



XXXVII IBERIAN LATIN AMERICAN CONGRESS
ON COMPUTATIONAL METHODS IN ENGINEERING
BRASÍLIA - DF - BRAZIL

ESTUDO SOBRE O COMPORTAMENTO TÉRMICO DE TUBOS DE MATERIAIS COMPÓSITOS SOB AÇÃO DE FOGO

Glauber Batista Marques

Severino Pereira Cavalcanti Marques

glauberbatistamarques@gmail.com

smarques@lccv.ufal.br

Centro de Tecnologia - Universidade Federal de Alagoas

Campus A. C. Simões, 57072-900, Maceió, Alagoas, Brasil

Resumo. *Este trabalho apresenta um estudo teórico sobre o comportamento de tubos de materiais compósitos poliméricos reforçados por fibras em ambiente de elevada agressividade térmica. A ação térmica externa é assumida como radialmente simétrica e proveniente de uma fonte de calor cuja temperatura varia de acordo com a curva ISO-834. As análises são feitas através de um modelo térmico transiente unidirecional que leva em conta os efeitos da decomposição da resina sobre as propriedades termofísicas do material. O modelo assume que o processo de decomposição da resina é governado pela equação de Arrhenius. O método das diferenças finitas é utilizado para solução numérica do problema. Os exemplos analisados envolvem tubos vazios e cheios de água, com e sem revestimento de proteção ao fogo. A influência de revestimentos de silicato de cálcio sobre a resistência ao fogo é analisada e ilustrada através de gráficos comparativos.*

Palavras-chave: *Compósitos poliméricos, tubos, alta temperatura, proteção ao fogo, modelagem.*

1 INTRODUÇÃO

Os materiais compósitos poliméricos têm encontrado um vasto e crescente campo de aplicações industriais, o que pode ser justificado, principalmente, pelas suas altas relações resistência/peso e rigidez/peso, além da boa resistência à corrosão. O emprego desses materiais, que nas décadas de 60 e 70 era mais restrito às indústrias aeronáuticas e aeroespaciais, tem rapidamente se disseminado nos mais diversos setores industriais. Atualmente, além das aplicações aeroespaciais, eles são empregados nas indústrias naval, automobilística e ferroviária, na construção civil, em estruturas offshore, na fabricação de tanques, vasos de pressão e tubulações, etc. (Mallick, 2008; Hollaway, 2010).

Muitas destas aplicações exigem, em adição a aquelas citadas propriedades, um adequado comportamento do material na presença de temperatura extremas, tal como fogo. Como os polímeros são em geral sensíveis à temperatura, a ação do fogo representa uma limitação para o uso de compósitos com matriz polimérica (Mouritz e Gibson, 2006; Mouritz et al., 2009). Uma forma de viabilizar o emprego destes materiais em aplicações onde um bom desempenho ao fogo é importante consiste na utilização de sistemas de proteção, cujo papel é retardar ou inibir o processo de degradação da matriz. Estes sistemas de proteção podem ser ativos (exemplo, resfriamento com água) ou passivos (revestimento com materiais resistentes ao fogo: silicato de cálcio, argamassa de vermiculita/perlita, etc.) (Bai et al., 2010; Horrocks e Price, 2001).

A elaboração de modelos capazes de descrever com fidelidade o comportamento de compósitos poliméricos reforçados por fibras (CPRF) expostos a condições extremas de temperatura consiste em um grande desafio, uma vez que o mesmo é controlado por complexos processos químicos, físicos, térmicos e de dano. Constata-se através da literatura um relativo progresso na caracterização experimental do comportamento de vários tipos de CPRF na presença de fogo (Bai et al., 2007; Mouritz et al., 2009; Lattimer, 2011). Por outro lado, até recentemente, os modelos para descrever o comportamento de compósitos submetidos ao fogo eram bastante raros. Na ausência destes últimos, a avaliação do desempenho estrutural sob tais situações era necessariamente feita através de testes experimentais dispendiosos e de realização sofisticada. Nos últimos anos, tem-se também observado algum progresso no desenvolvimento de modelos para análise térmica e mecânica de CPRF sob temperatura extrema (Henderson et al., 1985; Feih et al., 2007; Bai et al., 2008; Boyd et al., 2011; Chowdhury et al., 2011; Mouritz et al., 2009). Todavia, devido à complexidade inerente ao problema, tais modelos fazem uso de diversas hipóteses simplificadoras e geralmente consideram comportamento unidirecional. Formulações analíticas e o método dos elementos finitos têm sido usados nestes modelos (Looyeh et al. 1997; Gibson et al., 2006; Ramroth et al., 2006; Zhang et al., 2009; Liu et al., 2011; Summers et al., 2009; Luo et al., 2012).

Este trabalho apresenta um estudo teórico sobre o comportamento térmico de tubos de materiais compósitos poliméricos reforçados por fibras em ambiente de elevada agressividade térmica. A ação térmica externa é assumida como radialmente simétrica e proveniente de uma fonte de calor cuja temperatura varia de acordo com a curva ISO-834 (ISO, 1975). As análises são feitas através do modelo térmico transiente proposto por Henderson et al. (1985), o qual leva em conta os efeitos da decomposição da resina sobre as propriedades termofísicas do material. O modelo assume que o processo de decomposição da resina é governado pela equação de Arrhenius. O método das diferenças finitas é utilizado para solução numérica do problema. Os exemplos analisados envolvem tubos vazios e com fluxo de água, com e sem revestimento de proteção ao fogo. Os resultados apresentados mostram a distribuição da temperatura através da espessura do tubo ao longo do tempo. A influência de diferentes

condições de contorno, diâmetro e revestimentos de silicato de cálcio sobre o comportamento térmico de tubos submetidos ao fogo é analisada e ilustrada através de gráficos comparativos.

2 RESPOSTA DE COMPÓSITOS POLIMÉRICOS SOB FOGO

A exibição de um CPRF a um campo de temperatura gradativamente crescente desencadeia internamente no material um processo de transformações químicas e físicas governadas por mecanismos de alta complexidade, produzindo alterações acentuadas nas propriedades térmicas e mecânicas. Na fase inicial, o material virgem sofre modificações sem mudança de estado, até que a temperatura de transição vítrea da resina seja ultrapassada e ocorra um rápido decréscimo de rigidez e resistência. O valor de T_g varia com o tipo da resina (usualmente, $T_g < 200^\circ\text{C}$). Na próxima fase, quando a temperatura supera o valor de decomposição da resina, T_d , começa o processo de pirólise, caracterizado pela decomposição da resina e a liberação de calor, fumaça e gases. Os valores de T_d das resinas usuais variam em torno de 300°C a 400°C . Depois desta fase de decomposição, o material resultante consiste em matriz carbonizada e fibras. Em caso de compósitos com fibras orgânicas, o produto final pode ser apenas a matriz carbonizada (Lattimer et al., 2011). No processo de decomposição dos compósitos usuais a temperatura pode atingir valores superiores a 1000°C .

2.1 Modelo de Decomposição do Material

Durante o processo de decomposição do material ocorre uma variação de sua massa M , a qual é dependente da temperatura e pode ser expressa pela expressão:

$$M = (1 - \alpha) \cdot M_i + \alpha \cdot M_e \quad (1)$$

onde M_i e M_e são a massa inicial (antes da decomposição) e final (depois da decomposição), respectivamente, e o parâmetro α é definido como o grau de decomposição do material. Considerando que a evolução do processo de decomposição pode ser descrito pela lei de Arrhenius, tem-se (Bai et al., 2007):

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} = A \cdot \exp\left(\frac{-E_A}{RT}\right) (1 - \alpha)^n \quad (2)$$

onde

A = fator pré-exponencial

E_A = energia de ativação

R = constante do gás (8,314 kJ/K mol)

T = temperatura em graus K

n = ordem da reação.

