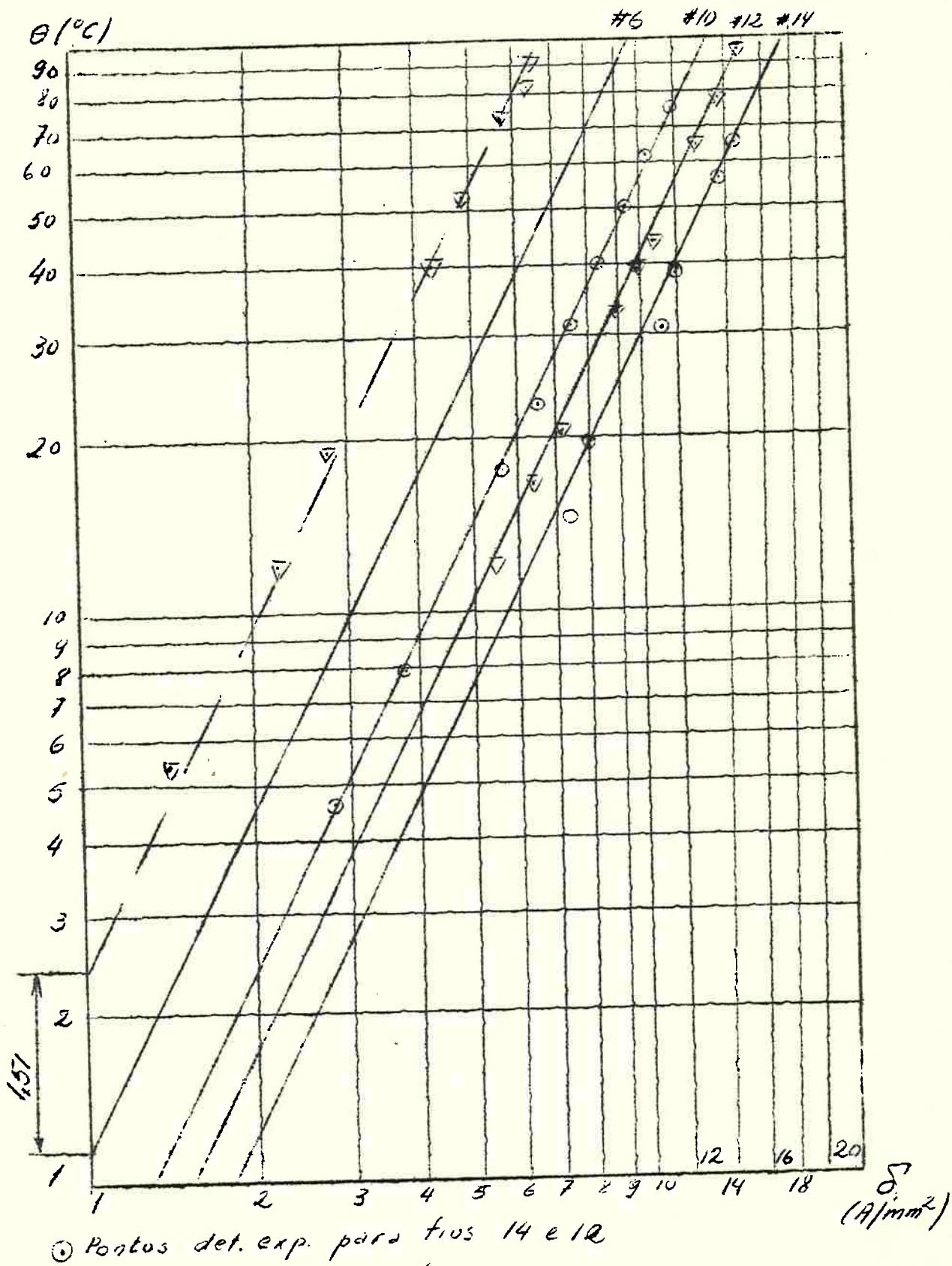
AWG 10	I (A)	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	70
d = 2,61 mm	• (°C)	4,6	7,9	13,6	17,6	22,2	31,2	40,0	51,4	61,6	74,4	104
	T (seg)	105,2	109,3	108,7	106,4	111,2	112,3	107,8	109,1	112,3	106,4	113,5

AWG 6	I (A)	20	30	40	50	60	70	80	90	100	
d = 4,23 mm	• (°C)	5,50	12,0	19,0	28,4	40,0	53,6	73,6	92,0	111,2	
	T (seg)	144,9	189,8	136,4	124,5	135,1	134,6	129,2	121,7	132,5	

III-11

F10 PWS 12 nu $\theta = f(t)$



CURVAS $\theta = f(\delta)$ PARA R e K constantes

○ Pontos det. exp. para fios 14 e 12

▽ Pontos det. exp. para fios 12 e 6

Figura 2.1.b

2.2.- Conclusões:

As curvas que exprimem a diferença de temperatura em função da densidade de corrente, calculadas pelas (1.5) e (1.9) do capítulo II satisfazem plenamente. Salientamos que com o condutor nº 6 houve uma discrepância enorme, porém, o erro não é devido ao método, mas, sim à resistência ôhmica do fio ensaiado que tem valor muito superior ao utilizado na aplicação numérica da (1.5). Na mesma figura traçamos, recta tracejada, a curva (1.5) utilizando o valor da resistividade da amostra, medida por meio da ponte de Kelvin e os resultados foram concordados.

A curva da figura 2.1.d exprime a potência dissipada por metro linear do condutor, em função da diferença de temperatura.

Locando-se os pontos levantados experimentalmente verificamos que as curvas, calculadas teóricamente, satisfazem plenamente. Frizamos que neste caso não houve discrepância nos valores do condutor nº 6 de vez que as curvas ligam "potência dissipada" com "diferença de temperatura" e portanto independem do valor da resistência.

3.- Condutor isolado com composto termo-plástico polivinílico:

Analogamente ao caso anterior nas figuras que se seguem apresentamos as curvas calculadas teóricamente e os pontos determinados experimentalmente.

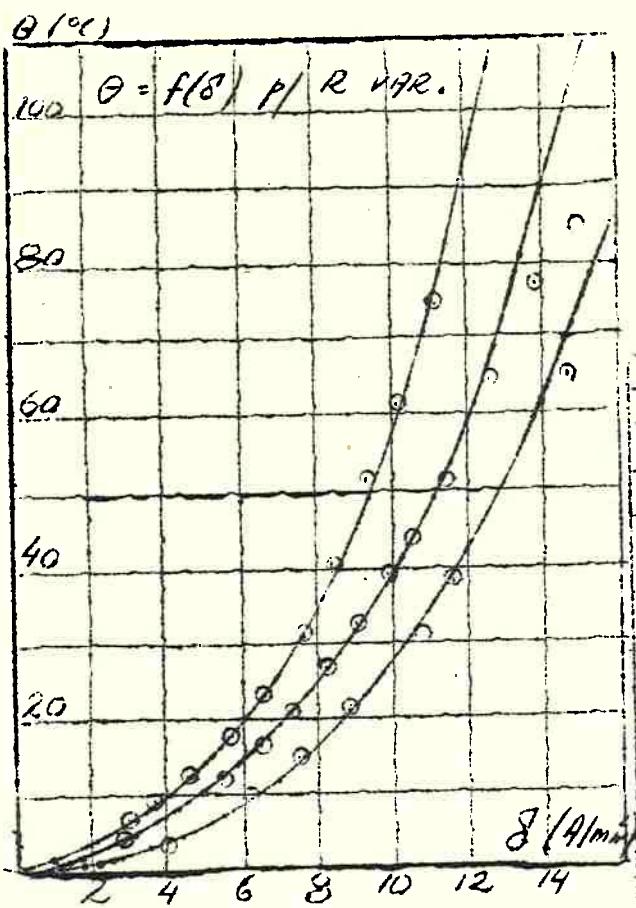


Figura 2.1.c.

▽ Pontos exp. #06
 ○ " " " 10
 × " " " 12
 • " " " 14

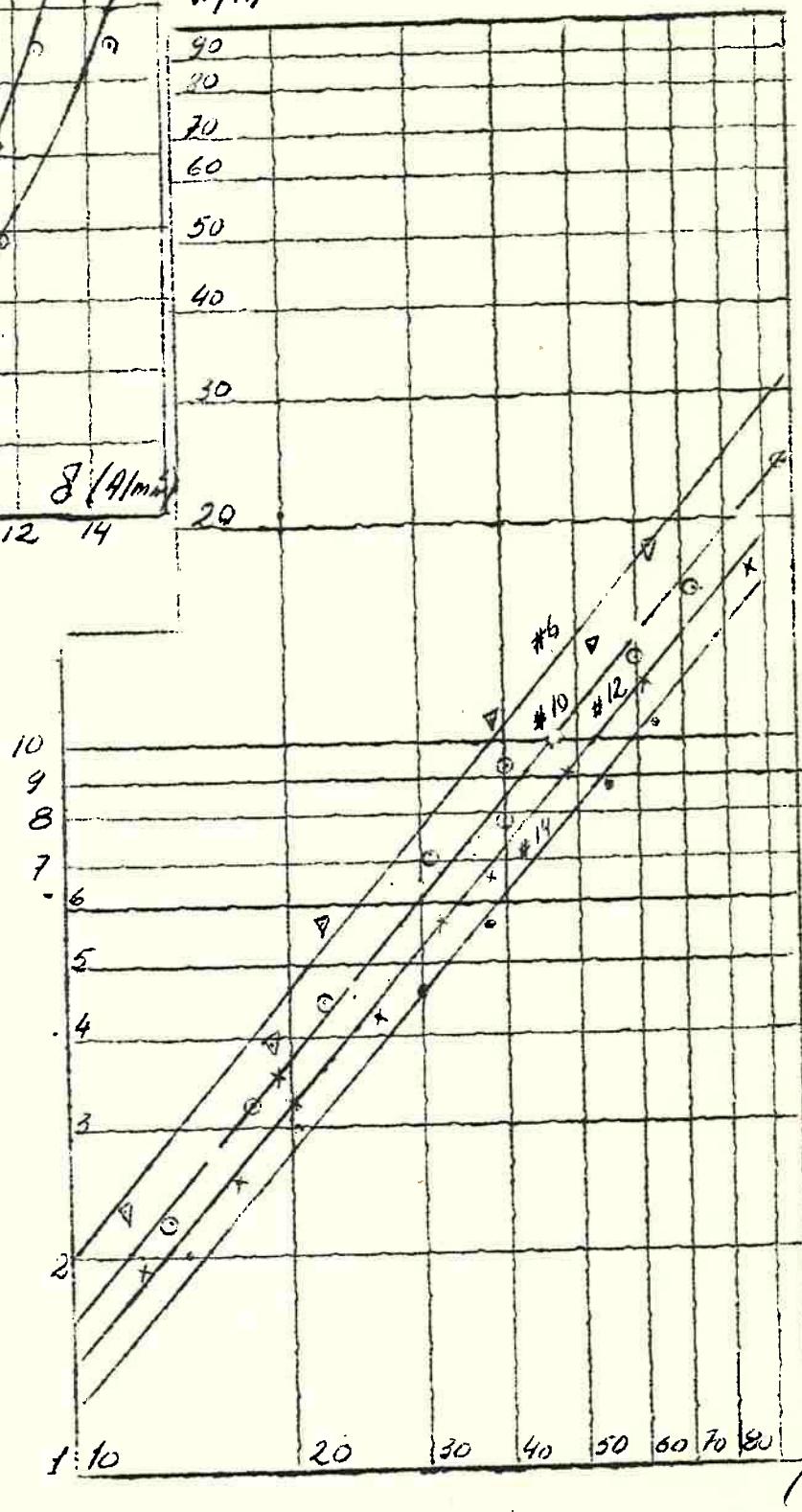


Figura 2.1.d.

