

Métodos avançados de cálculo de estruturas metálicas submetidas à acção do fogo

Elza Maria Morais

ESTIG – Instituto Politécnico de Bragança
Campus de Santa Apolónia, apartado 134
5301-857 Bragança, Portugal
Tel.: 351-273-30 31 55, Fax: 351-273-31 30 51
e-mail: efonseca@ipb.pt

Carlos Alberto Magalhães

DEMEGI – Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto
Rua dos Bragas
4050-123 Porto, Portugal
Tel.: 351-222-04 17 18, Fax: 351-222-05 91 25
e-mail: cmoliv@fe.up.pt

Sumário

O cálculo da resistência ao fogo em estruturas metálicas, implica para além da caracterização da acção térmica, o conhecimento da variação com a temperatura das propriedades térmicas do material ou materiais que as constituem bem como a resolução de um problema de condução de calor num domínio com condições de fronteira conhecidas. Esta forma de proceder cai no domínio dos métodos avançados de cálculo proposto no Eurocódigo e pressupõe o recurso a programas de cálculo automático adequados. Desenvolveu-se assim, um programa de elementos finitos para a análise de estruturas tridimensionais, bem como um elemento de interface bidimensional para aplicação das condições fronteira. Para a geração de malhas e análise gráfica de resultados utilizou-se um programa comercial recorrendo a um programa de interface especialmente desenvolvido. Apresenta-se o estudo do comportamento termo-mecânico de um pórtico em aço submetido internamente à acção do fogo, tendo sido utilizada para o efeito a curva de incêndio padrão ISO834. São apresentadas conclusões no que respeita à obtenção do campo de tensões mecânicas e térmicas e relativamente ao campo de deslocamentos.

ADVANCED CALCULATION METHODS FOR METALLIC STRUCTURES SUBMITTED TO FIRE ACTION

Summary

The fire resistance calculation in metallic structures needs the characterisation of the thermal action and the material thermal properties variation with temperature as well as the thermal conduction problem resolution in a domain with well know boundary conditions. This procedure will belong to the advanced calculation methods proposed in Eurocode and will need some numerical calculation. A 3D finite element code has been developed for three-dimensional structural analysis, as well as a two-dimensional interface element for boundary conditions modeling. For the pre and pos processing, a commercial code has been used, with an interface developed program. The thermo-mechanical behaviour of a steel frame submitted to internal fire condition will be presented, using the standard fire curve ISO834. Conclusions about thermal and mechanical stresses and displacements will be discussed.

INTRODUÇÃO

Pode considerar-se que as preocupações de segurança contra incêndio num edifício se referem a determinados objectivos, que se consideram fundamentais: a protecção das vidas dos ocupantes, bem como quem actua em caso de sinistro; a protecção dos bens existentes; a protecção do próprio edifício contra danos de incêndios que possam deflagrar nele ou em edifícios vizinhos; a protecção e a defesa do meio ambiente.¹

É necessário então limitar o risco de ocorrência de incêndio, praticando determinados níveis de segurança conforme o rigor de controlo imposto. A limitação do risco, com o objectivo de obter maior segurança, pode fazer-se adoptando critérios de prevenção e de protecção, ou medidas que produzam estes efeitos.² A regulamentação de segurança contra incêndio visa particularmente limitar a existência deste risco, especificando por exemplo a resistência ao fogo³ que os elementos de construção devem ter nas diversas situações (localização do edifício, tipo e altura do mesmo, ocupação,...).

Todos os problemas inerentes à concepção, ao cálculo, protecção de estruturas, deverão ser analisados em conjunto para que soluções óptimas sejam tomadas. É assim importante o papel que o projectista desempenha. De qualquer forma, todas as responsabilidades inerentes ao projecto deverão ser apoiadas em especificações de regulamentações e normas técnicas. Neste contexto, o estudo do comportamento termo-mecânico de elementos metálicos sujeitos à acção do fogo é um caso de estudo complexo. Não é, possível encontrar na literatura soluções analíticas que permitam resolver o problema. Por outro lado, as técnicas experimentais para obtenção da evolução das temperaturas e das deformações são dispendiosas pelo que é fundamental a utilização de modelos numéricos de simulação do processo de aquecimento quando os elementos estão sujeitos a uma situação accidental do tipo fogo. Existem centros de investigação com desenvolvimento experimental de ensaios ao fogo, como são exemplo a Universidade de Lunde na Suécia, a Universidade de Liège na Bélgica, o Instituto do Fogo na Dinamarca, os laboratórios Labein em Bilbao, entre outros laboratórios no reino Unido e mais recentemente o Laboratório de Estruturas no Instituto Politécnico de Bragança, onde foram desenvolvidos trabalhos no âmbito da encurvadura lateral de vigas ao fogo por P. Piloto.

Neste âmbito é apresentado um programa de elementos finitos, que permite a determinação dos campos de temperatura e de tensão, em regime transiente que tem em consideração a variação não linear do comportamento do material. Publicações no âmbito de estruturas ao fogo têm vindo a ser apresentadas com base em estudos experimentais e numéricos,^{4,5} onde se destaca J.M. Frassen.