O grau de decomposição varia no intervalo $0 \leq \alpha \leq 1$, sendo $\alpha = 0$ para o caso de o material virgem e $\alpha = 1$ para o material totalmente decomposto. Usando a Eq. (2), o valor de α pode ser obtido de forma aproximada, em qualquer estágio de tempo, durante o processo incremental empregado na análise térmica do material. As Figuras 3, 11 e 17 apresentam curvas que mostram a variação de α com a temperatura para os exemplos analisados.

Assumindo que o volume se mantém constante, a Eq. (1) permite a obtenção da densidade instantânea do material pela relação:

$$\rho = (1 - \alpha) \cdot \rho_i + \alpha \cdot \rho_e \quad (3)$$

sendo ρ_i e ρ_e as densidades inicial e final, respectivamente.

2.2 Condutividade Térmica Efetiva

A condutividade térmica de um compósito depende das condutividades térmicas e das frações volumétricas de suas fases constituintes. Durante o processo de decomposição, a formação de gases e os danos mecânicos têm como consequência o surgimento de poros, trincas e delaminações na microestrutura do material, alterando substancialmente a condutividade térmica efetiva do compósito. Existem na literatura modelos micromecânicos simplificados propostos para avaliação da condutividade térmica de compósitos em processo de decomposição (Henderson et al., 1985; Bai et al., 2007).

Um procedimento adotado consiste em supor que o material, em um dado estágio de decomposição, é constituído por duas fases: material virgem e material decomposto. Baseando-se nesta ideia, Bai et al. (2007) utilizaram um modelo micromecânico simples, com estas últimas fases disposta em série, para deduzir a seguinte expressão para avaliação da condutividade térmica efetiva do material compósito parcialmente decomposto, k_c :

$$\frac{1}{k_c} = \frac{V_b}{k_b} + \frac{V_a}{k_a} \quad (4)$$

onde k_b e k_a representam as condutividades térmicas do material antes e depois da decomposição, respectivamente. V_b e V_a indicam as respectivas frações volumétricas das fases virgem e decomposta, as quais podem ser avaliadas em função do grau de decomposição do material por

$$V_b = \frac{f_b/M_i}{f_b/M_i + f_a/M_e} = 1 - \alpha \quad (5)$$

$$V_a = \frac{f_a/M_e}{f_b/M_i + f_a/M_e} = \alpha \quad (6)$$

Nestas expressões, as grandezas f_b e f_a representam as frações de massa, dependentes da temperatura, do material virgem e decomposto, respectivamente, as quais podem ser obtidas pelas equações:

$$f_b = \frac{M_i \cdot (1 - \alpha)}{M_i \cdot (1 - \alpha) + M_e \cdot \alpha} \quad (7)$$

$$f_a = \frac{M_e \cdot \alpha}{M_i \cdot (1 - \alpha) + M_e \cdot \alpha} \quad (8)$$

2.3 Calor Específico

O calor específico de um material é definido como a relação entre a quantidade de calor necessário para elevar a temperatura de uma dada massa do material a uma temperatura especificada. Uma forma simplificada para avaliar o calor específico de um composto é obtida através da regra da mistura. Considerando novamente que o material é constituído por uma fase decomposta e outra não decomposta, a quantidade de calor total E necessária para elevar de ΔT a temperatura de uma dada massa M deve ser a soma das quantidades de calor necessárias para aumentar a temperatura das duas fases do mesmo valor. Assim sendo, pode-se obter calor específico do material por:

$$C_{p,c} = \frac{E}{\Delta T \cdot M} = \frac{C_{p,b} \cdot \Delta T \cdot M \cdot f_b + C_{p,a} \cdot \Delta T \cdot M \cdot f_a}{\Delta T \cdot M}$$

ou seja,

$$C_{p,c} = C_{p,b} \cdot f_b + C_{p,a} \cdot f_a \quad (9)$$

onde $C_{p,b}$ e $C_{p,a}$ indicam os valores do calor específico do material não decomposto e decomposto, respectivamente.

3 FORMULAÇÃO E PROCEDIMENTOS NUMÉRICOS DE ANÁLISE

3.1 Equação de Conservação de Energia

O presente trabalho utiliza o modelo proposto por Henderson et al. (1985), o qual tem como objetivo a simulação do comportamento transiente unidirecional de materiais compostos poliméricos submetidos a processo de decomposição gradativa motivada pela ação de fogo. No desenvolvimento do modelo, as seguintes simplificações são assumidas:

- O mecanismo de transferência de calor é admitido como unidirecional, se processando na direção da espessura do material.
- Não existe acúmulo de gases de decomposição no material sólido;
- A expansão termomecânica do material é desprezada;
- Os gases de decomposição e o material sólido estão em equilíbrio térmico; e
- A taxa de evolução do processo de decomposição da resina é governada pela equação cinética de ordem n de Arrhenius.

Com base nas hipóteses acima, Henderson et al. (1985) apresentaram a seguinte equação de conservação de energia para o caso de transferência de calor unidirecional em um painel plano de material composto polimérico em processo de decomposição térmica:

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k_c \frac{\partial T}{\partial x} \right) - \dot{m}_g C_{pg} \frac{\partial T}{\partial x} - \frac{\partial \rho}{\partial t} (Q + h - h_g) \quad (10)$$

sendo x a coordenada cartesiana na direção do fluxo de calor e

ρ = densidade do material

C_p = calor específico

T = temperatura

t = tempo

k_c = condutividade térmica do compósito

\dot{m}_g = fluxo de massa dos gases resultantes da decomposição

C_{pg} = calor específico do gás

Q = calor de decomposição

h = entalpia do sólido

h_g = entalpia do gás.

Se o acúmulo de gases no material é ignorado, a condição de conservação de massa é pode ser expressa na forma

$$\frac{\partial \dot{m}_g}{\partial x} = - \frac{\partial \rho}{\partial t} \quad (11)$$

a qual permite obter o fluxo de massa, \dot{m}_g , em qualquer ponto espacial e tempo, pela seguinte equação:

$$\dot{m}_g = \int_L^x \frac{\partial \rho}{\partial t} dx \quad (12)$$

onde L é a espessura do material. Usando a equação de Arrhenius de primeira ordem, a taxa de decomposição da resina é dada por

$$\frac{d\rho_r}{dt} = -A\rho_r \exp\left(\frac{-E_A}{RT}\right) \quad (13)$$

sendo

ρ_r = densidade instantânea da resina parcialmente pirolisada

E_A = energia de ativação

R = constante do gás (8,314 kJ/K mol)

T = temperatura em graus K

A = fator pré-exponencial

A densidade do material compósito (ρ) pode ser avaliada em função das densidades da resina (ρ_r) e das fibras (ρ_f) pela equação:

$$\rho = \rho_r(1 - v) + \rho_g v \quad (14)$$

onde v é a fração volumétrica das fibras. Se as fibras são consideradas intactas na faixa de temperatura de interesse, a taxa de decomposição da resina coincide com a do material compósito.