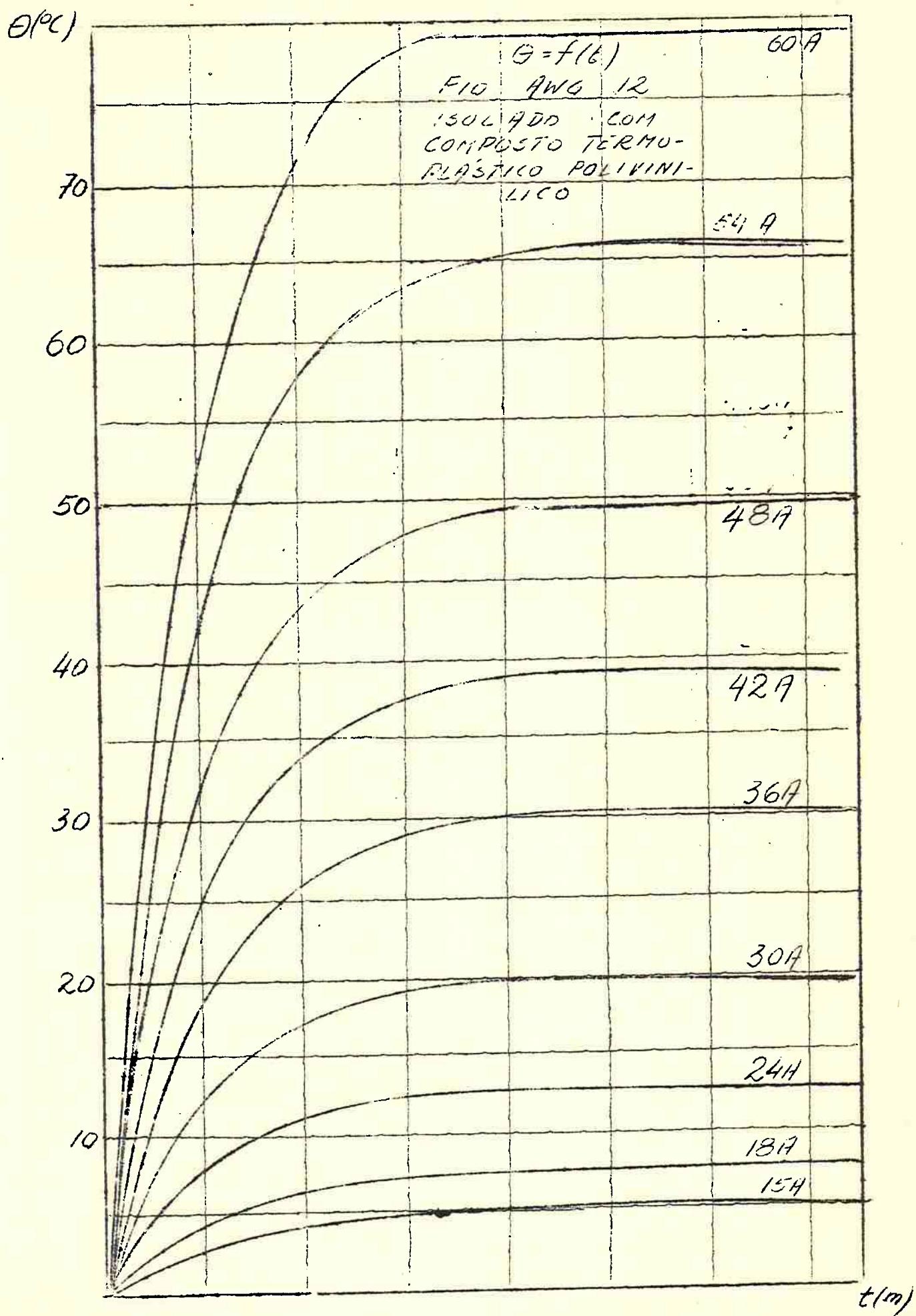


Figura 3.1

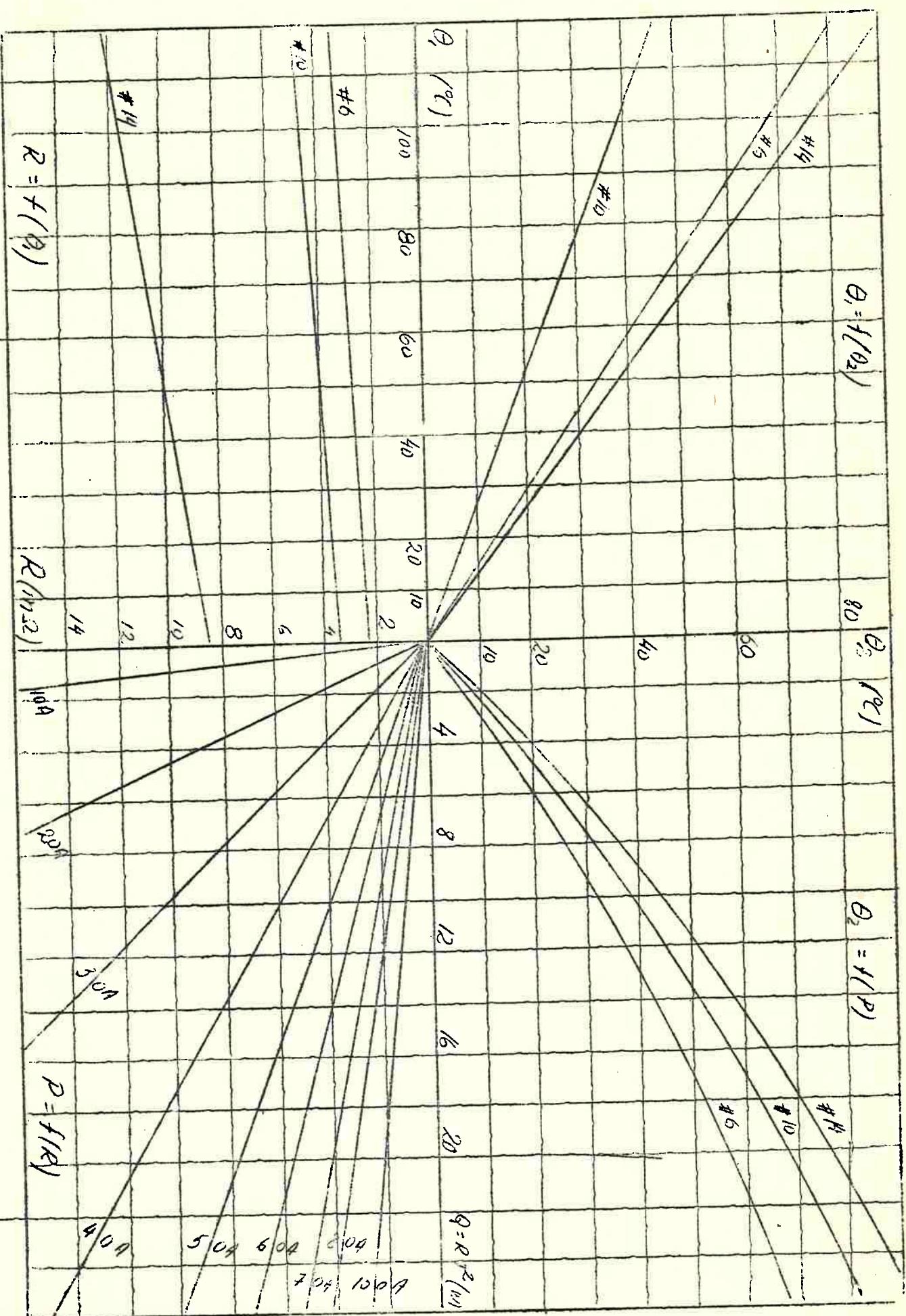


Figura 3.2.

Capítulo IVCritérios para o dimensionamento de condutores1.- Introdução:

Neste capítulo é nosso intuito analisarmos o problema do dimensionamento de condutores, portanto, como é óbvio, o primeiro passo será, a escolha do material de que este será constituído. Dentre nós, é prática corrente o emprêgo de cobre como material condutor, mas, conforme veremos o alumínio em que pese sua menor condutividade, o supera nitidamente pelo seu menor peso específico e preço. Atualmente os condutores do tipo ACSR já são de uso obrigatório em linhas de transmissão e a concessionária de energia elétrica em São Paulo já está empregando em sua rede de distribuição condutores de alumínio sólido com isolação termo-plástica. Devemos salientar em outros países a substituição do cobre pelo alumínio vem se processando de longa data; assim, nos Estados Unidos a primeira aplicação, de que temos notícia, é a de uma linha de transmissão na costa do Pacífico executada em 1902. No entretanto, seu emprêgo difundido é bem posterior sendo que sómente em 1947 a Oklahoma Gas and Electric Company iniciou a construção de novas redes de distribuição empregando esse material (Cfr. Carpenter e Thornton - Op. Cit.); na mesma época também a Philadelphia Electric Company adotou em todas as obras novas o alumínio. Atualmente seu emprêgo está sendo sobremodo difundido, sendo encontrado frequentemente em instalações residenciais e industriais.

Nas primeiras aplicações os problemas mais sérios que surgiram com o alumínio residiam nas emendas e no artigo *Eight Years Experience with All-Aluminum Distribution Systems* o autor aponta como maiores problemas:

- Queima de condutores nas emendas
- Reclamações de usuários devido à flutuação da tensão ("flicker")
- Danos causados a consumidores devido ao desbalanceamento das tensões,

sendo que todos êsses inconvenientes se originavam ou do aumento de resistência da junção devido à oxidação, ou a corrosão da emenda ou ainda ao fato de que o conector ao ser submetido a

vários ciclos térmicos soltava-se. Dêsse modo a pesquisa orientou-se no sentido de resolver o único problema oriundo da aplicação do alumínio, as junções. Diversos tipos de conetores foram ensaiados, materiais diversos de revestimento foram utilizados e atualmente o problema se bem que ainda existente está minimizado. Em instalações residenciais o problema era bem mais sensível de vez que em cada ponto de utilização ou de comando existe uma junção de cobre, ou uma sua liga, com o alumínio; além disso há que ser considerado o problema da emenda nos condutores. O primeiro foi solucionado submetendo-se os terminais fixos, onde seria feita a ligação, a processo de eletro-deposição, o metal que permitiu eliminar a corrosão, ao par de menor custo e baixa resistência de contato, foi o cádmio. Para as emendas de condutores foram desenvolvidos conetores de pequenas dimensões que satisfazem plenamente. Esta introdução, sucinta quer mostrar que, conforme demonstraremos mais adiante, o alumínio como condutor é mais vantajoso que o cobre, porém, pressupõe a existência de mão de obra especializada em sua tecnologia.

Nos demais itens estudaremos o dimensionamento dos condutores, no tocante à corrente e à temperatura sem nos ocuparmos do critério de queda de tensão. Procuraremos fixar critérios que permitam a máxima utilização do material empregado e em consequência seremos forçados a fixar exigências para os dispositivos de proteção.