Para a determinação das tensões de origem térmica admite-se que o problema se pode decompor em duas fases distintas que se resolvem consecutivamente,⁶ em virtude de se desprezar o calor produzido por deformação mecânica. Assim, com base na teoria da condução de calor obtêm-se as variações de temperatura que ocorrem durante o intervalo de tempo considerado e seguidamente, com base num modelo termo-mecânico, determinam-se as alterações ao campo de tensões provocadas por aquelas variações térmicas.

EQUAÇÕES GERAIS

Modelo térmico

O modelo térmico baseia-se na equação de condução de calor^{6,7}

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial}{\partial z} \right) + \dot{Q} = \rho c_p \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (1)$$

onde λ é condutividade térmica; $\dot{Q}$ calor gerado por unidade de volume e de tempo; ρ densidade; c_p calor específico e θ temperatura e t tempo.

O campo de temperaturas que satisfaz esta equação no domínio Ω , deve também satisfazer as condições de fronteira essenciais (condição de Dirichlet) em que as temperaturas são prescritas numa parte da fronteira e as condições de fronteira naturais a que podem corresponder: um fluxo prescrito (condição de Newman); fronteira convectiva, com transmissão de calor por convecção (condição de Cauchy); fronteira radiativa, em que há trocas de calor por radiação entre uma parte da fronteira à temperatura θ e a superfície envolvente à temperatura θ_∞ ; ou ainda o caso de ocorrência simultânea de convecção e radiação.

Aplicando à equação (1) e às suas condições de fronteira, o método dos resíduos pesados, com a discretização do domínio e usando o método de Galerkin, obtém-se, o seguinte sistema de equações diferenciais

$$\mathbf{K}\boldsymbol{\theta} + \mathbf{C}\dot{\boldsymbol{\theta}} = \mathbf{F} \quad (2)$$

onde

$$K_{lm} = \sum_{e=1}^E \int_{\Omega^e} \left(\frac{\partial N_l}{\partial x} \lambda \frac{\partial N_m}{\partial x} + \frac{\partial N_l}{\partial y} \lambda \frac{\partial N_m}{\partial y} + \frac{\partial N_l}{\partial z} \lambda \frac{\partial N_m}{\partial z} \right) d\Omega + \sum_{e=1}^H \int_{\Gamma_h^e} N_l N_m H_{cr} d\Gamma_h^e \quad (2a)$$

$$C_{lm} = \sum_{e=1}^E \int_{\Omega^e} \rho c_p N_l N_m d\Omega \quad (2b)$$

$$F_l = \sum_{e=1}^E \int_{\Omega^e} N_l \dot{Q} d\Omega - \sum_{e=1}^Q \int_{\Gamma_h^e} N_l \bar{q} d\Gamma_h^e + \sum_{e=1}^H \int_{\Gamma_h^e} h_{cr} \theta_\infty N_l d\Gamma_h^e \quad (2c)$$

com E número total de elementos; Q número de elementos com fronteira do tipo Γ_q ; H número de elementos com fronteira do tipo Γ_c e/ou Γ_r ; N_l e N_m funções de forma; h_{cr} coeficiente de convecção e radiação e θ_∞ temperatura ambiente.

A solução deste sistema requer a utilização de uma discretização do tempo. Utilizando uma discretização por diferenças finitas, o sistema de equações diferenciais (2) resulta numa fórmula de recorrência⁸

$$\mathbf{K}\boldsymbol{\theta}_{n+\alpha} = \mathbf{F}_{n+\alpha} \quad 0 < \alpha \leq 1 \quad (3)$$

onde

$$\mathbf{K}_{n+\alpha} = \mathbf{K}_{n+\alpha} + \frac{1}{\alpha \Delta t} \mathbf{C}_{n+\alpha} \quad (3a)$$

$$\mathbf{F}_{n+\alpha} = \mathbf{F}_{n+\alpha} + \frac{1}{\alpha \Delta t} \mathbf{C}_{n+\alpha} \boldsymbol{\theta}_n \quad (3b)$$

Resolvendo este sistema de equações para $\boldsymbol{\theta}_{n+\alpha}$, no tempo $t_{n+\alpha}$, o valor de $\boldsymbol{\theta}$ no final do intervalo de tempo Δt , para o instante t_{n+1} é dado por

$$\boldsymbol{\theta}_{n+1} = \frac{1}{\alpha} \boldsymbol{\theta}_{n+\alpha} + \left(1 - \frac{1}{\alpha} \right) \boldsymbol{\theta}_n \quad (4)$$

Fazendo variar o parâmetro α podem ser obtidos vários esquemas de integração no tempo. Para α não nulo, os esquemas designam-se por implícitos sendo os mais usuais: $\alpha = 1/2$, esquema de Crank–Nicolson; $\alpha = 2/3$, esquema de Galerkin; $\alpha = 1$, esquema de Euler–Backward.

Para resolução do problema com condições não-lineares, onde as propriedades térmicas do material variam com a temperatura, a equação (2) pode ser escrita na forma⁸

$$\mathbf{K}(\boldsymbol{\theta}, t) \boldsymbol{\theta}(t) + \mathbf{C}(\boldsymbol{\theta}, t) \dot{\boldsymbol{\theta}}(t) = \mathbf{F}(\boldsymbol{\theta}, t) \quad (5)$$

Não há um método geral para resolver este sistema não lineares de equações diferenciais, existindo no entanto várias métodos numéricos essencialmente baseados numa integração linear no tempo e métodos iterativos. Neste algoritmo utiliza-se o método de Newton–Raphson modificado.