As entalpias do material sólido e dos gases, assumidas como dependentes somente da temperatura, podem ser calculadas, respectivamente, pelas expressões (Henderson et al., 1985):

$$h = \int_{T_0}^T C_p dT \quad (15)$$

$$h_g = \int_{T_0}^T C_{pg} dT \quad (16)$$

Para o estudo de tubos cilíndricos sob condição de calor radialmente simétrica, a equação de conservação de energia (1) pode ser escrita na forma (Davies e Wang, 1988):

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(k_c r \frac{\partial T}{\partial r} \right) - \dot{m}_g C_{pg} \frac{\partial T}{\partial r} - \frac{\partial \rho}{\partial t} (Q + h - h_g) \quad (17)$$

onde r representa a coordenada radial com origem no centro do tubo.

3.2 Condições de Contorno

Diferentes tipos de condições de contorno envolvendo temperatura e fluxo de calor podem ser adotadas para a análise térmica de tubos. No estudo aqui desenvolvido, a temperatura do ambiente externo é simulada pela curva ISO-834 e a transferência de calor entre o fogo e a face exposta do tubo se processa por convecção e radiação. Esta condição de contorno é expressa matematicamente por:

$$-\left(k \frac{\partial T}{\partial r} \right) \Big|_{r=r_e} = h(T_\infty - T|_{r=r_e}) + \varepsilon_R \cdot \sigma_R \cdot (T_\infty^4 - T^4|_{r=r_e}) \quad (18)$$

onde h = coeficiente de convecção, ε_R = emissividade da superfície sólida e σ_R = constante de Stefan-Boltzmann. T_∞ e r_e indicam a temperatura da fonte de calor e o raio externo do tubo, respectivamente. Nos exemplos analisados, adotou-se um coeficiente de convecção $h=25W/m^2K$, em conformidade com o Eurocode 1, parte 1.2.

A curva ISO-834 é dada pela seguinte equação (ISO, 1975):

$$T_\infty - T_0 = 345 \cdot \log_{10}(8t + 1) \quad (19)$$

onde T_0 indica a temperatura inicial do ambiente e as unidades de tempo e temperatura são minutos e graus centígrados.

As condições de contorno na face interna ($r = r_i$) foram assumidas para duas situações: a) condição adiabática para tubos vazios e b) dissipação de calor por convecção para tubos cheios de água em escoamento. No primeiro caso, o fluxo de calor $q|_{r=r_i}$ no bordo interno é prescrito como nulo e, no segundo caso, a seguinte fórmula empírica para calcular o coeficiente de transferência de calor entre o tubo e a água é utilizada (Davies e Wang, 1998):

$$h(T) = 0.036R_e^{0,8}P_r^{\frac{1}{3}}\left(\frac{D}{L}\right)^{0,055}\frac{K}{D} \quad (20)$$

onde R_e = número de Reynolds, L = comprimento do tubo, D = diâmetro interno do tubo, K = condutividade do fluido e P_r = número de Prandtl do fluido. Esta fórmula é aplicável para $10 < L/D < 400$.

3.3 Modelagem do Revestimento de Proteção ao Fogo

A equação de conservação de energia utilizada para a modelagem do revestimento de proteção ao fogo dos tubos analisados no presente estudo é dada por

$$\rho_R C_{pR} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(k_R r \frac{\partial T}{\partial r} \right) \quad (21)$$

onde ρ_R , C_{pR} e k_R representam densidade, calor específico e condutividade térmica do material de revestimento.

A eficácia desses sistemas de proteção ao fogo depende diretamente das propriedades termofísicas do material empregado no revestimento. Observa-se que quanto maior o calor específico e menor a condutividade térmica, melhor a performance da proteção. Neste trabalho foi considerado revestimento de silicato de cálcio (CS), cujas propriedades térmicas são as seguintes (ver Bai et al., 2010):

Condutividade térmica: $k_{CS} = 0,164 \text{ W/mK}$ (independe da temperatura)

Calor específico (J/KgK): $C_{p,CS} = 439 + 82.9 * \ln(T)$

Densidade (kg/m³): $\rho_{CS} = (1 - 0,00027 * (T - 20^\circ\text{C})) * \rho_{CSi}$ com $\rho_{CSi} = 870 \text{ kg/m}^3$.

3.4 Solução Numérica por Diferenças Finitas

A equação diferencial parcial governante, Eq. (17), pode ser resolvida discretizando-se o tempo e o espaço através do método das diferenças finitas. Esse método pode ser formulado de forma explícita ou implícita. No entanto, nem sempre a formulação explícita proporciona resultados que convergem para uma solução estável e, sendo assim, não será utilizada nesse trabalho. Para uma discretização espacial com N nós, N equações simultâneas são necessárias e precisam ser resolvidas em cada intervalo de tempo. Para cada nó i e cada passo de tempo j , a equação governante pode ser expressa na forma:

$$\begin{aligned}
\rho_{i,j-1} C_{p,(i,j-1)} \frac{T_{i,j} - T_{i,j-1}}{\Delta t} &= \frac{k_{r,(i,j-1)}}{\Delta r^2} (T_{i-1,j} - 2T_{i,j} + T_{i+1,j}) + \frac{k_{r,(i,j-1)} - k_{r,(i-1,j-1)}}{\Delta r} \frac{T_{i,j} - T_{i-1,j}}{\Delta r} \\
&+ \frac{k_{r,(i,j-1)}}{r_{(i)} \Delta r} (T_{i,j} - T_{i-1,j}) - \dot{m}_g C_{p,(i,j-1)} \frac{T_{i,j} - T_{i-1,j}}{\Delta r} \\
&+ A \rho_{r,(i,j-1)} \exp\left(\frac{-EA}{RT_{i,j-1}}\right) (Q + h - h_g)
\end{aligned} \tag{22}$$

No caso de condição de contorno envolvendo convecção e radiação, Eq. (18), a equação correspondente usando diferenciação finita é dada por:

$$-k_{c,(1,j-1)} \frac{T_{1,j} - T_{0,j}}{\Delta r} = h(T_\infty - T_{0,j}) + \varepsilon_r \sigma_r (T_\infty^4 - T_{0,j}^4) \tag{23}$$

Para o caso de tubo com transferência de calor por convecção no seu interior, a condição de contorno em diferenças finitas pode ser obtida através da Eq. (23), desprezando a contribuição da radiação, ou seja,

$$k_{c,(N,j-1)} \frac{T_{N,j} - T_{N-1,j}}{\Delta r} = h(T_\infty - T_{N,j}) \tag{24}$$

e, quando não existe troca de calor entre a parede do tubo e o seu interior, caracterizando a condição de contorno adiabática, a correspondente equação é dada pela Eq. (24) desprezando o termo da convecção calor:

$$k_{c,(N,j-1)} \frac{T_{N,j} - T_{N-1,j}}{\Delta r} = 0 \tag{25}$$

A equação de conservação de energia para o revestimento protetor externo do tubo, Eq. (21), pode ser expressa em diferenças finitas através da Eq. (22), desprezando-se os dois últimos termos, ou seja:

$$\begin{aligned}
\rho_{i,j-1} C_{p,(i,j-1)} \frac{T_{i,j} - T_{i,j-1}}{\Delta t} &= \frac{k_{r,(i,j-1)}}{\Delta r^2} (T_{i-1,j} - 2T_{i,j} + T_{i+1,j}) + \frac{k_{r,(i,j-1)} - k_{r,(i-1,j-1)}}{\Delta r} \frac{T_{i,j} - T_{i-1,j}}{\Delta r} \\
&+ \frac{k_{r,(i,j-1)}}{r_{(i)} \Delta r} (T_{i,j} - T_{i-1,j})
\end{aligned} \tag{26}$$

4 APLICAÇÃO E DISCUSSÃO

O modelo térmico apresentado na seção 3 foi aplicado para análises de três casos de tubos, cujos dados adotados na modelagem estão reunidos na Tabela 1. Em todos os casos foram utilizadas as mesmas discretizações espaciais da parede tubo e de tempo, assim como o mesmo

material compósito: resina poliéster reforçada com fibras de vidro. A temperatura da fonte de calor foi simulada pela curva ISO-834 e o calor transferido para face externa por radiação e convecção de acordo com a Eq. (18).