2.- Estudo comparativo entre condutores de alumínio e cobre:

2.1.- Critério de mesma resistência:

A fim de que a comparação que temos em mente fazer tenha significado somos forçados a fixar dentre as várias grandezas uma constante para os dois condutores; neste caso fixamos: resistência da linha, por unidade de comprimento, igual para os dois casos.

Assim temos:

$$\frac{R}{h} = \frac{4 \rho_{cu}}{\pi d_{cu}^2} = \frac{4 \rho_{Al}}{\pi d_{Al}^2} \quad (2.1)$$

em que:

R - resistência da linha de comprimento h

ρ_{cu} - resistividade do cobre

d_{cu} - diâmetro do condutor de cobre

ρ_{Al} - resistividade do alumínio

d_{Al} - diâmetro do condutor de alumínio

Da (2.1) tiramos:

$$d_{Al} = d_{cu} \sqrt{\frac{\rho_{Al}}{\rho_{cu}}} = d_{cu} \sqrt{1,58} \approx 1,26 d_{cu} \quad (2.2)$$

Da (2.2) concluimos que a seção reta do condutor de alumínio deverá ser 50% maior que a do de cobre e que o diâmetro daquele deverá ser aumentado de 26%. Passemos a verificar o que ocorre com o peso de material empregado nos dois casos; - para tanto, sendo:

γ_{cu} - peso específico do cobre

γ_{Al} - peso específico do alumínio

P_{cu} - peso da linha de cobre

P_{Al} - peso da linha de alumínio

resultará:

$$\frac{P_{Al}}{P_{cu}} = \frac{\gamma_{Al} \frac{\pi d_{Al}^2}{4} h}{\gamma_{cu} \frac{\pi d_{cu}^2}{4} h} = \frac{\gamma_{Al} d_{cu}^2}{\gamma_{cu} d_{Al}^2} \quad (2.3)$$

isto é:

$$P_{Al} = P_{cu} \times \frac{1}{1,58} \times \frac{2700}{8890} = 0,193 P_{cu} \quad (2.4)$$

da (2.4) observamos que o peso de cobre utilizado é praticamente o dobro do de alumínio. Para simplificarmos a análise adotaremos a hipótese de tratar-se de linha aérea com condutor nu, - portanto, o único custo variável será o do material empregado,-

logo, sendo C_{Cu} e C_{Al} , respectivamente, o preço do cobre e do alumínio por unidade de peso, teremos:

$$\text{Preço do alumínio} = C_{Al} P_{Al}$$

$$\text{Preço do cobre} = C_{Cu} P_{Cu}$$

admitindo-se :

$$C_{Al} = a C_{Cu}$$

resulta:

$$\frac{C_{Al} P_{Al}}{C_{Cu} P_{Cu}} = 0,193 \text{ a} \quad (2.5)$$

logo, teremos igualdade de preços quando a for igual a 1/0,193 isto é, for praticamente o quíntuplo do cobre. É sabido que o preço do alumínio, atualmente, é bem inferior ao do cobre e as previsões são que as relações de preços se manterão.

No caso de condutor isolado instalado em eletroducto a situação altera-se levemente, isto é, o volume de material - termo-plástico utilizado no condutor de alumínio é superior ao do cobre e o diâmetro do eletroducto também deverá ser maior no primeiro caso. De fato, admitamos os dois condutores isolados - por camada de termo-plástico de espessura e e sejam ainda V_{Al} e V_{Cu} o volume de isolante utilizado no condutor de alumínio e - cobre, respectivamente. Teremos :

$$V_{Al} = \frac{\pi}{4} \left[(d_{Al} + 2e)^2 - d_{Al}^2 \right] h = \pi e (d_{Al} + e) h$$

$$V_{Cu} = \pi e (d_{Cu} + e) h$$

e a relação de volumes será:

$$\frac{V_{Al}}{V_{Cu}} = \frac{d_{Al} + e}{d_{Cu} + e} V_{Cu} = \frac{1,26 d_{Cu} + e}{d_{Cu} + e} V_{Cu} \quad (2.6)$$

notamos, pois, que a relação entre os volumes é variável com o diâmetro do condutor. Na figura 2.1 apresentamos a curva de variação de volume, notando-se que para um condutor 4/0 o aumento é de cerca 20% .

Finalmente observamos que mesmo considerando-se o aumento no preço devido à isolação, o alumínio ainda é mais vantajoso.

Condutor (A.W.G.)	14	12	10	8	6	4	2	0
d (mm)	1,63	2,05	2,59	3,26	4,11	5,19	6,54	8,25
e (mm)	1,4	1,4	1,8	2,3	3,0	3,0	3,2	3,9

(Valores de e fixados pelo N.E.C.)

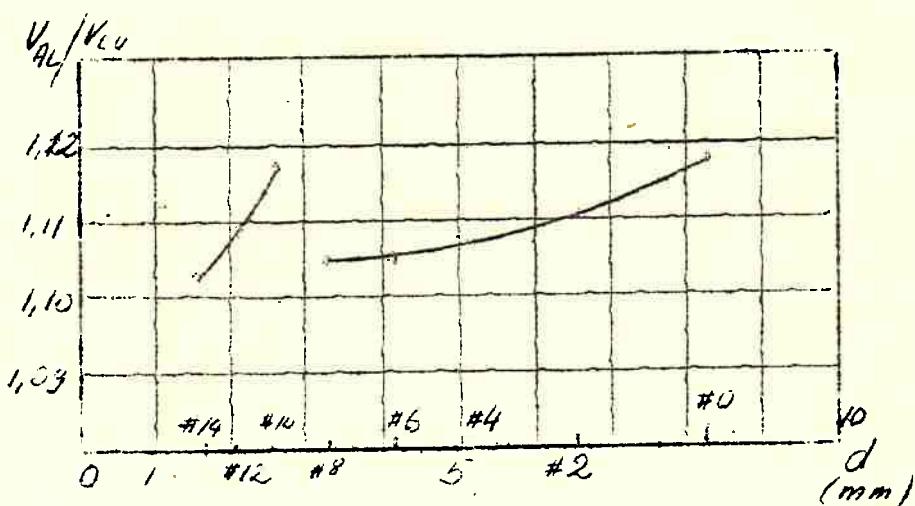


Figura 2.1

2.2.- Critério de mesma elevação de temperatura:

Na dedução do item precedente não levamos em conta a temperatura de regime do condutor, em que, o alumínio levaria nítida vantagem de vez que admitimos igualdade de potência dissipada, mesma resistência e mesma corrente, e área de sua superfície é maior. A seguir ncs ocuparemos no dimensionamento dos condutores de modo que a temperatura de regime para mesma corrente em ambos os condutores, seja a mesma.

Admitiremos inicialmente as hipóteses de resistência e coeficiente de calor constantes e independentes da temperatura. O segundo será suposto, ainda, invariável com o diâmetro do condutor. Nessas condições teremos, conforme (1.3) cap.II:

$$\theta_{rAl} = \frac{4 \rho_{Al}}{K \pi^2 d_{Al}^3} I^2 = \frac{4 \rho_{Cu}}{K \pi^2 d_{Cu}^3} I^2 = \theta_{rcu}$$

isto é:

$$d_{Al} = d_{cu} \sqrt[3]{\frac{\rho_{Al}}{\rho_{cu}}} = 1,16 d_{cu} \quad (2.7)$$

resultando relação de pesos:

$$P_{Al} = 0,252 P_{cu} \quad (2.8)$$

Neste caso não é suficiente compararem-se os pesos de materiais utilizados de vez que a energia dissipada na linha não é igual nos dois casos; procederemos, pois, ao cálculo do custo anual de operação da linha.

a) Custo inicial

Para cobre temos:

$$w_{cu} = P_{cu} C_{cu}$$

Para o alumínio resulta:

$$w_{Al} = P_{Al} C_{Al} = 0,252 a P_{cu} C_{cu} = 0,252 a w_{cu}$$

b) Energia perdida na linha por ano

Para o cobre temos:

$$E'_{cu} = r_{cu} I^2 t = \frac{\rho_{cu}}{d_{cu}^2} \cdot \frac{4I^2 \tau}{\pi}$$

em que t representa o número anual de horas de funcionamento da linha com corrente I .

Para o alumínio resulta:

$$E'_{Al} = \frac{\rho_{Al}}{d_{Al}^2} \cdot \frac{4I^2 \tau}{\pi} = \frac{\rho_{Al}}{\rho_{cu}} \cdot \frac{d_{cu}^2}{d_{Al}^2} E'_{cu} = \frac{d_{Al}}{d_{cu}} E'_{cu}$$

ou

$$E'_{Al} = 1,16 E'_{cu}$$

Admitindo-se o preço do KWh constante e igual a p . -
NCr\$/KWh resultará para o custo anual da perda de energia:

- Cobre : $E_{cu} = pE'_{cu}$

- Alumínio : $E_{Al} = pE'_{Al} = 1,16E_{cu}$

Em cada caso dimensiona-se a linha de modo que o custo anual da instalação seja mínimo, como estamos analisando um - caso genérico, fixaremos que o custo da energia perdida na - linha seja uma percentagem, g , do custo inicial, assim:

$$E_{cu} = g^W_{cu}$$

$$E_{Al} = 1,16g^W_{cu}$$

c) Amortização do capital

Admitiremos uma vida da instalação de 20 anos com valor residual condutor fixado em 25% do valor inicial, logo, a taxa de amortização anual será de:

$$\frac{\text{Custo inicial} - \text{Valor final}}{\text{Vida (Custo inicial)}} \cdot 100 = \frac{75}{20} = 3,75 \%$$

d) Custo do investimento

Adotaremos uma taxa de juros e demais despesas referentes ao capital investido de 20% ao ano.

e) Custo de manutenção

Não levaremos em conta no custo anual da linha as despesas de manutenção de vez que aproximadamente se equivalem, logo no cômputo total anular-se-ão.

f) Custo anual

Na tabela 2.1 apresentamos os custos, item por item, em função do custo inicial da instalação executada com condutores de cobre e na figura 2.2 representamos a relação entre os custos em função da relação de preços.