Com base na integração no tempo a equação (3) não é satisfeita, existindo um sistema de forças residuais da forma

$$\Psi_{n+\alpha}^i = \mathbf{F}_{n+\alpha}^i - \mathbf{K}_{n+\alpha}^i \theta_{n+\alpha}^{i+1} \neq 0 \quad (6)$$

A solução corrigida $\theta_{n+\alpha}^{i+1}$ em cada iteração pode ser calculada por

$$\Delta \theta_{n+\alpha}^i = [\mathbf{K}_{n+\alpha}^i]^{-1} \Psi_{n+\alpha}^i \quad (7)$$

e

$$\theta_{n+\alpha}^{i+1} = \theta_{n+\alpha}^i + \Delta \theta_{n+\alpha}^i \quad (8)$$

O processo iterativo continua até se verificar a convergência da solução. O critério de convergência adoptado é expresso na equação

$$\frac{\|\Delta \theta_{n+\alpha}^i\|}{\|\theta_{n+\alpha}^{i+1}\|} < TOL \quad (9)$$

onde TOL é a tolerância especificada; $\|\cdot\|$ a norma euclidiana; $\Delta \theta_{n+\alpha}^i$ é a alteração da temperatura na i -ésima iteração e $\theta_{n+\alpha}^{i+1}$ representa o valor da temperatura actual.

Modelo mecânico

O método dos elementos finitos foi aplicado na discretização do meio contínuo, apresentando-se as relações constitutivas elásticas dos materiais e a derivação das equações de equilíbrio com base no princípio do trabalho virtual. Optou-se por uma formulação baseada nos deslocamentos, em que estes são escolhidos como incógnita do problema, obtendo-se o campo de tensões após o cálculo do campo de deslocamentos.

O elemento finito utilizado foi o elemento isoparamétrico de 20 nós, cujas funções de forma se obtêm seguindo os mesmos critérios do elemento rectangular de oito nós em termos das coordenadas de Serendipity η , ξ e ζ e são expressas em função das seguintes expressões⁹

- para os nós das extremidades

$$N_i^{(e)} = \frac{1}{8}(1 + \xi\xi_i)(1 + \eta\eta_i)(1 + \zeta\zeta_i)(\xi\xi_i + \eta\eta_i + \zeta\zeta_i - 2), \quad i = 1, 3, 5, 7, 13, 15, 17, 19 \quad (10a)$$

- para os nós laterais

$$N_i^{(e)} = \frac{1}{4}(1 - \xi^2)(1 + \eta\eta_i)(1 + \zeta\zeta_i), \quad i = 2, 6, 14, 18 \quad (10b)$$

$$N_i^{(e)} = \frac{1}{4}(1 - \eta^2)(1 + \zeta\zeta_i)(1 + \xi\xi_i), \quad i = 4, 8, 16, 20 \quad (10c)$$

$$N_i^{(e)} = \frac{1}{4}(1 - \zeta^2)(1 + \eta\eta_i)(1 + \xi\xi_i), \quad i = 9, 10, 11, 12 \quad (10d)$$

A equação integral de equilíbrio de forças, em problemas de elasticidade tridimensional é similar à da elasticidade bidimensional, fazendo uso do princípio dos trabalhos virtuais

$$\int_{\Omega} [\delta \boldsymbol{\epsilon}]^T \boldsymbol{\sigma} d\Omega - \int_{\Omega} [\delta \mathbf{u}]^T \mathbf{b} d\Omega - \int_{\Gamma_t} [\delta \mathbf{u}]^T \mathbf{t} d\Gamma = 0 \quad (11)$$

sendo $\boldsymbol{\sigma}$ vector de tensão; $\mathbf{b}$ vector de forças de massa; $\mathbf{t}$ vector de forças na fronteira; $\delta \mathbf{u}$ vector dos deslocamentos virtuais; $\delta \boldsymbol{\varepsilon}$ vector associado às deformações virtuais; Ω domínio a analisar e Γ_t parte da fronteira onde existem forças aplicadas.

A relação tensão–deformação linear para cada elemento é dada pela equação (12), sendo a $\mathbf{D}$ a matriz de elasticidade definida através da expressão (13).