Tabela 1 - Parâmetros e propriedades dos materiais

Gerais		
Temperatura ambiente	T_{amb}	20°C
Tempo de análise	t	60 minutos
Tubo		
Espessura do tubo	e	16.3 mm
Material		
Fração volumétrica de resina	v_r	0.48
Fração volumétrica de fibra	v	0.52
Fração de massa de resina	m_r	0.39
Fração de massa de fibras	m_f	0.61
Densidade antes da decomposição	ρ_b	1870 kg/m ³
Densidade depois da decomposição	ρ_a	1141 kg/m ³
Densidade inicial da resina	ρ_r	1200 kg/m ³
Densidade da fibra	ρ_f	2560 kg/m ³
Condutividade térmica antes da decomposição	k_b	0.35 W/mK
Condutividade térmica depois da decomposição	k_a	0.10 W/mK
Calor específico antes da decomposição	C_b	1170 J/kgK
Calor específico depois da decomposição	C_a	840 J/kgK
Calor de decomposição	Q	234 kJ/kg
Energia de ativação	E_a	77878 J/mol
Fator pré-exponencial	A	316990 min ⁻¹
Ordem de reação	n	1.08

4.1 Caso 01: Tubo sem revestimento de proteção com condição de contorno adiabática na face interna

Neste exemplo a face interna do tubo foi admitida sob condição adiabática. A temperatura inicial do tubo foi considerada como 20°C. As Figuras 1-6 apresentam os resultados encontrados para as análises realizadas para um tempo total de 60 minutos.

As Figuras 1 e 2 mostram como a temperatura variam ao longo da parede do tubo e com o tempo. Conforme ilustrado na Fig. 4, para um tempo de 60 minutos, a região mais externa com profundidade de aproximadamente 15% da parede do tubo se encontra totalmente decomposta. Após atingir os 60 minutos de análise, a temperatura em todos os pontos ao longo da parede é maior do que 250°C, inclusive na face interna, significando que o processo de decomposição também já foi iniciado nessa face. Na Figura 4, pode-se observar que a face externa chega a sofrer total degradação no tempo final de análise, enquanto que na face interna o nível de decomposição é de apenas 24%.

Como descrito na seção 2, as propriedades térmicas do material sofrem alterações devido as variações de temperatura e degradação do material. As Figuras 5 e 6 mostram essas variações para a condutividade térmica e calor específico, respectivamente. Observa-se que a condutividade térmica do material permanece praticamente constante até um nível de temperatura em torno de 250°C, a partir do qual decresce drasticamente até atingir um valor em torno de 0.10 W/mK (Fig. 5). O calor específico cresce até cerca de 340 °C, quando atinge mais de 2000 J/kgK e, posteriormente, começa a decrescer até um valor de aproximadamente 1500 J/kgK para uma temperatura ligeiramente superior a 400 °C (Fig. 6).

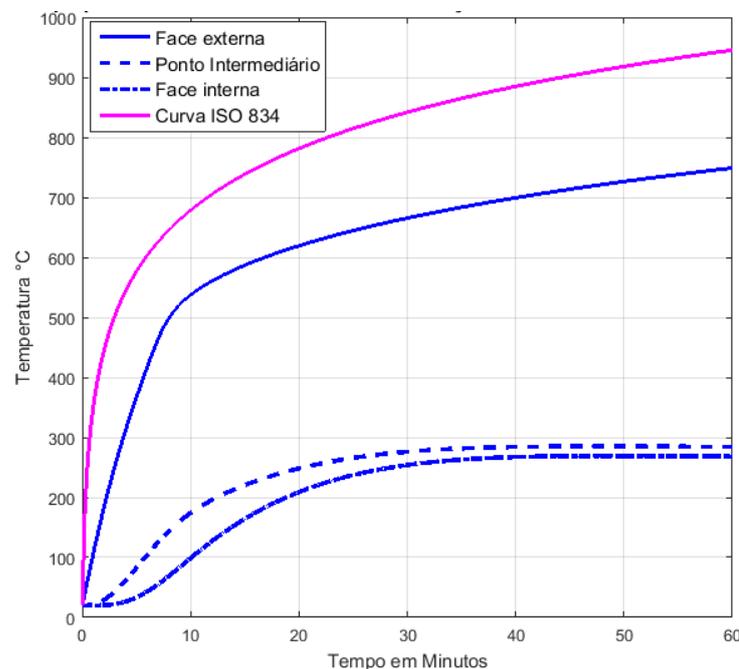


Figura 1 - Temperatura x tempo em diferentes pontos da parede do tubo - Caso 01.

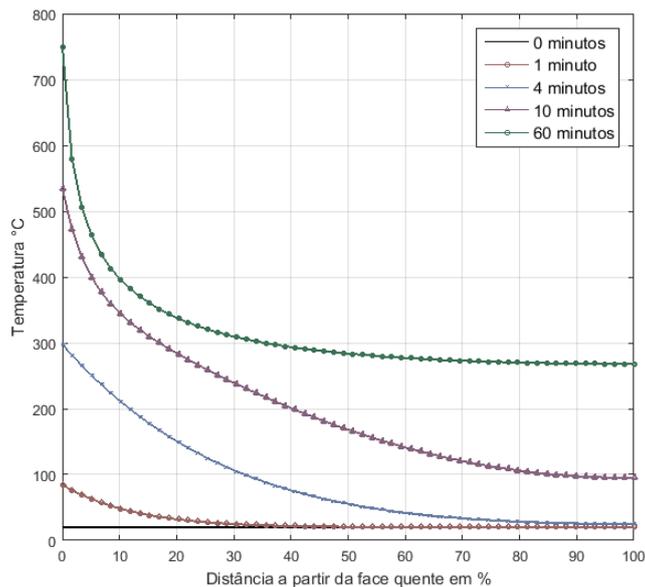


Figura 2 - Campo de temperatura ao longo da parede do tubo - Caso 01.

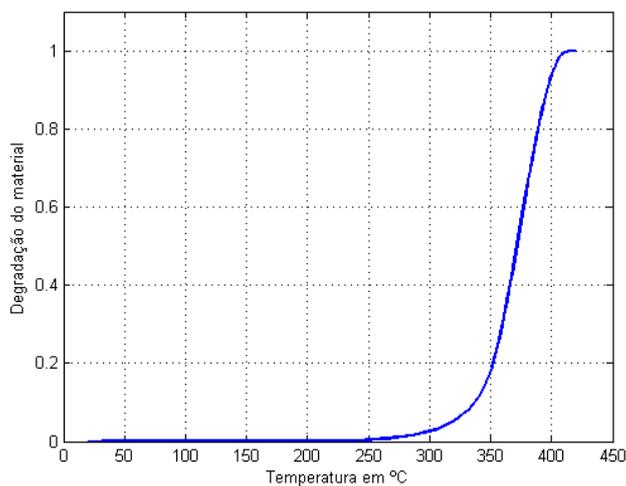


Figura 3 - Degradação em função da temperatura - Caso 01.