Especificação dos Custos	Cobre	Alumínio
Amortização do capital	$0,0375 W_{cu}$	$0,0094a W_{cu}$
Energia perdida na linha	$g W_{cu}$	$1,16 ga W_{cu}$
Despesas do Investimento	$0,20 W_{cu}$	$0,232a W_{cu}$
Custo Anual	$(0,2375 + g)W_{cu}$	$(0,2414 + 1,16g) a W_{cu}$
Custo relativo da instalação executada em alumínio.		$\frac{0,2414 + 1,16g}{0,2375 + g} a$

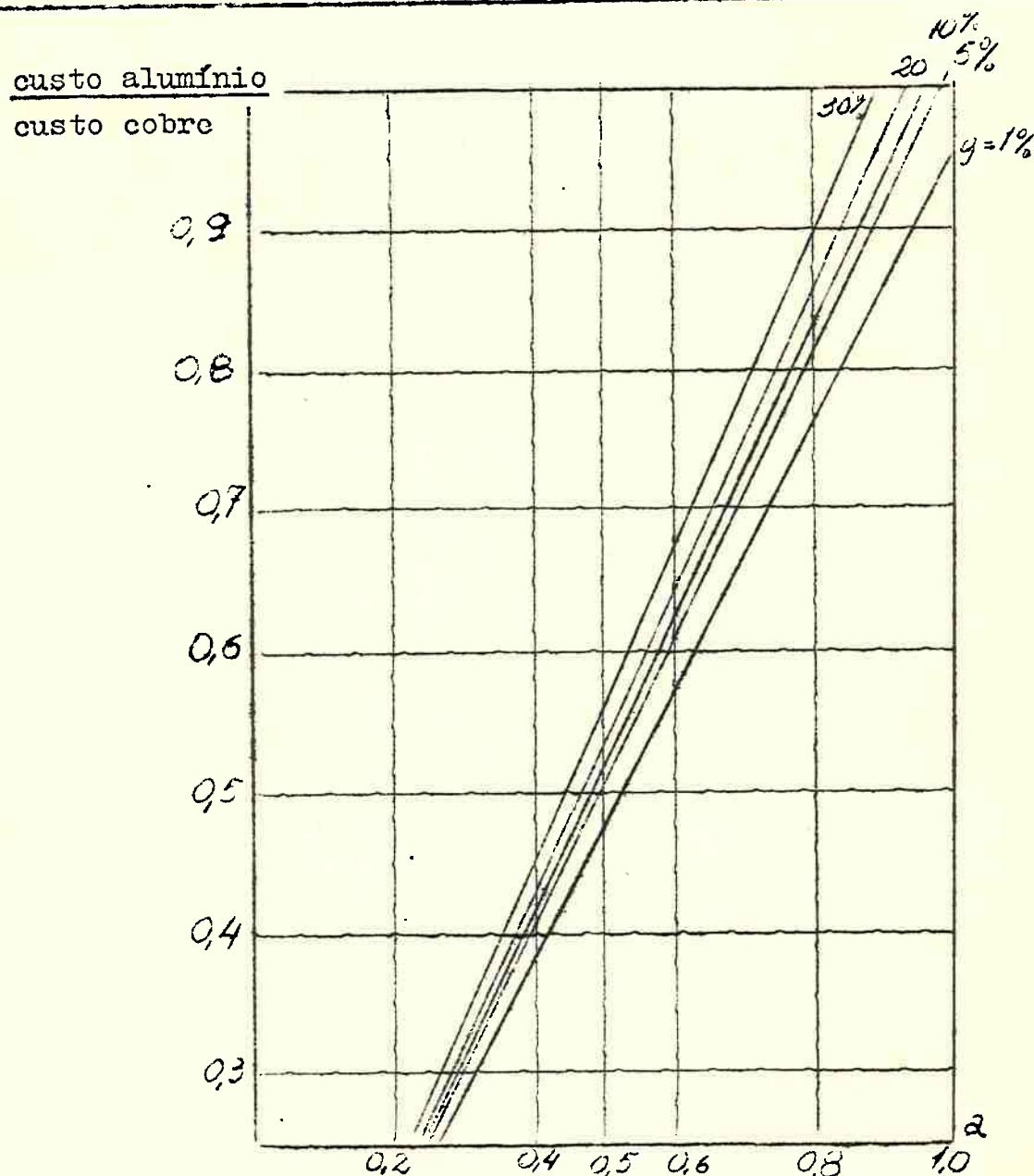


Figura 2.2

Da figura 2,2 observamos o valor que realmente influe no custo da instalação é o preço unitário do material e as demais grandezas praticamente não intervindo no custo, assim, enquanto o valor do alumínio se mantiver em torno de 50% do cobre sua aplicação é incontestavelmente vantajosa.

2.3.- Critério da redução da corrente:

Já verificamos que o alumínio é, econômicamente, mais vantajoso que o cobre; agora passaremos a analisar em que porcentagem deve-se reduzir a corrente, para uma determinada seção reta, de modo a que a temperatura de regime seja a mesma nos dois casos.

Assim, o problema que nos propomos resolver é o de se determinar a relação entre a intensidade de corrente para um condutor de alumínio e um de cobre de mesmo diâmetro, de modo que a temperatura em ambos seja a mesma.

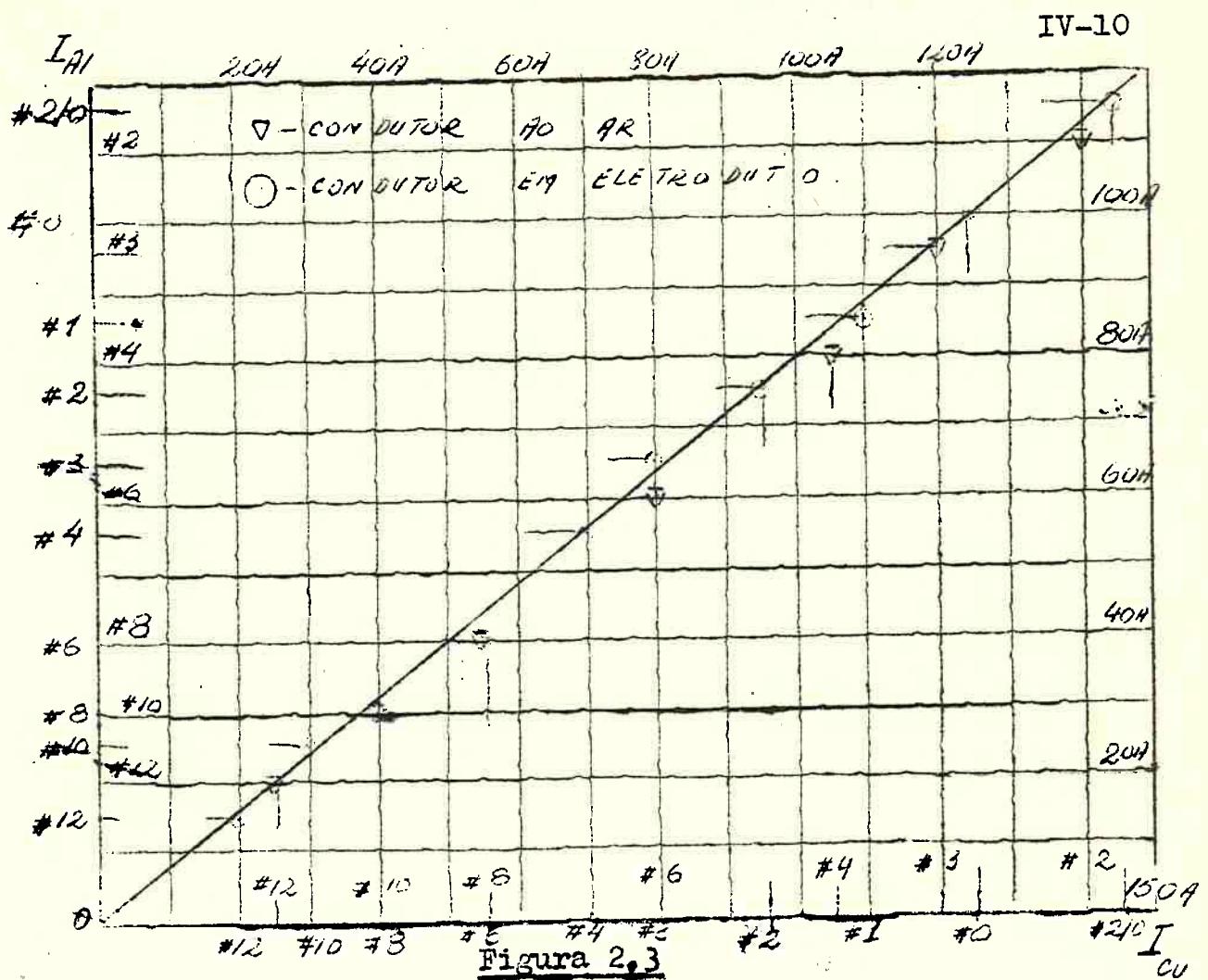
Temos:

$$\frac{\rho_{Al} \frac{h}{s} I_{AL}^2}{KS} = \frac{\rho_{cu} \frac{h}{s} I_{cu}^2}{KS}$$

isto é:

$$I_{AL} = \sqrt{\frac{\rho_{cu}}{\rho_{Al}}} I_{cu} = 0,8 I_{cu} \quad (2.9)$$

Na figura 2.3 apresentamos a relação entre as correntes nominais para condutores de alumínio e cobre calculados pela (2.9) e pelo critério de mesma resistência e os normalizados pelo N.E.C.



3.- Dimensionamento dos condutores:

3.1. - Introdução:

Ocupar-nos-emos a seguir da análise dos critérios para a determinação da corrente máxima admissível para condutores. Salientamos que é nosso intuito tão somente o dimensionamento de condutores pela condição de corrente máxima devendo esta determinação ser seguida, no caso geral, por uma verificação pelos critérios de máxima queda de tensão e de mínimo custo operacional anual. A corrente máxima admissível para cada bitola será designada por "ampacidade" numa tradução do termo utilizado pelos americanos (N.E.C. - "ampacities").

Salientamos que procederemos ao estudo do critério para a fixação da ampacidade sem nos preocuparmos com o tipo de condutor empregado, portanto, as conclusões serão válidas quer para os condutores de cobre quer para os de alumínio.

Inicialmente determinaremos, a partir dos valores fixados pelo N.E.C., a temperatura de regime em função das

densidade de corrente para a corrente circulando continuamente; posteriormente determinaremos a densidade de corrente máxima para condutores que operam com ciclo de trabalho descontínuo, - tomando-se o cuidado de que não ultrapassem a temperatura máxima fixada acima.

Estudaremos ainda o caso de condutores de cobre de bitola inferior à A.W.G. 14 e de alumínio inferior a A.W.G. cujo emprego em instalações residenciais não é tolerado pelas normas, e veremos em que casos sua aplicação é possível e quais as exigências dos dispositivos de proteção.

Além disso, consideramos ainda o caso de alimentadores de seção variável, sem proteções nos pontos de variação, cuja utilização também é proibida pelas normas técnicas.

3.2.- Determinação da temperatura de regime:

Na tabela 3.1. apresentamos os valores de corrente máxima, densidade de corrente e temperatura de operação para regime de trabalho contínuo.

Salientamos que os valores apresentados, extraídos do N.E.C. referem-se à temperatura ambiente de 30°C com temperatura máxima do condutor de 60°C, com isolação para a classe 600 volts e condutor isolado instalado ao ar. A temperatura de regime foi calculada a partir das curvas apresentadas no capítulo anterior.