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{D}\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{D} \left(\sum_{j=1}^r \mathbf{B}_j \mathbf{d}_j \right) \quad (12)$$

$$\mathbf{D} = \frac{E(\theta)(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1 & \frac{\nu}{1-\nu} & \frac{\nu}{1-\nu} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\nu}{1-\nu} & 1 & \frac{\nu}{1-\nu} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\nu}{1-\nu} & \frac{\nu}{1-\nu} & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)}{2(1-\nu)} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)}{2(1-\nu)} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)}{2(1-\nu)} \end{bmatrix} \quad (13)$$

Nesta expressão o módulo de elasticidade é definido por $E(\theta)$, sendo ν o coeficiente de Poisson. A matriz de rigidez elementar $\mathbf{K}$ é obtida por integração em coordenadas naturais

$$\mathbf{K} = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \mathbf{B}^T \mathbf{D} \mathbf{B} \det J d\xi d\eta d\zeta = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 T d\xi d\eta d\zeta \quad (14)$$

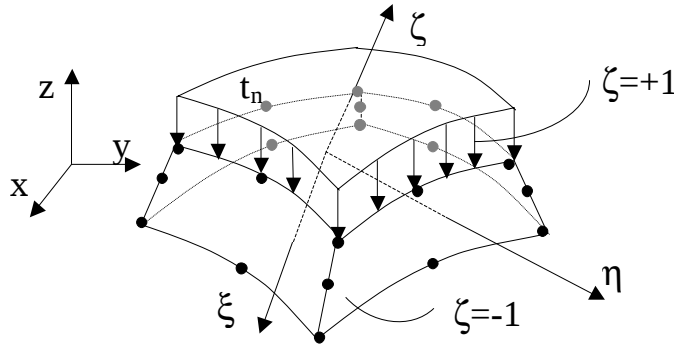


Figura 1. Carregamento no elemento sólido

No caso das forças actuarem sobre uma das faces do elemento, conforme se representa na Figura 1, a determinação do vector de forças é efectuada de acordo com a expressão (15)

$$\mathbf{f} = \int \int_A \mathbf{N} t_n \hat{n} dA = \int_{-1}^{+1} \int_{-1}^{+1} \mathbf{N} t_n J d\xi d\eta = \sum_{p=1}^{n_p} \sum_{q=1}^{n_q} [\mathbf{N} t_n J]_{p,q} W_p W_q \quad (15)$$

Para determinar o comportamento termo-elastoplástico dos elementos metálicos com base na teoria da plasticidade, é necessário ter em atenção os seguintes aspectos:¹⁰

- estabelecer uma relação explícita entre o estado de tensão e o estado de deformação, que permita descrever o comportamento do material na região elástica, antes de ocorrer a deformação plástica;
- estabelecer um critério de cedência que definirá o estado de tensão para o qual se iniciará a deformação plástica;
- definir uma relação entre o estado de deformação e de tensão para a região de comportamento plástico do material, isto é, a soma de duas componentes plástica e elástica.

Antes de iniciar a plastificação admite-se uma relação linear entre o estado de tensão e de deformação, equação (12). O critério de cedência define o estado de tensão para o qual se inicia a plastificação,^{10,11} podendo ser escrito de uma forma global, sob a forma

$$F(\boldsymbol{\sigma}, K, \theta) = f(\boldsymbol{\sigma}) - Y(k, \sigma) \quad (16)$$

com $f(\boldsymbol{\sigma})$ função de cedência e $Y(k, \theta)$ parâmetro do material, que pode ser função de um coeficiente de encruamento k e da temperatura θ .

O critério de cedência utilizado foi o critério de von Mises definido através do invariante do tensor das tensões desvio J'_2 conforme a expressão

$$F = \sqrt{3J'_2} - Y(\theta) \quad (17)$$

Após verificação do início da plastificação, o comportamento do material será parcialmente elástico e parcialmente plástico. Assim pode-se escrever a seguinte equação para o cálculo da variação da deformação, considerando a existência da deformação térmica

$$\Delta \boldsymbol{\varepsilon} = (\Delta \boldsymbol{\varepsilon})_e + (\Delta \boldsymbol{\varepsilon})_p + (\Delta \boldsymbol{\varepsilon})_{th} \quad (18)$$

A parte elástica obedece à relação de Hooke através da expressão (5), expressa na forma incremental

$$\Delta \boldsymbol{\varepsilon} = D^{-1} \Delta \boldsymbol{\sigma} \quad (19)$$

Considerando o caso da plasticidade associada, o incremento da deformação plástica, para um determinado intervalo de tempo, é obtido em função de

$$\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_p = \Delta \lambda \frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (20)$$

em que $\Delta \lambda$ representa o multiplicador plástico e $\mathbf{a} = \partial F / \partial \boldsymbol{\sigma}$ representa o vector fluxo. O incremento da deformação térmica é determinado através da expressão

$$\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{th} = \left[\int_{\theta_{ref}}^{\theta} \alpha d\theta \right] \delta_{ij} \quad (21)$$

sendo α o coeficiente de expansão térmica.

Devido à não linearidade do material as equações de equilíbrio não devem em principio ser satisfeitas no instante de tempo t_{n+1} , sendo o vector de forças residual dado por

$$\boldsymbol{\Psi}^{n+1} = \mathbf{f}^{n+1} - \int_{\Omega} \mathbf{B}^T \boldsymbol{\sigma}^{n+1} d\Omega \quad (22)$$

Este procedimento é do tipo incremental, considerando-se que o incremento das tensões, num determinado intervalo de tempo, são função da expressão seguinte

$$\Delta\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{D}^{ep}\Delta\boldsymbol{\varepsilon} + \Delta\boldsymbol{\sigma}_{th} = \mathbf{D}(\Delta\boldsymbol{\varepsilon} - \Delta\lambda\mathbf{a}) - \mathbf{D}\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_{th} \quad (23)$$

onde $\mathbf{D}^{ep}$ representa a matriz elastoplástica.