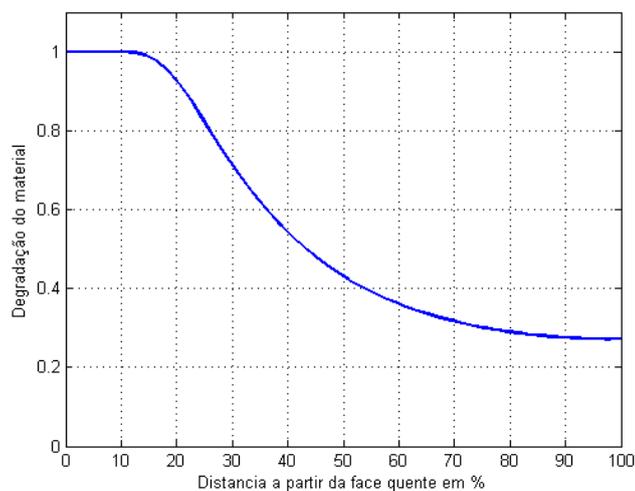


Figura 4- Degradação ao longo da espessura do tubo para t=60 minutos - Caso 01.

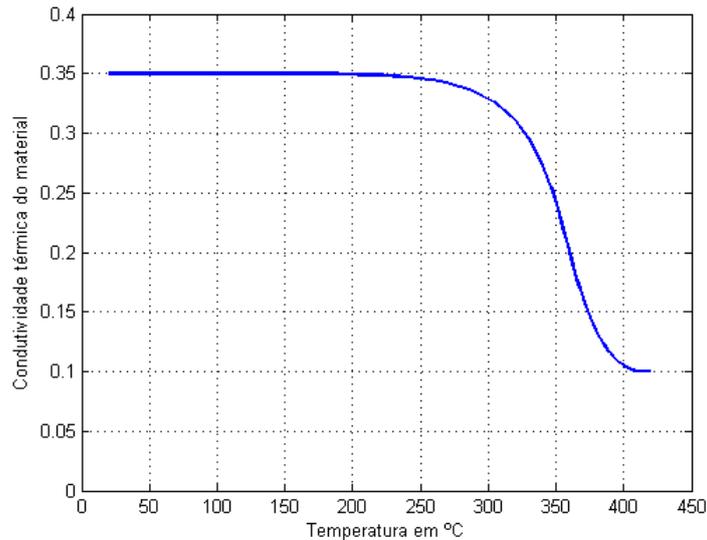


Figura 5 - Variação da Condutividade Térmica com a temperatura - Caso 01.

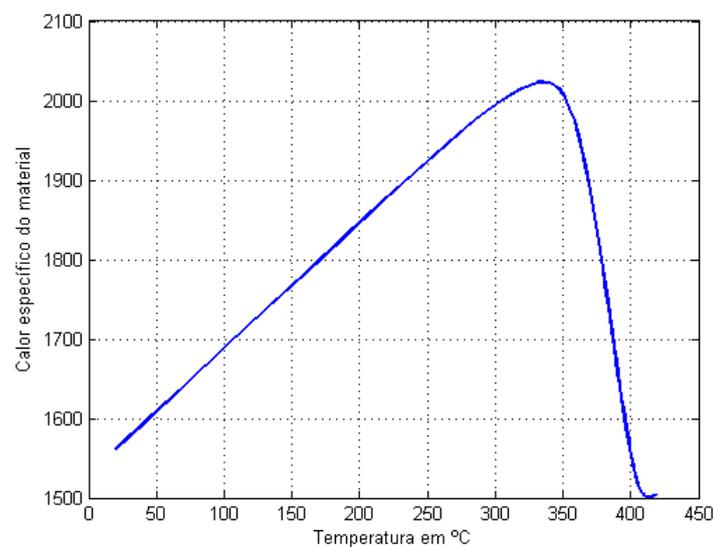


Figura 6 - Variação do calor específico com a temperatura - Caso 01.

4.2 Caso 02: Tubo sem revestimento de proteção com água escoando em seu interior

Neste caso o tubo é admitido com escoamento de água no seu interior. O escoamento é considerado turbulento e a água inicialmente a temperatura ambiente (20 °C). A condição de contorno na face externa do tubo continua sendo a curva ISO 834 como fonte e a transferência de calor através da convecção e radiação. Na face interna existe uma dissipação de calor convectiva forçada, devido ao escoamento da água. As Figuras 7 - 10 mostram os resultados da análise.

A variação da temperatura na parede do tubo em tempos diferentes encontra-se ilustrada nas Figs. 7 e 8.

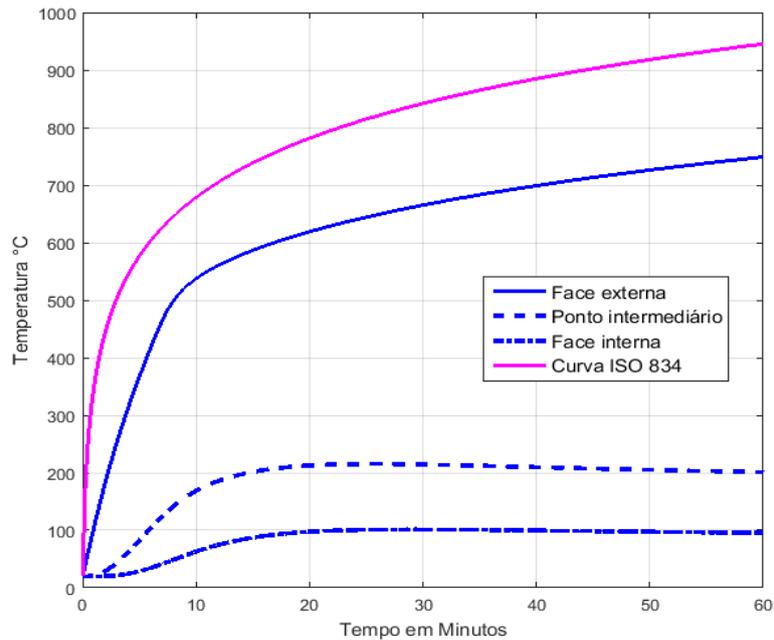


Figura 7 - Temperatura x tempo em diferentes pontos da parede do tubo - Caso 02.

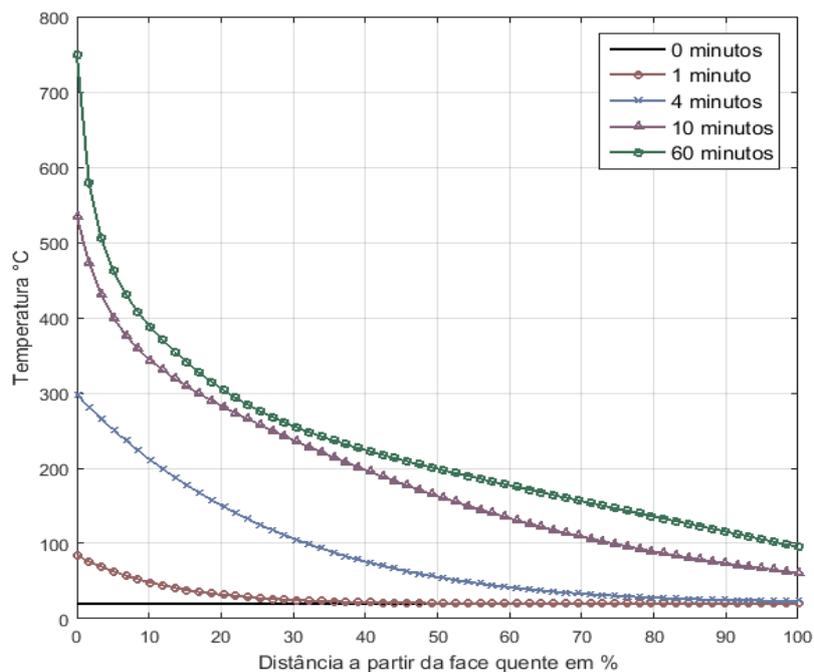


Figura 8 - Campo de temperatura ao longo da parede do tubo - Caso 02.