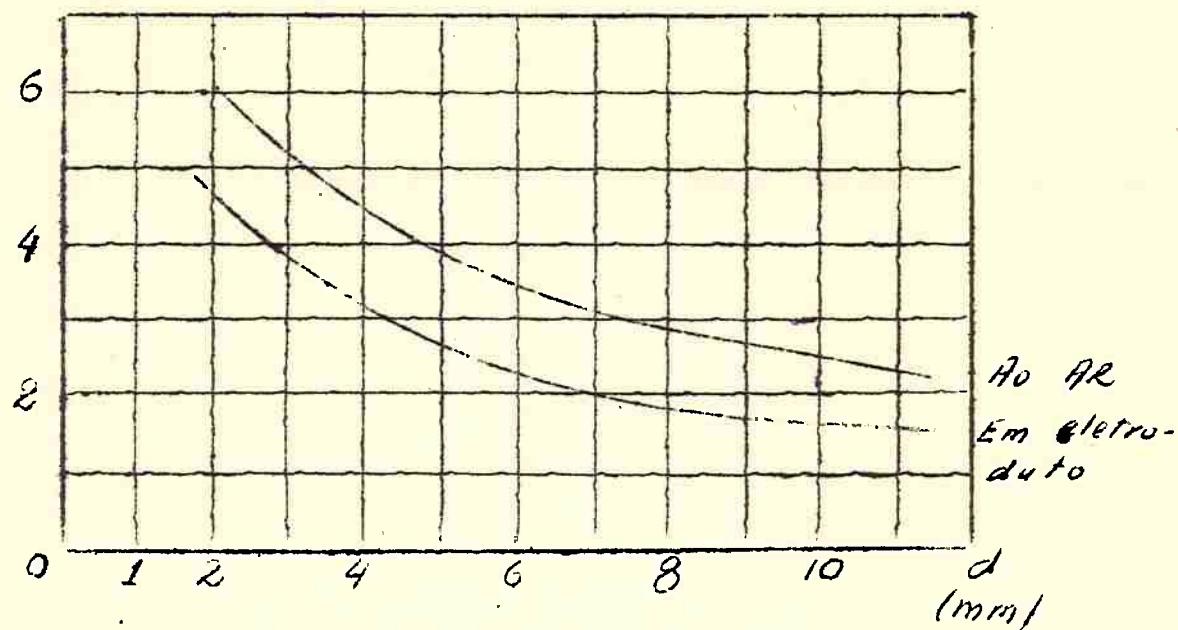
Bitola	Condutor de Cobre				Condutor de Alumínio			
	I (A)		(A/mm ²)	I (A)		(A/mm ²)		
A.W.G.	Condu- tor em Eletro- duto.	Condu- tor no ar	Condu- tor do Eletro- duto.	Condu- tor em ar	Condu- tor do Eletro- duto.	Condu- tor no ar	Condu- tor do Eletro- duto.	Condu- tor em ar
14	19	20	7,21	9,61	-	-	-	-
12	20	25	6,04	7,55	15	20	4,53	6,04
10	30	40	5,70	7,60	25	30	4,75	5,70
8	40	55	4,78	6,57	30	45	3,58	5,37
6	55	80	4,13	6,01	40	60	3,01	4,51
4	70	105	3,31	4,96	55	80	2,60	3,78
3	80	120	3,0	4,50	65	95	2,44	3,56
2	95	140	2,82	4,16	75	110	2,23	3,27
1	110	165	2,59	3,89	85	130	2,00	3,06
1/0	125	195	2,34	3,64	100	150	1,87	2,80
2/0	145	225	2,15	3,34	115	175	1,70	2,60
3/0	165	260	1,94	3,06	130	200	1,52	2,35
4/0	195	300	1,82	2,80	155	230	1,44	2,14

10 mm²

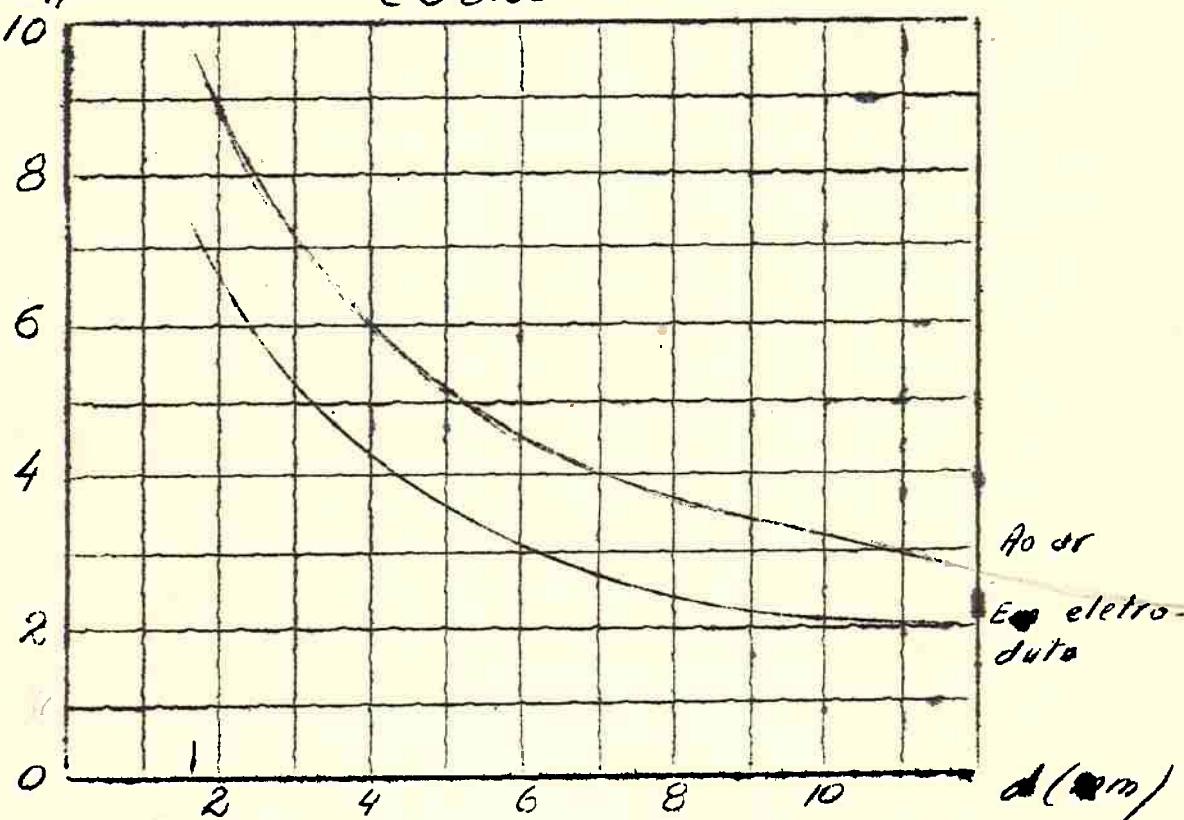
d = 35 mm

960

$\delta(A/mm^2)$ ALUMÍNIO



$\delta(A/mm^2)$ COBRE



3.2.- Condutores com ciclo de trabalho descontínuo:

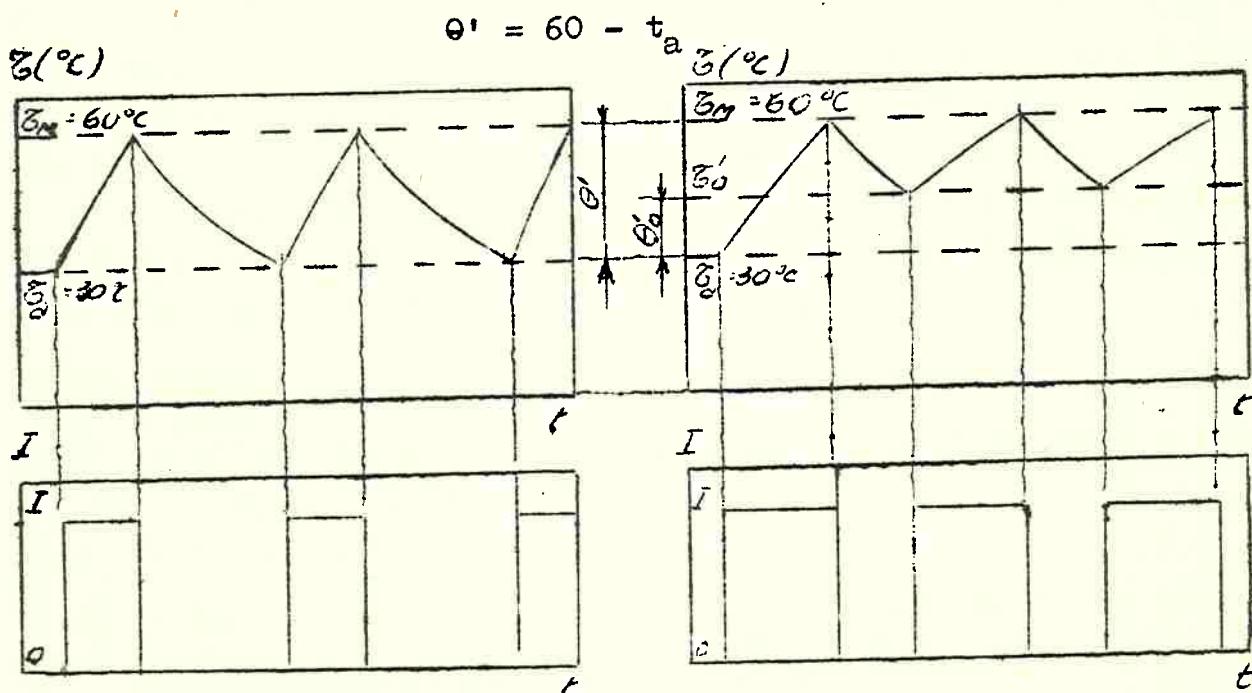
Para o dimensionamento de um condutor cujo ciclo de trabalho é descontínuo determinaremos sua seção reta de modo que ao fim do período de circulação de corrente sua temperatura seja não maior de 60°C . Salientamos que no caso de ser o intervalo de tempo sem circulação de corrente menor que o com circulação não há tempo suficiente para que o condutor retorne à temperatura ambiente, isto é, no início do segundo ciclo de trabalho a temperatura do condutor é superior à do ambiente.

Admitiremos, no que se segue, que o ciclo de trabalho é tal que o tempo sem circulação de corrente é suficiente para o resfriamento completo do condutor.

Assim, scjam:

- Θ' - máxima diferença de temperatura admissível entre o condutor e o ambiente ,
- t_a - temperatura ambiente ,
- Θ_M' - temperatura máxima que atingiria o condutor se a circulação de corrente fosse contínua ,
- t' - intervalo de tempo em que há circulação de corrente (segundos).

Evidentemente temos:



e:

$$\theta' = \theta_M (1 - e^{-t'/T})$$

onde determinamos:

$$\theta_M = \frac{\theta'}{1 - e^{-t'/T}} \quad (3.1)$$

em que T representa a constante de tempo do condutor cuja ampacidade é não menor que a corrente que se quer conduzir.

De posse do valor de θ_M determina-se das curvas para condutores isolados a bitola do condutor, procedendo-se a verificação da constante de tempo.

No caso de ciclo de trabalho em que o período sem circulação de corrente não é suficientemente longo para que o condutor retorne à temperatura ambiente, temos que determinar o valor da temperatura inicial do condutor, isto é:

$$\theta'_{0'} = \theta' e^{-t_1/T} \quad (3.2)$$

em que t_1 é o tempo durante o qual não há circulação de corrente e $\theta'_{0'}$ é a diferença de temperatura entre o condutor e o ambiente ao início do período de circulação. A equação de aquecimento será dada por:

$$\theta' = \theta'_{0'} e^{-t'/T} + \theta_M (1 - e^{-t'/T})$$

e levando-se em conta a (3.2) resulta:

$$\theta_M = \frac{1 - e^{-(t_1+t')/T}}{1 - e^{-t'/T}} \theta'$$

Salientamos que este processo para a determinação da ampacidade pode nos levar, conforme o caso, a economia sensível. No capítulo referente às conclusões teceremos alguns comentários acerca da temperatura máxima de operação do condutor.