A forma incremental do vector de forças, para um determinado intervalo de tempo, é calculada através de

$$\int_{\Omega} \mathbf{B}^T \Delta\boldsymbol{\sigma} d\Omega = \Delta\mathbf{f} = \Delta\mathbf{f}_{mec} + \Delta\mathbf{f}_{th} \quad (24)$$

em que $\Delta\mathbf{f}_{mec}$ representa o incremento das forças mecânicas e $\Delta\mathbf{f}_{th}$ o incremento das forças térmicas representado por

$$\Delta\mathbf{f}_{th} = \int_{\Omega} \mathbf{B}^T \Delta\boldsymbol{\sigma}_{th}^n d\Omega \quad (25)$$

A análise do comportamento térmico e mecânico baseia-se, como se disse, no cálculo das variações de temperatura, num intervalo de tempo, através da aplicação da teoria da condução de calor e posterior cálculo das alterações ao campo de tensões. Para cada instante de tempo as equações de equilíbrio são verificadas, calculam-se os deslocamentos, as tensões e verifica-se a convergência da solução obtida através do uso do método iterativo de Newton–Raphson. O critério de convergência adoptado é o seguinte

$$\frac{\|\Psi_i^{r+1}\|}{\|f^{r+1}\|} < TOL \quad (26)$$

PROPRIEDADES DO AÇO

Propriedades térmicas

As propriedades térmicas do aço variam segundo expressões analíticas fornecidas pelo Eurocódigo 3, dentro de intervalos de temperatura definidos.¹² No caso do calor específico e da condutividade térmica, a sua evolução em função da temperatura do aço, é obtida de acordo com as expressões analíticas apresentadas na Tabela I.

Temperatura	Calor específico C_a [J/kgK]
$20^\circ\text{C} \leq \theta_a < 600^\circ\text{C}$	$C_a = 425 + 7,73 \times 10^{-1}\theta_a - 1,69 \times 10^{-3}\theta_a^2 + 2,22 \times 10^{-6}\theta_a^3$
$600^\circ\text{C} \leq \theta_a < 735^\circ\text{C}$	$C_a = 666 + \frac{13002}{738 - \theta_a}$
$735^\circ\text{C} \leq \theta_a < 900^\circ\text{C}$	$C_a = 545 + \frac{17820}{\theta_a - 731}$
$900^\circ\text{C} \leq \theta_a < 1200^\circ\text{C}$	$C_a = 650$
	Condutividade térmica λ_a [W/mK]
$20^\circ\text{C} \leq \theta_a < 800^\circ\text{C}$	$\lambda_a = 54 - 3,33 \times 10^{-2}\theta_a$
$800^\circ\text{C} \leq \theta_a < 1200^\circ\text{C}$	$\lambda_a = 27,3$

Tabela I. Variação do calor específico e condutividade térmica com a temperatura

A deformação térmica em função da temperatura é efectuada conforme as expressões apresentadas na Tabela II.

Temperatura	Deformação térmica
$20^{\circ}\text{C} \leq \theta_a < 750^{\circ}\text{C}$	$\frac{\Delta l}{l} = 1,2 \times 10^{-5} \theta_a + 0,4 \times 10^{-8} \theta_a^2 - 2,416 \times 10^{-4}$
$750^{\circ}\text{C} \leq \theta_a < 860^{\circ}\text{C}$	$\frac{\Delta l}{l} = 1,1 \times 10^{-6}$
$860^{\circ}\text{C} \leq \theta_a < 1200^{\circ}\text{C}$	$\frac{\Delta l}{l} = 2 \times 10^{-5} \theta_a - 6,2 \times 10^{-3}$

Tabela II. Variação da deformação térmica com a temperatura

Para modelos de cálculo simples o Eurocódigo 3 permite que a deformação térmica se considere conforme a expressão

$$\frac{\Delta l}{l} = 14 \times 10^{-6} (\theta_a - 20) \quad (27)$$

considerando o coeficiente de dilatação térmica α o valor de $14 \times 10^{-6} / ^{\circ}\text{C}$.

Propriedades mecânicas

A evolução das propriedades mecânicas do aço são função da temperatura e segundo o Eurocódigo 3 são obtidas com base num factor de redução K (Figura 2). Os valores da tensão de cedência e do módulo de elasticidade são determinados em função dos respectivos valores à temperatura ambiente de acordo com as expressões seguintes

$$K_{E,\theta} = \frac{E_{a,\theta}}{E_a} \quad (28a)$$

$$K_{y,\theta} = \frac{f_{y,\theta}}{f_y} \quad (28b)$$

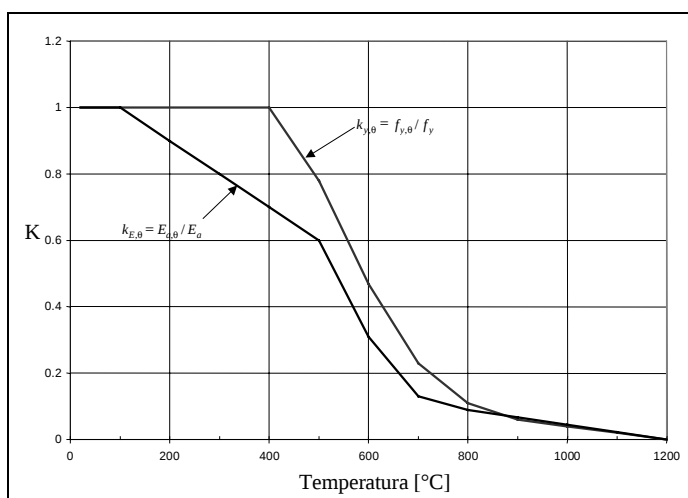


Figura 2. Factores de redução em função da temperatura: $k_{y,\theta}$ e $k_{E,\theta}$