Apesar da distribuição de temperatura no tubo com o fluxo de água ter valores inferiores ao tubo vazio, as propriedades térmicas variam da mesma forma que no Caso 01. A condutividade térmica decresce de 0.35 W/mK para 0.10 W/mK no intervalo de temperatura entre 250°C e 400°C, enquanto que o calor específico aumenta de aproximadamente 1570 J/kgK para 2020 J/kgK, entre 20°C e 350°C, e depois diminui de 2020 J/kgK até aproximadamente 1500 J/kgK para a temperatura de 420 °C.

As Figuras 9 e 10 mostram os níveis de degradação do material com o tempo e através da espessura do tubo.

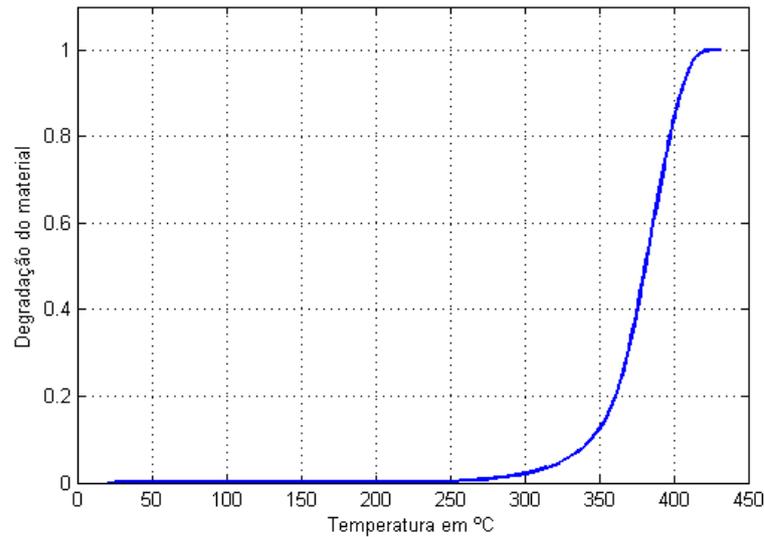


Figura 9 - Degradação com a variação de temperatura - Caso 02.

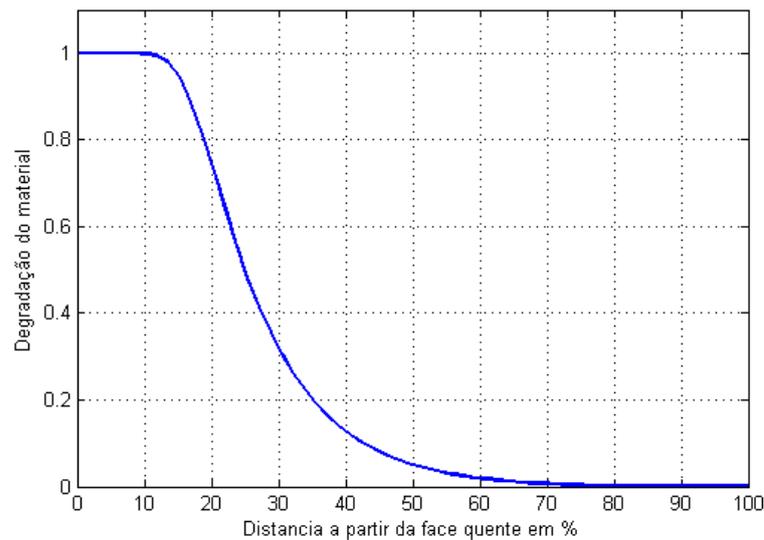


Figura 10 - Degradação ao longo da espessura do tubo para t=60 minutos - Caso 02.

Através da Fig. 10 é possível notar que apenas 12% da espessura do tubo sofreu degradação total, e que os últimos 30% (mais próximos a face interna) não sofreram degradação significativa. Esse fato pode ser atribuído à redução da temperatura nos locais mais próximos à face interna devido ao escoamento de água.

4.3 Caso 03: Tubo com revestimento protetor de silicato de cálcio

Neste caso foi adicionado externamente ao tubo uma camada de silicato de cálcio com 15 milímetros de espessura com o objetivo de reduzir a temperatura que chega a face externa do

tubo e minimizar a degradação do mesmo. Os resultados deste caso são mostrados nas Figuras 11 - 13.

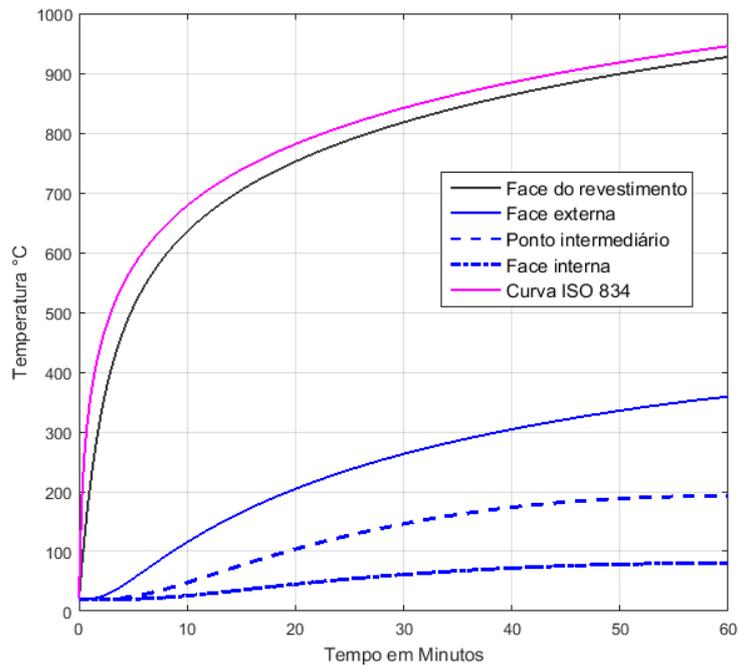


Figura 11 - Temperatura x tempo em diferentes pontos da parede do tubo - Caso 03.