3.3.- Dimensionamento de alimentadores:

Para o dimensionamento de alimentadores em instalações residenciais ou industriais é prática corrente adotarem-se coefficientes, dados pelas normas em função da área construída, tipo de utilização, potência instalada, dentre outras variáveis.

Esses coeficientes permitem determinar o fator de demanda da instalação de posse do qual, conhecendo-se a potência instalada, determina-se a demanda máxima. Finalmente o condutor é dimensionado de modo que sua ampacidade seja compatível com a demanda máxima calculada.

O método que propomos consiste em se determinar, ao invés do fator de demanda da instalação, a curva de carga diária média para a condição mais desfavorável e, a partir desta dimensiona-se o condutor para seu valor médio. Calcula-se, para o condutor escolhido, a curva diária de temperatura adotando-o ou optando-se por outro de seção maior ou menor, conforme sua temperatura esteja acima ou abaixo do valor especificado (60°C). Em outras palavras, o condutor é fixado de modo que sua temperatura esteja o mais próximo possível do valor máximo. Salientamos que são toleráveis aumentos na temperatura do condutor não maiores de 15% durante intervalos de tempo curtos.

Na figura 3.2 apresentamos, qualitativamente, a curva de temperatura diária para o caso de condutor hiper-dimensionado, hipo-dimensionado e dimensionado corretamente.

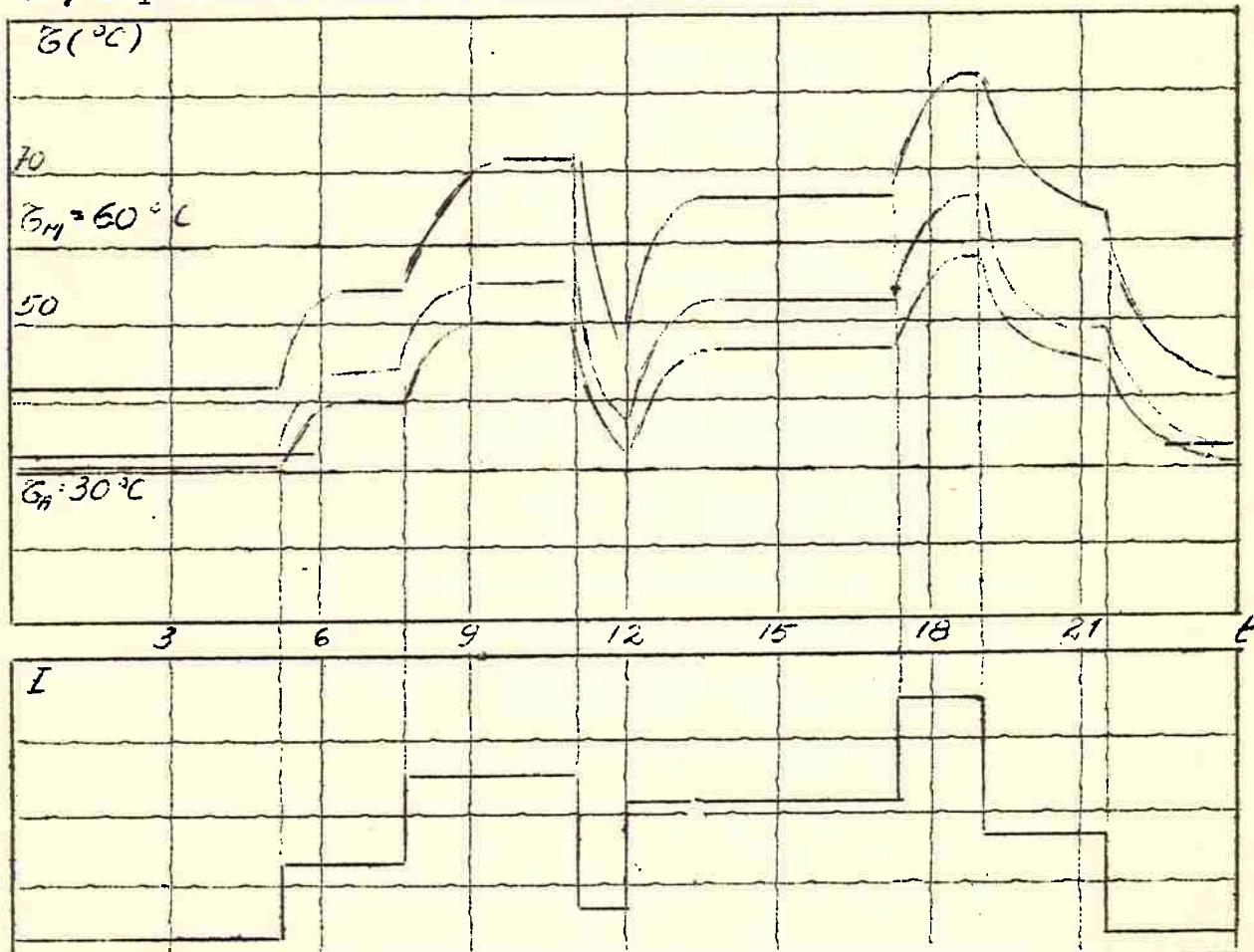


Figura 3.2

3.4.- Utilização de condutores de bitola inferior aos mínimos normalizados:

Para aplicações industriais e residenciais em geral o N.E.C. prescreve no artigo 310-8⁽¹⁾ que a bitola mínima para condutores de cobre é a A.W.G. 14. A razão dessa prescrição é que em instalações residenciais a capacidade mínima de cada circuito é de 10 A, ora, de consequência a proteção adotada é para a mesma corrente e um condutor de bitola A.W.G. 16 percorrido continuamente por corrente dessa intensidade queimaré. Porém, salientamos que num sem número de instalações residenciais tem-se condutores, constituintes trechos de circuitos para 10A, cuja corrente máxima em regime não supera 1A (alimentação e retorno de interruptores que alimentam uma única lâmpada de 100 W), portanto, a temperatura máxima em regime, utilizando-se um condutor A.W.G. 16, será pouco superior à do ambiente. Sob este aspecto seria permissível o emprêgo, nesses casos particulares, de condutores de bitola 16. Resta-nos verificar, ocorrendo um curto-circuito na instalação, se o intervalo de tempo que o dispositivo de proteção emprega para interromper o circuito é suficientemente grande para que a temperatura do condutor ultrapasse valor de segurança, isto é, valor que o danifique.

Para efetuarmos essa verificação podemos substituir a concessionária, no ponto de entrega de energia, por um gerador equivalente de Thévenin de f.e.m. E e impedância Z, situação que está esquematizada na figura 3.3. onde representamos também o diagrama de impedâncias para a condição de curto-circuito. A corrente de curto-circuito será dada por :

(1) 310-8. Minimum Size of Conductors. Conductors, whether solid or stranded, shall not be smaller than No.14, except for printing press control circuits; as provided for flexible cords in Section 400-7; for fixture wire in section 410-18; for fractional horsepower motors in section 400-7; for crane and hoists in section 610-14; for elevator control and signal circuits in section 620-12; for machine tools in section 670-21; and for remote-control, low-energy power, low-voltage and signal circuits in section 725-13.

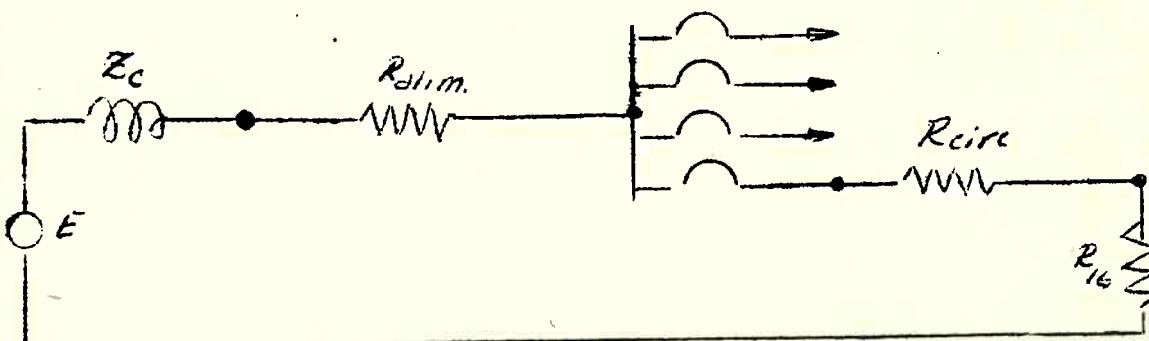
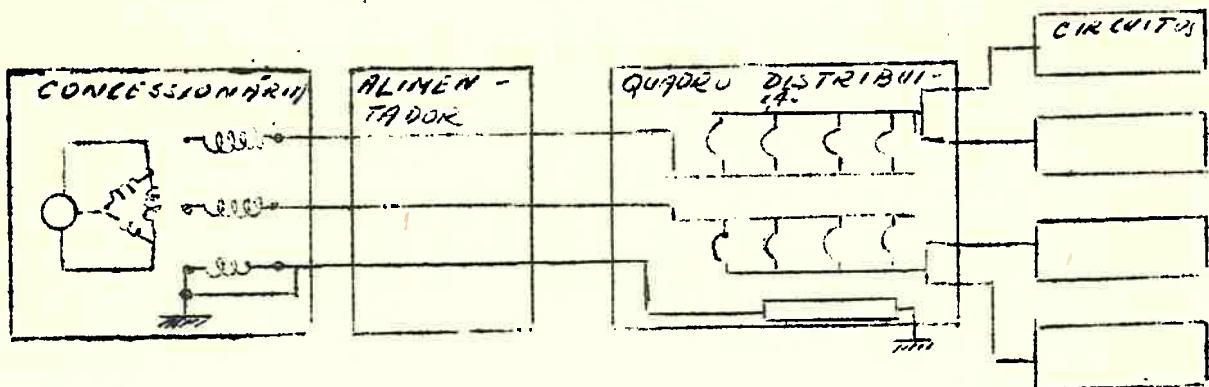


Figura 3.3

$$I_{cc} = \frac{E}{Z_c + R + R_{16}}$$

Com o fito de fixarmos a ordem de grandeza vamos resolver um exemplo admitindo que a instalação é alimentada por centro de transformação cuja potência nominal é 112,5 KVA, e tensão secundária é 208/120 V, com corrente de curto-círcuito primária de 50 KA, (curto-círcuito trifásico simétrico) e que a impedância percentual do transformador seja 4%, teremos corrente de curto-círcuito, no secundário, de 10 KA, logo o gerador equivalente de Thévenin terá, por fase, f.e.m. de 120 V e impedância equivalente de:

$$Z_e = \frac{120}{10} = 12 \text{ m}\Omega$$

Admitindo-se que o alimentador tem um comprimento total de 100 m e é executado com fio A.W.G. 8; que desde o quadro de distribuição até a junção com o fio 16 o circuito seja constituído por fio A.W.G. 14 com comprimento total de 50 metros resultará:

Resistência do alimentador = 0,220 ohms

Resistência do circuito dist. = 0,445 ohms

Resistência do fio 16 (10 m) 0,141 ohms

Desprezando-se a impedância interna do gerador de Thévenin a corrente de curto-circuito será dada por:

$$I_{cc} = \frac{120}{0,806} \approx 150 \text{ A}$$

Com essa intensidade de corrente um fusível do tipo Diazed de abertura rápida interromperá o circuito em 7,5 mseg, um disjuntor do tipo "Quick-lag", 15A, e interromperá em cerca de 10 mseg e nesse intervalo de tempo, com aquela intensidade de corrente a diferença de temperatura entre o condutor e o meio não superará 60°C, logo é possível seu emprego. Resultado de determinações experimentais realizadas com condutor A.W.G. 16 ao ar e em eletroduto de 1/2" estão apresentados na figura 3.4, da qual observamos que a máxima elevação da temperatura externa, em eletroduto, é de 25°C para corrente de 20 A.