No caso do aço S235 a tensão de cedência a 20 °C vale $f_y = 235 \times 10^3 \text{ KN/m}^2$ e o módulo de elasticidade toma o valor $E_a = 210 \times 10^6 \text{ KN/m}^2$.

Curva de incêndio padrão ISO 834

Neste trabalho considera-se que a temperatura ambiente é dada pela curva de incêndio padrão ISO834, cuja expressão analítica é

$$\theta = \theta_0 + 345 \log_{10}(8t + 1) \quad (29)$$

onde θ é temperatura ambiente, ou seja a temperatura dos gases do compartimento de incêndio, no instante t ; θ_0 temperatura inicial do compartimento de incêndio, geralmente 20 °C e t tempo decorrido desde o início [min].

Esta e outras curvas encontram-se definidas no Eurocódigo e poderão ser utilizadas para a simulação de um incêndio.¹³

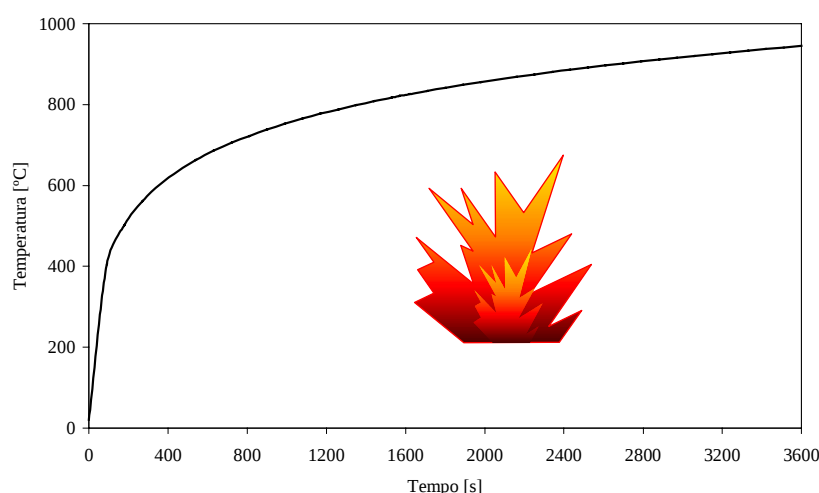


Figura 3. Curva ISO 834

ANÁLISE DE UMA ESTRUTURA PORTICADA SUBMETIDA À ACÇÃO DO FOGO

Como exemplo de análise, pretende-se analisar um pórtico situado na zona B, conforme o regulamento.¹⁴ Considerou-se que a distância entre vãos é de 6 m e a altura do pórtico corresponde a 3 m.

Inicialmente foram contabilizadas as acções e dimensionados os perfis a serem utilizados para o pórtico em análise à temperatura ambiente, considerando para o efeito, o mais solicitado da estrutura. Verificou-se o seu comportamento quando submetido unicamente ao carregamento mecânico e numa fase posterior quando solicitado também à acção térmica originada pela presença de incêndio.

Verificação do regulamento

As acções variáveis consideradas foram: neve, vento e sobrecarga. Como acções permanentes considerou-se o peso dos perfis do tipo VKT300.¹⁵

Para a acção do vento considera-se o zonamento do território, o tipo de terreno, a velocidade do vento, altura e a geometria da estrutura ou factor de forma. O pavilhão encontra-se na zona B do território, na periferia de uma zona urbana, verificando a rugosidade tipo II.

Conforme as relações geométricas apresentadas da estrutura, a pressão dinâmica do vento W foi considerada igual a $0,9 \text{ KN/m}^2$.

Os coeficientes de pressão, δ_p , são definidos para uma superfície particular da construção (ou para uma zona nela localizada) e permitem determinar as pressões P (que se exercem normalmente às superfícies) pela expressão¹⁴

$$P = \delta_p W \quad [\text{KN/m}^2] \quad (30)$$

No caso de edifícios, as pressões originadas pelo vento, que se exercem nos elementos da sua envolvente, são em geral resultantes do balanço de pressões exteriores e interiores. As pressões exteriores são definidas através de coeficientes de pressão exterior, δ_{pe} , que dependem fundamentalmente da forma da construção e da direcção do vento.¹⁴ As Tabelas III e IV evidenciam os coeficientes de pressão exterior a serem considerados para o caso em estudo.