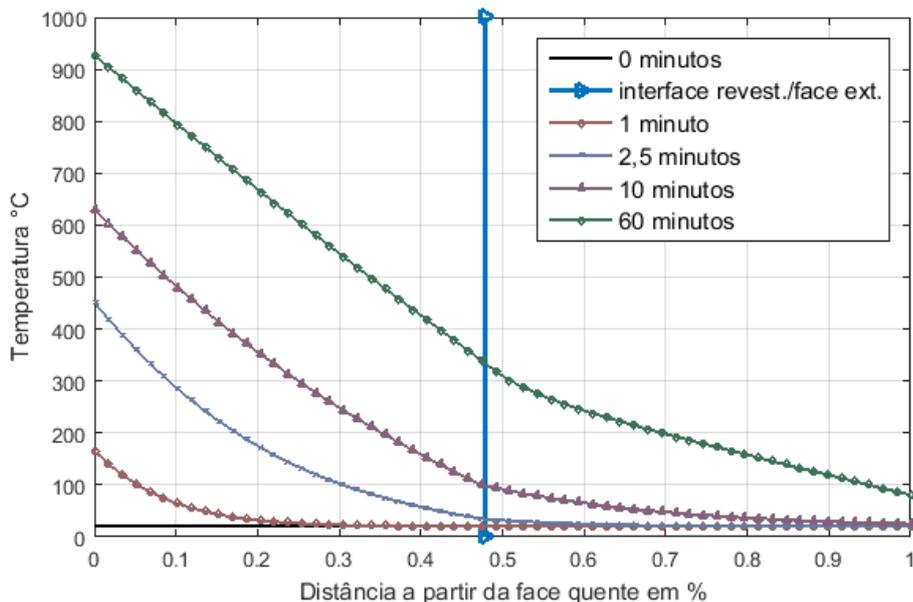


Figura 12 - Campo de temperatura ao longo da parede do tubo incluindo o revestimento - Caso 03.

A Figura 11 mostra que a distribuição de temperatura através do tubo possui valores inferiores a aqueles observados nos dois casos anteriores. A face externa atinge cerca de 350 °C com 60 minutos de análise, enquanto que na face interna a temperatura fica próxima a 100 °C. A Figura 12 leva em consideração o revestimento na distribuição da temperatura. Com 60 minutos nota-se que a temperatura decresce bruscamente de forma linear até 50% da espessura do material, que é aproximadamente a espessura da camada de proteção. Isso significa uma redução de 600 °C em 15 milímetros de silicato de cálcio.

Como o tubo não atinge temperaturas superiores a 350 °C, o processo de degradação não é concluído em nenhum ponto da parede, como ilustrado na Fig. 13, e isso faz com que suas propriedades térmicas não alcancem valores limites como nos casos anteriores.

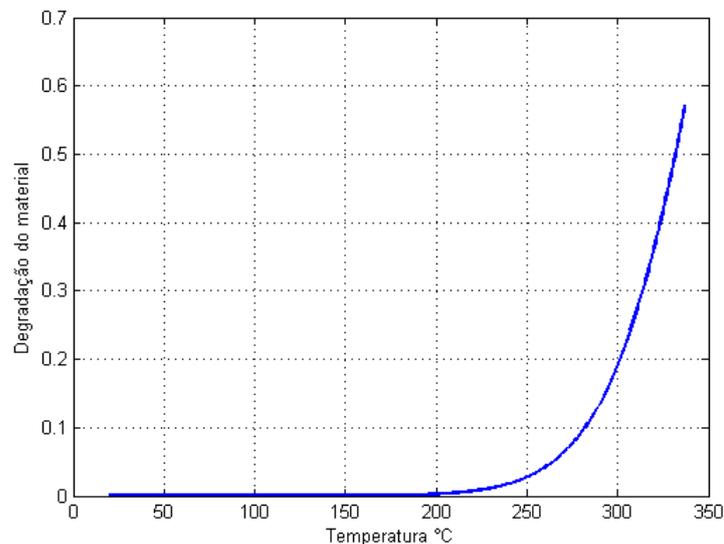


Figura 13 - Degradação com a variação de temperatura - Caso 03.

4.4 Influências das condições de contorno e do revestimento de proteção

Apesar da condição de contorno externa ser a mesma nos três casos analisados, a variação das condições de contorno na face interna do tubo e a adição do revestimento de silicato de cálcio têm influências significativas sobre o campo de temperatura. Esta subseção tem como objetivo apresentar comparações de resultados que evidenciam tais influências sobre o campo de temperatura ao longo da parede do tubo. Além disso, também são apresentados resultados obtidos para tubos com diferentes diâmetros.

A Figura 4 evidencia a grande influência do escoamento de água no interior do tubo sobre a temperatura em pontos da parede. Observa-se uma redução de aproximadamente 180 °C na face interna e 100°C no ponto médio da espessura do tubo, enquanto que para face externa não acontece diferença significativa.

Como esperado, o revestimento de proteção constituído por silicato de cálcio, proporciona uma redução significativa na temperatura na face externa do tubo. A Figura 5 mostra que sem a camada de proteção, a face externa chega a atingir 750°C em 60 minutos, enquanto que no tubo com revestimento atinge menos de 400°C no mesmo tempo, o que significa uma redução de aproximadamente 47%.

Diferente da mudança de condição de contorno interna e da adição da camada de proteção, a variação do diâmetro não provoca alterações significativas na distribuição de temperatura. Como pode ser visto na Figura 16, existe pouca variação entre os tubos com 20 e 8 polegadas de diâmetro.

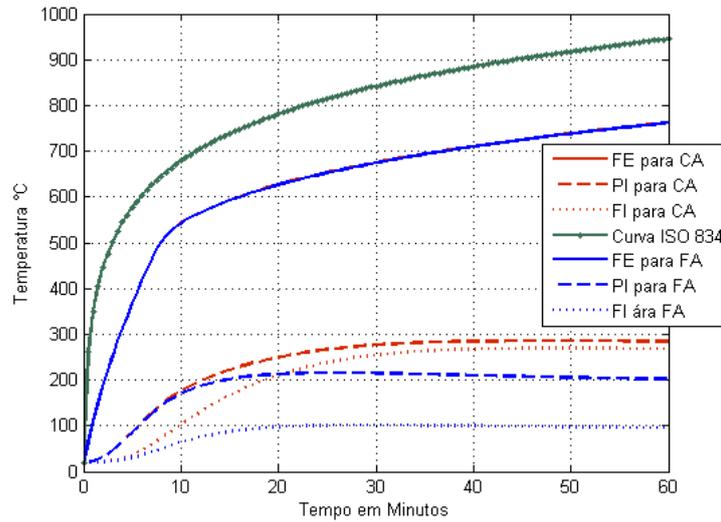


Figura 14 - Influência das condições de contorno sobre a temperatura do tubo (FE = Face Externa, PI = Ponto Intermediário, FI = Face Interna, CA = Condição Adiabática e FA = Fluxo de Água).

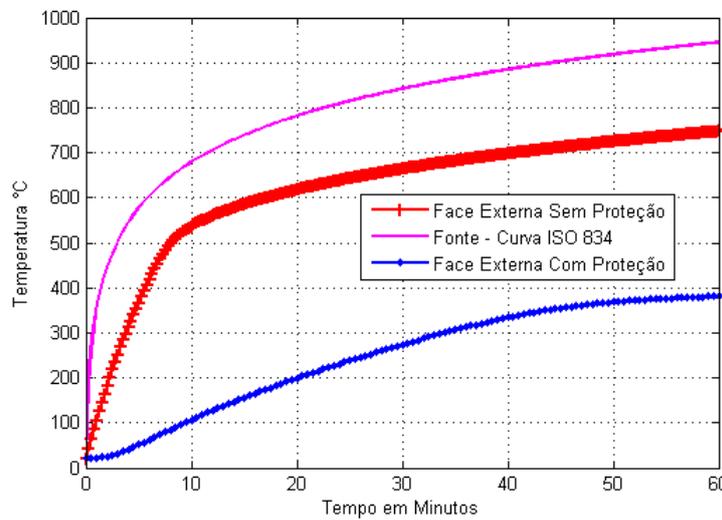


Figura 15 - Influência da camada de silicato de cálcio sobre a temperatura do tubo.