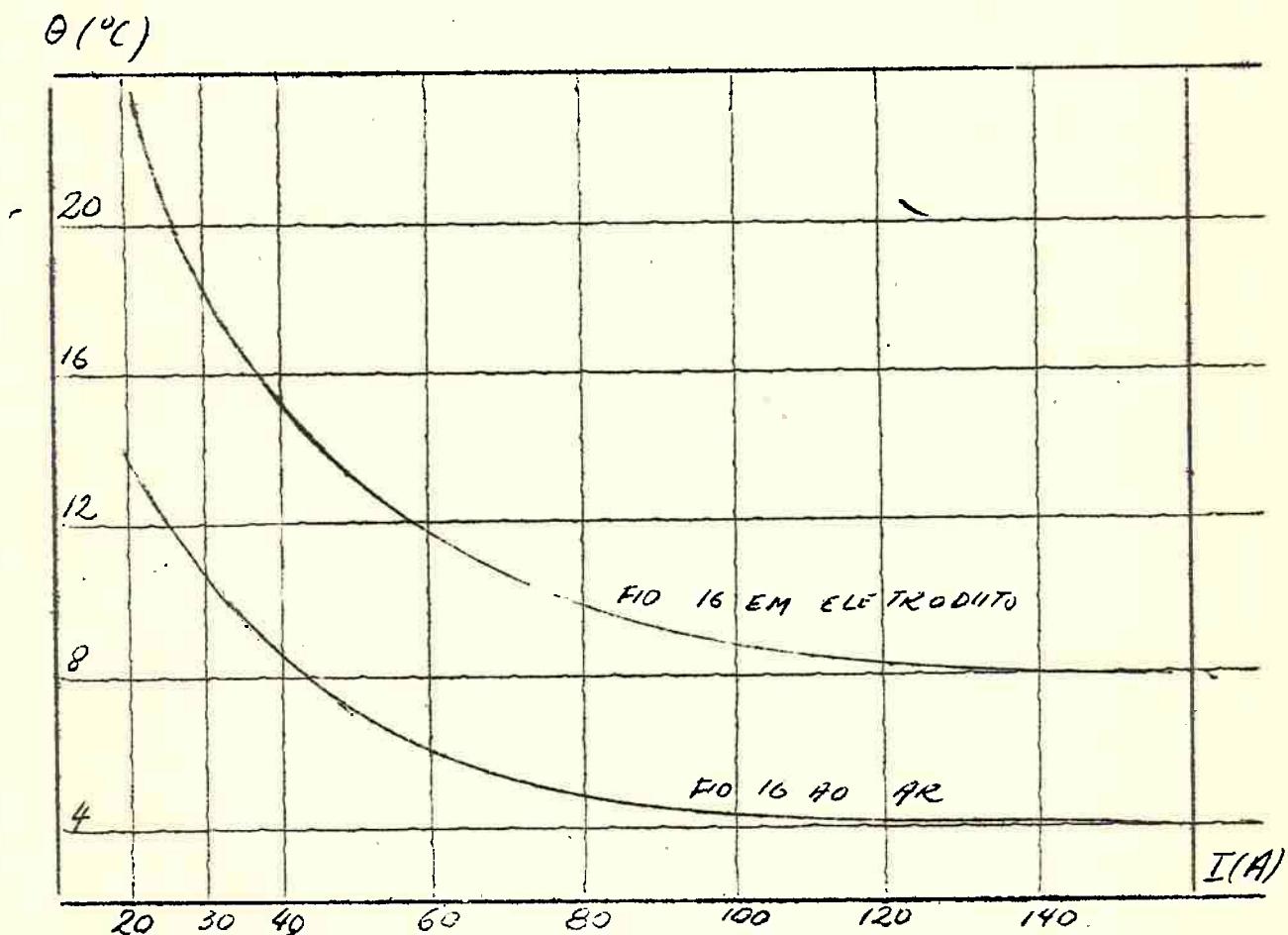


Figura 3.4

3.5.- Linhas com condutores de seção variável:

Como no caso anterior o N.E.C. não permite que se executem alimentadores utilizando-se condutores de seção reta variável, mesmo que varie a intensidade de corrente, sem que se coloquem dispositivos de proteção intermediários. Procedendo-se como no caso anterior pode-se determinar a temperatura que atingirá o condutor durante o intervalo de tempo que vai desde o instante em que se estabeleceu o curto-circuito até aquele em que o dispositivo de proteção atuou desligando-o. Calculando-se a temperatura que o condutor atingirá nesse intervalo de tempo pode-se concluir pela sua aplicabilidade ou menos.

.....

Capítulo VConclusões e tópicos para ulterior desenvolvimento1.- Cálculo teórico da temperatura de regime:

Conforme se pode verificar no capítulo III, os valores da temperatura de regime calculados teóricamente estão sujeitos a erros não superiores a 5%, o que nos autoriza a concluir pela aplicabilidade das curvas determinadas e pela validade das hipóteses introduzidas.

2.- Equipamento para a determinação da temperatura do condutor:

O dispositivo que utilizamos para se medir a temperatura do condutor demonstrou-se satisfatório conduzindo a resultados compatíveis. No entretanto pretendemos, em trabalho posterior, aperfeiçoá-lo eliminando vários de seus inconvenientes. Assim, temos em mente a substituição da bateria por fonte estabilizada de tensão contínua o que nos garantirá a constância da f.e.m. Para efetuarmos esta alteração devaremos substituir as resistências utilizadas por outras de valores maiores de modo a que o conjunto seja percorrido por corrente de ordem de microampères, garantindo-se, assim, que a resistência do detector e da referência, não são alteradas pela circulação de corrente na ponte. Além disso aumentando-se o valor das resistências utilizadas no circuito minimiza-se a influência dos condutores de ligação. Um dos inconvenientes maiores encontrados residiu na fragilidade do condutor empregado para o detector que ao ser enrolado e desenrolado rompeu-se várias vezes tendo que ser substituído. Advindo daí uma perda de tempo considerável, pois, o novo detector deve ter a mesma resistência que o fio de referência. Essa igualdade foi conseguida ligando-o à ponte e variando seu comprimento até se obter à temperatura ambiente, o equilíbrio da mesma. Pretendemos substituir o fio do detector e da referência por fio de ferro de mesma seção, dessa substituição, nos advirão as seguintes vantagens:

- a) Maior resistência em igualdade de condições, portanto, novamente menor influência dos condutores de ligação ,

- b) Coeficiente de variação da resistência com a temperatura muito maior, logo, maior desequilíbrio da ponte para mesma diferença de temperatura.
- c) Resistência mecânica elevada e consequentemente menor probabilidade de rupturas.

A dificuldade para essa substituição reside na obtenção de fio de ferro esmaltado; sendo que, nesse sentido, já entramos em contato com uma das firmas fabricantes de condutores.

Pretendemos, ainda, verificar o comportamento do sistema em montagem em ponte dupla de Kelvin, porém, a priori, não acreditamos em resultado muito diferente do obtido.

2.- Comparação entre condutores de cobre e alumínio:

Da análise comparativa da utilização de condutores de cobre e alumínio resultou incontestável a vantagem de emprêgo dos segundos. O emprêgo do alumínio traz, além da vantagem econômica para o adquiriente da instalação, uma economia considerável de divisas para o país, que, possui imensas jazidas de alumina e importa cobre. Salientamos que, por esta última razão mesmo em igualdade de custo da instalação seria vantajoso o emprêgo de alumínio; aliás, é sumamente estranho que seu emprêgo esteja tão pouco difundido, mesmo levando-se em conta o fato de não termos mão de obra especializada na tecnologia das emendas. Concluimos que se deveria iniciar a utilizar em larga escala êsses condutores, apesar do onus inicial de desenvolvimento da tecnologia das emendas.

Pretendemos estudar o problema das emendas e em particular desenvolver, bascando-nos na experiência dos americanos, técnicas de envelhecimento controlado atuando sobre a temperatura e a umidade do ar.

3.- Dimensionamento de condutores em função do ciclo de carga:

Da análise puramente teórica do dimensionamento de condutores em regime de carga intermitente deve-se concluir pela oportunidade de sua aplicação. No entretanto, temos em mente verificar experimentalmente as conclusões teóricas e, nesse sentido, nos orientaremos como segue:

- a) Fixaremos um ciclo de carga,
- b) Dimensionaremos o condutor pelo processo estudado,
- c) Simularemos o ciclo de trabalho por meio de dispositivo temporizado ("minuteria") que comanda uma chave magnética.
- d) Submeteremos o condutor dimensionado em b ao ciclo de trabalho durante vários meses, após o que procuraremos analisar se houve um envelhecimento acentuado da isolação, pela comparação com outra amostra do mesmo condutor que não tenha sido utilizada.

4.- Emprêgo de condutores de bitola A.W.G. 16:

Teóricamente parece-nos viável a utilização de condutores de bitola inferior à do nº 14, nas condições espcificadas. Nossa hipótese teórica é confirmada experimentalmente por condutores que mandamos instalar nas condições acima, em nossa residência, e que já estão em funcionamento há vários anos, tendo alguns sofrido curto-circuitos, sem que até o presente tenham apresentado qualquer sinal de envelhecimento. Os condutores estão instalados em circuitos para 10A e protegidos por disjuntores "quick-lag".

5.- Dimensionamento de alimentadores:

O processo que propomos para o dimensionamento de alimentadores parece-nos sobremodo razoável e com nítidas vantagens sobre o processo clássico. Dêsse modo, julgamos compensador o investimento de trabalho no sentido de ser o método analisado mais a fundo e comprovado experimentalmente. Optamos pola seguinte sequência de operações:

- a) Determinar para várias ocupações típicas, a curva de carga diária, durante um período suficientemente longo, para, por meio de estudo estatístico poder-se estabelecer uma curva padrão de carga para a aplicação considerada. Concomitantemente ao levantamento da curva de carga diária pretendemos registrar a curva diária de aquecimento do alimentador e posteriormente calcular qual seria a temperatura daquele dimensionado pelo critério proposto.

- b) Dimensionar o alimentador pelo critério proposto, e, otimizá-lo por meio de computação.
- c) Estudar modelo reduzido que possa, estatisticamente reproduzir a instalação considerada e analisar o comportamento do alimentador.