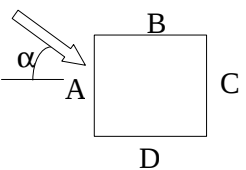
Planta	Direcção do vento α (graus)	Acções globais sobre as superfícies			
		A	B	C	D
	0	+0,7	-0,3	-0,7	-0,7
	90	-0,5	-0,5	+0,7	-0,1

Tabela III. Coeficientes de pressão δ_{pe} para as paredes

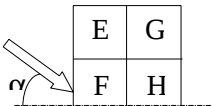
Planta	Inclinação da vertente β (graus)	Acções globais			
		Direcção do vento			
		$\alpha=0^\circ$		$\alpha=90^\circ$	
		E,F	G,H	E,G	F,H
	0	-0,8	-0,4	-0,8	-0,4

Tabela IV. Coeficientes de pressão δ_{pe} para a cobertura

As pressões interiores, resultantes da existência de aberturas na envolvente do edifício, são obtidas por meio de coeficientes de pressão interior, δ_{pi} , que dependem dos parâmetros anteriores e da importância das aberturas pelo contorno da construção,¹⁴ tendo sido considerado um valor constante, $\delta_{pi} = -0,3$.

A acção resultante sobre o elemento é assim obtida somando vectorialmente as resultantes das pressões que se exercem numa e noutra das suas faces. Efectuando as diversas combinações possíveis é possível concluir que a situação mais critica é verificada para $\alpha = 0^\circ$.

A acção da neve varia de região para região tendo um efeito predominante em locais de altitude superior a 200 metros.¹⁴ Efectuando as devidas considerações do regulamento, chegou-se à conclusão que o valor a considerar seria de 1,3 kN/m².

O valor considerado para a acção da sobrecarga na estrutura, tendo em conta o tipo de utilização previsto, é de 5 kN/m².

Cálculo das acções

Os valores de cálculo dos esforços actuantes para a verificação da segurança devem ser obtidos considerando as regras de combinações seguintes.¹⁶

a) combinações fundamentais

$$\sum_j \gamma_{G,j} G_{k,j} + \gamma_{Q,1} Q_{k,l} + \sum_{i>1} \gamma_{Q,i} \Psi_{0,1} Q_{k,i} \quad (31)$$

b) combinações acidentais

$$\sum_j \gamma_{GA,j} G_{k,j} + A_d + \Psi_{1,1} Q_{k,l} + \sum_{i>1} \Psi_{2,i} Q_{k,i} \quad (32)$$

em que:

$G_{k,j}$	esforços permanentes;
$Q_{k,l}$	esforço variável de acção de base;
$Q_{k,i}$	outros esforços variáveis;
$\gamma_{GA,j}$	coeficiente de segurança aplicado a $G_{k,j}$ no caso de situações acidentais, toma o valor 1;
$\gamma_{G,j}$	coeficiente de segurança aplicado a $G_{k,j}$, com o valor 1,5;
$\gamma_{Q,i}$	coeficiente de segurança aplicado a $Q_{k,i}$, com o valor 1,5;
$\gamma_{Q,1}$	coeficiente de segurança aplicado a $Q_{k,l}$, com o valor 1,5;
Ψ_0, Ψ_1, Ψ_2	coeficientes correspondentes às acções variáveis, Tabela V;
A_d	esforço resultante de uma acção de acidente, tomada com o seu valor nominal, entrando indirectamente nas propriedades.

A Tabela V apresenta os valores reduzidos obtidos do regulamento¹⁵ e a respectiva quantificação das acções variáveis, para cada equação em estudo.

Acções variáveis	Sobrecarga	Neve	Vento
Coeficiente Ψ , eq. (31)	0,7	0,6	0,6 ou 0,4
Coeficiente Ψ , eq. (32)	0,4	0	0
Valor da acção [N/m]	10 ⁴	2,6 × 10 ³	1,98 × 10 ³

Tabela V. Acções variáveis

Apresentação de resultados

A primeira situação em estudo representa o caso mais desfavorável do vento a 0°, tendo-se quantificado as acções com base na equação (31), para a situação à temperatura ambiente. A Figura 4 representa o carregamento considerado para essa análise.

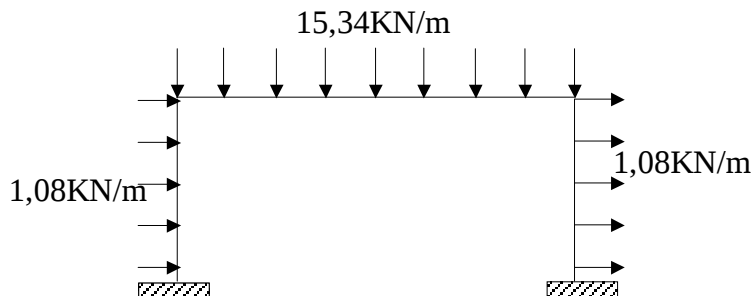


Figura 4. Esforços actuantes

Utilizando o programa de elementos finitos desenvolvido, efectuou-se uma primeira análise à estrutura, quando submetida unicamente ao carregamento mecânico.

Utilizaram-se elementos finitos tridimensionais, tendo sido o carregamento introduzido em elementos de interface bidimensionais, permitindo assim de uma forma automática representar o carregamento normal à face do elemento. Para o pós-processamento elaborou-se ainda um programa de interface que permite processar automaticamente os resultados.