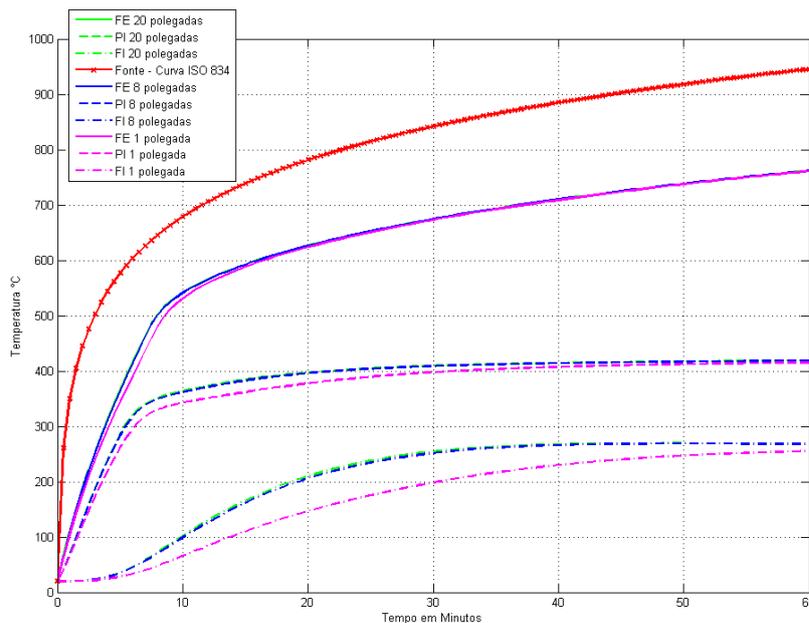


Figura 16 - Influência do diâmetro sobre a temperatura no tubo.

5 CONCLUSÕES

O trabalho apresenta um estudo sobre o comportamento térmico de tubos de materiais compósitos reforçados por fibras submetidos a condições extremas de temperatura. Para isto, um modelo térmico unidirecional transiente, originalmente formulado para painéis planos de tais materiais, foi modificado para aplicação na análise de tubos. Os resultados encontrados para os campos de temperatura e variação das propriedades térmicas do material são fisicamente coerentes. O trabalho evidencia a grande influência das condições de contorno interna do tubo e de revestimento de proteção de silicato de cálcio sobre os campos de temperatura ao longo da parede do tubo durante o processo transiente de transferência de calor.

AGRADECIMENTOS

Os autores Glauber Batista Marques e Severino Pereira Cavalcanti Marques agradecem ao CNPq pelo apoio concedido na forma de bolsa e auxílio à pesquisa que motivou este trabalho.

REFERÊNCIAS

- Bai, Y., Vallée, T., Keller, T. 2007. Modeling for thermos-physical properties for FRP composites under elevated and high temperatures. *Composites Science and Technology*. Volume 67, páginas 3098-3109. Elsevier.
- Bai, Y., Vallée, T., Keller, T. 2008. Modeling for thermal responses for FRP composites under elevated and high temperatures. *Composites Science and Technology*. Volume 68, páginas 47-56. Elsevier.
- Bai, Y. Keller, T., Correia, J.R., Branco, F.A., Ferreira, J.G. 2010. Fire protection systems for building floors made of pultruded GFRP profiles – Part 2: Modeling of thermomechanical responses. *Composites: Part B*. 41, 630-636.
- Boyd, S.E., Bausano, J.V., Case, S.W., Lesko J.J. 2011. Mechanistic Approach to Structural Fire Modeling of Composites. *Fire Technology*, 47, 941–983.
- Chowdhury, E.U., Eedson, R. Bisby, L.A. Green, M.F., Bénichou, N. 2011. Mechanical characterization of fibre reinforced polymers materials at high temperatures. *Fire Technology*, 47, 1063–1080.
- Davies, J. M., Wang, H. 1998. Heat transfer analysis of GRP pipes in fire-water systems exposed to fire. *17th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. OMAE98-3095.
- Eurocode 1 2002: Actions on Structures - Part 1.2 Actions on Structures Exposed to Fire. European Committee for Standardization (CEN).
- Feih, S., Mathys, Z., Gibson, A.G., Mouritz, A.P. 2007. Modelling the tension and compression strengths of polymer laminates in fire. *Compos Sci Technol*, 67, 551–64.
- Gibson, A.G., Wu, Y-S, Evans, J.T., Mouritz, A.P. 2006. Laminate theory analysis of composites under load in fire. *J Compos Mater*, 40, 639–58.

Henderson, J.B., Wiebelt, J.A., Tant, M.R. 1985. A model for the thermal response of polymer composite materials with experimental verification. *Journal of Composite Material*, Vol. 19, 579-595.

Hollaway, L.C. 2010. A review of the present and future utilisation of FRP composites in the civil infrastructure with reference to their important in-service properties. *Construction and Building Materials*, 24 , 2419–2445.

Horrocks, A.R., Price, D. 2001. Fire retardant materials. *CRC Press*.

ISO 1975. Fire Resistance Tests-Elements of Building Construction. International Standard ISO-834 Geneva.

Lattimer, B. Y. 2011. Thermal Response of Composite Materials to Elevated Temperatures. *Fire Technology*, 47, 823–850.

Lattimer, B.Y., Ouellette, J., Trelles J. 2011. Thermal Response of Composite Materials to Elevated Temperatures. *Fire Technology*, 47, 823–850

Liu, L., Holmes, J.H., Kardomateas G.A., Birman V. 2011. Compressive Response of Composites Under Combined Fire and Compression Loading. *Fire Technology*, 47, 985–1016.

Looyeh, M.R.E., Bettess, P., Gibson A.G. 1997. A one-dimensional finite element simulation for the fire-performance of GRP panels for offshore structures. *Int J Numer Methods Heat Fluid Flow*, 7, 69–25.

Luo, C., Lua, J., DesJardin, P.E. 2012. Thermo-mechanical damage modeling of polymer matrix sandwich composites in fire, *Composites: Part A*, 43, 814–821.

Mallick, P.K. 2008. Fiber-Reinforced Composites: Materials, Manufacturing and Design. *CRC Press*, Third Edition, Boca Raton.

Mouritz, A.P., Feih, S., Kandare, E., Mathys, Z., Gibson, A.G., DesJardin, P.E., Case, S.W., Lattimer, B.Y. 2009. Review of fire structural modelling of polymer composites. *Composites: Part A* , 40, 1800–1814.

Mouritz, A.P., Gibson, A.G. 2006. Fire Properties of Polymer Composite Materials. *Solid Mechanics and its applications*. Volume 143. Springer

Ramroth, W.T., Asaro, R.J., Zhu, B., Krysl, P. 2006. Finite element modelling of fire degraded FRP composite panels using a rate dependent constitutive model. *Composites: Part A*, 37, 1015–1023.

Summers, P.T, Lattimer, B.Y., Feih, S. 2009. Time-to-failure predictions for polymer laminates in fire. In: *Proceedings of the 17th international conference on composite materials*, 27–31 July, Edinburgh, UK.

Zhang, Z., Case, S.W., Lua, J. 2009. A model and finite element implementation for the thermo-mechanical analysis of polymer composites exposed to fire. In: *Proceedings of the 17th international conference on composite materials*, 27–31 July, Edinburgh, UK; 2009.