6.- Correntes máximas admissíveis e envelhecimento de condutores:

Da observação do comportamento de condutores isolados - por composto termo-plástico polivinílico trabalhando à temperaturas superiores a 60°C surgiu-nos a idéia de estudar qual a influência de temperaturas maiores na vida do condutor. De quanto vimos estamos muito propensos a crer que operando com o condutor, a temperatura de 70 a 80°C sua vida não será sobremodo diminuída. Somos levados a esse parecer pelos seguintes fatos:

- a) Não conseguimos encontrar na literatura técnica curvas que relacionem a vida do composto polivinílico - com a temperatura de trabalho, ao passo que encontramos um número bastante grande de publicações que --- dizem respeito à vida e a fatores que nela influem, - para cabos armados, condutores isolados com borracha e fios esmaltados.
- b) A temperatura máxima admissível fixada pelas normas - para condutores com isolação termo-plástica e em borracha e a mesma (60° C) . Este fato nos levou a realizar um ensaio comparativo, isto é, mantivemos por cerca de vinte e quatro horas um condutor isolado com borracha e outro com composto termo-plástico em temperatura superior a 60°C e verificamos, por exame visual, que a borracha apresentava-se recozida e quebradiça ao passo que o termo-plástico não apresentava alterações no seu aspecto e quando dobrado não apresentava fissuras.

Este ensaio não nos permite tirar conclusões, porém, nos leva a crer que os dois processos de envelhecimento não são iguais e que o efeito da temperatura é - menos marcado no composto polivinílico.

Executamos o ensaio de dobramento a frio procurando seguir ao máximo o especificado nas normas da A.B.N.T. - P-MB-211-1958 e P-EB-98R-1958. Salientamos que o "Ensaio de envelhecimento acelerado ao ar em estufa" constante do Método Brasileiro supra em nada nos pode auxiliar, pois, destina-se exclusivamente à comparação entre duas amostras, uma envelhecida naturalmente e a outra envelhecida artificialmente, pois diz:

"9.1 Objetivo - Este ensaio destina-se a fornecer elementos para a estimativa da resistência relativa dos compostos termo-plásticos à deterioração devida ao envelhecimento.

A velocidade em que a deterioração se processa, durante a vida normal dos compostos termo-plásticos, varia entre largos limites e depende das condições de exposição ao calor, à luz, ao ar e da composição; assim, este ensaio acelerado tem sómente valor comparativo e deve ser avaliado em confronto com o comprimento de compostos termo-plásticos dos quais se conhecem ambos os característicos: após envelhecimento natural e após envelhecimento artificial acelerado".

Estas comprovações nos levam a julgar oportuno um estudo dos fatores que influem na vida da isolação e na determinação de um processo de envelhecimento artificial controlado. Pretendemos estudar a influência da temperatura no ângulo de perdas, na resistência de isolação, na máxima tensão alternada aplicada instantaneamente que o isolante suporte, na resistência mecânica à compressão e nos ensaios especificados pelo Método Brasileiro citado de resistência a ruptura por tração e de elongação.

Na hipótese de conseguirmos equacionar as variáveis citadas, ou alguma outra que porventura venha a surgir durante o trabalho, com a vida do condutor pretendemos fixar para uma dada cidade, por exemplo São Paulo, uma temperatura ambiente média de modo que fique determinada o salto térmico máximo do condutor. Para a fixação dessa temperatura média já solicitamos ao Serviço de Meteorologia do Ministério da Agricultura as temperaturas, máxima e média diária num número de anos tal a cobrir um ciclo -

completo.

De posse desses valores determinaremos uma curva anual de distribuição de temperaturas e a curva que nos dá o número de horas por ano em que a temperatura é inferior a determinado valor.

Fixaremos o valor médio de modo que o número de horas em que o condutor funcionará em temperatura maior que o máximo admissível não seja de molde a reduzir sensivelmente sua vida.

Caso venhamos a lograr nosso intento teremos otimizado a utilização de condutores.

.....

- BIBLIOGRAFIA -

1. - Artigos:

BOYER, KORGES -

- Nontension Aluminium Conductors-
A.I.E.E.-III-74 - 1955 - p.848.

ASBURY, HARTMAN -

- Development of a welded aluminium bus for substation A.I.E.E.-III -
74 - 1955 - p.849.

BURLEY -

- Fatigue Characteristics of E.C. - and 5005 Alloy Aluminium Wire -
A.I.E.E.-III - 79 - 1960- p.789.

CARPENTER, THORNTON -

- Eight years' experience with all-aluminium distribution systems -
A.I.E.E.-III- 74 - 1955- p.828.

CARROL, LEE, MCKINLEY -

- Design and evaluation of Butyl- - Rubber Insulated power cable. -
A.I.E.E.-III - 74 - 1955-p.1204.

COMITEE REPORT -

- Soil thermal Characteristics in - relation to Underground Power - Cables - A.I.E.E.-III - 79 -1960- p.792 a 836 .
 - Part I - Wiseman, Burrell - p.792
 - Part II - Del Mar, Burrel, Bauer - 795
 - Part III- Fink - p.803
 - Part IV - Sinclair, Buller, Benham - p. 820
 - Part V - Brookes, McGrath - p.832
 - Part VI - Cameron, Brookes - p. 836.

COUCH, CROWDES -

- High Temperature Classification of Rubber and Rubberlike insulation of network cables by oven - heating - A.I.E.E.-III-74 - 1955- p.930 .

DEANS -

- Aluminium in heavy current - conductors - A.I.I.E.E. - III-74 - 1955- p.1192 .

DAGNINO -

- Criteri economici di progettazione delle linee di distribuzione a media tensione - Energia Elétrica XLI - 1964 - p.797 .

DeHASE, SANDIFORD, CAMERON -

- An Analogue Solution of Cable Heat Flow Problems - A.I.E.E. - III-74 1955- p.315 .

GOODALL -

- Electrical Cables - Journal of I.E.E. - Jan. 1958 - p.2

GOODALL -

- Electrical Cables - Proc.I.E.E. - Fev. 1959 - p.2 .

GOFF -

- An Analytic Solution of Heat Flow Versus Wire Temperature for Electrical Cables Burried in Plaster - A.I.E.E. - II- 72 - 1953 - p.160 .

HELLER, MATTUYsse -

- Limiters, their design characteristics and Applications - A.I.E.E.-74 - 1955 - p.924 .

KOLKS -

- A Mathematical Method for Determining Insulation Damage Curves for Network Cables - A.I.E.E.-74 -1955 p.934 .

MARTIN -

- The specific Heat of Copper from 20° To 300°K. - Canadian Journal of Ap.Phisics - 38 - n° 1 - 1960-p.17.

McDANIEL -

- Load Diversity - Its Role in Power Systems Utilization - I.E.E.E. - PAS 84/N° 7 - p.626 .

MORELLO -

- Calcolo Delle Potate di Corrente - Nei Cavi per Transmisione - D'energia - Elettrotecnica - XLVI Jan/1959 - p.2 .

MORELLO -

- Condizione di Corto-Circuito Nei Cavi per Transmissione D'energia Elettrotecnica - XLVI - Dez/1959- p.814.

NEHER -

- A simplified Mathematical Procedure for Determining the Transient Temperature Rise of Cable Systems A.I.E.E. - 72 - 1953 - p.712 .

NELSON, GARRETT -

- Design Problems and Operating - Experience With alluminium distribution Conductors in the Philadelphia Electric Company - A.I.E.E.- III-74 - 1955 - p.825 .

PORTR -

- Cable in Duct, Time-current Damage Characteristics - A.I.E.E.III- 74 1955 - p.919 .

RUSJAN -

- Trattamento Analitico di Semplici Problemi Termici Non Stazionari - Elettrotecnica - XLVI - Ag/1959 -- p.474 .

SCHACH -

- Continous Current and Temperature Rise in Aircraft Cables - A.I.E.E. II - 71 - 1952 - p.197

SCHACH, KIDWELL -

- Continous Current and Temperature Rise in Bundled Cables for Aircraft A.I.E.E. - II - 71 - 1952 - p.376 .

STEINER -

- Conductors and Conductor Protection A.I.E.E.II - 77 - 1958 - p.342 .

STINEMAN, McINTYRE -

- Calculation of Steady State and Transient Ratings of Electric Wire A.I.E.E.-III-79 - 1960 - p.1157 .

SCHMILL -

- Mathematical Solution to the -- Problem of the Control of Thermal Environment of Burried Cables -- A.I.E.E. - 79 - 1960 - p.175 .

SCHACH, SCHROEDER -

- Continuous Current Capacity of -
Bundled Cables for Aircrafts -
A.I.E.E. - II - 72 - 1953 - p,386.

SHANKLIN, BULLER -

- Ciclical Loading of Burried Cable
and pipe cable - A.I.E.E.-III- 72
1953 - p.535 .

SMITH, HOFFMANN -

- A review of frequently unrecognized
considerations in the design
and operation of industrial power
systems - IEEE - IGA-1 - n° 2 - -
1965 - p.97 .

TOMPKINS, LANCTOT -

- Test of Fittings on Insulated -
Aluminiu Cables - AIEE -III - 72
1953 - p.702 .

VAN WORMER -

- An Improved approximate Technique
for Calculating Temperature -
Transients - AIEE - III - 74 -1955-
p.272 .

WILSON -

- Performance of Electrical Joints -
utilizing New Silver Coating on -
Aluminum Conductors AIEE - III - 72
1953 - p.702.

WISEMAN -

- An Empirical Method for Determining
Transientes Temperature of Burried
Cable Systems - AIEE - III - 72 -
1953 - p.545 .

WRIGHT, LAMBERT -

- The Use of All-Aluminium Conductor
in Transmission Lines AIEE -II -74
1955 - p. 848 .

2.- Catálogos:-

ELETROMAR - - Disjuntores "Quick-lag" para circuitos de iluminação 6-205/312 .

FICAP - FIOS E CABOS DO BRASIL - Condutores Elétricos.

PIRELLI S.A. - - Cabos Poliprene e Poliplast para instalações gerais de baixa tensão .

PIRELLI S.A. - - Fios e cabos de cobre nú .

PIRELLI S.A. - - Cabos e energia com isolamento de papel impregnado.

SACE BRASILEIRA - - Disjuntor automático a seco tipo- "Z" - TN-CT.13/62 .

SIEMENS DO BRASIL - - Sistemas de segurança "DIAZED" .

3.- Livros:-

BEEMAN, DONALD - - Industrial Power Systems Handbook - McGraw Hill 1955 .

CARSLAW, H.S. - - Indtroduction of the Mathematical Theory of Heat Conduction in - Solids - Dover Pub.1945.

FALETTI, N.- - Transmissione e Distribuizione - Dell"Energia Elettrica - Edit.R. Patron - 1956 .

FISHENDEN, M. e SAUNDERS, O.A. - An Introduction to the Heat - Transfer At the Clarendon Press - 1950.

KNOWLTON, A.E. - - Standard Handbook for Electrical Engineers - McGraw Hill - 9^{ed}. - 1957 .

ROBINSON, D.M. -

- Dielectric Phenomena in High - Voltage Cables - Chapman & Hall- 1936 .

STEVENSON, W. -

- Elements of Power Systems Analysis - McGraw - 1962.

STOEVER -

- Applied Heat Transmission - McGraw Hill - 1941 .

4. - Normas Técnicas: -

A.B.N.T. - N.B. - 3 -

- Execução de instalações elétricas industriais - 1941.

A.B.N.T. - N.B. - 3 -

- Revisão - Execução de Instalações Elétricas Industriais - 1960 .

A.B.N.T. - P-EB-59R -

- Condutores elétricos isolados com compostos de borracha natural - vulcanizada - 1956 .

ABNT-P-EB-98R e M-MB-125R

- Condutores elétricos isolados com composto termo-plástico polivinílico - 1958 .

ASTM -

- Standards on Electric Insulating Material .

NATIONAL ELECTRIC CODE -

- Edição de 1960 comentado por Abbott e Stetka .