A Figura 5 representa o campo de deslocamentos na direcção vertical, para o carregamento mecânico. Na Figura 6 representa-se o campo de tensões equivalentes para este mesmo carregamento. Dada a elevada resistência do perfil seleccionado, o nível de tensões é bastante baixo.

A segunda situação considera a presença de incêndio, devendo ser utilizada a equação (32) para a quantificação das acções. A situação em estudo passará a ser a da Figura 7. A contribuição do efeito térmico, considerada como acção de acidente, será obtida em função das condições de fronteira impostas na análise deste problema, utilizando o programa de elementos finitos desenvolvido, bem como da variação não-linear das propriedades do material, atrás referidas. A análise é do tipo incremental em regime transiente. Para a análise termo-mecânica, o incremento de tempo utilizado foi de 10 s, para um limite máximo atingido de 1570 s, altura em que a solução deixou de convergir.

O gráfico da Figura 8 representa a evolução da temperatura no nó 189, situado no banzo inferior do pórtico da Figura 7, até um instante final de 1570 s.

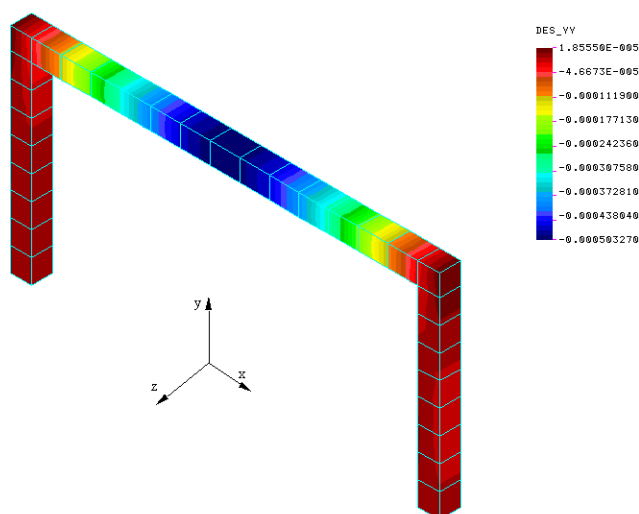


Figura 5. Campo de deslocamentos [m]

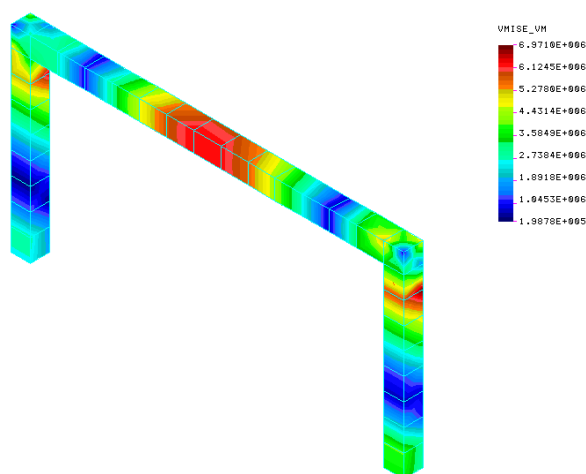


Figura 6. Campo de tensões equivalentes $[N/m^2]$

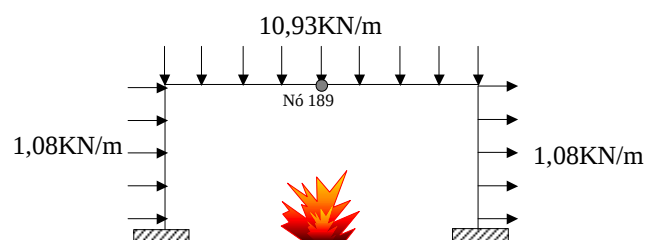


Figura 7. Esforços actuantes

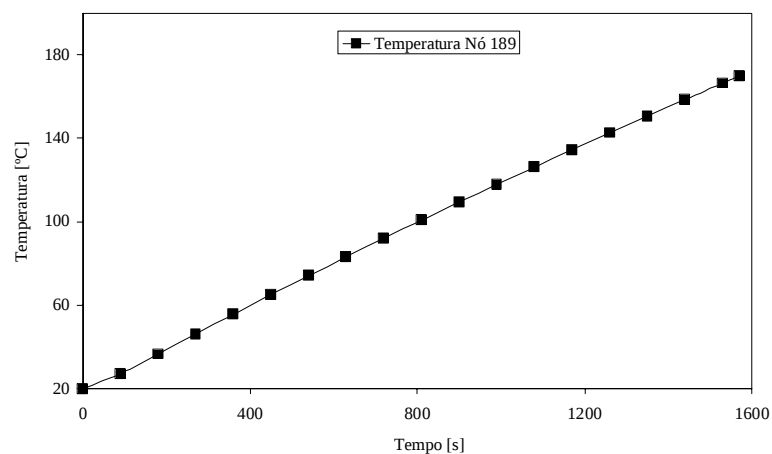


Figura 8. Evolução da temperatura, nó 189

As Figuras 9 e 10 representam a variação do campo de temperaturas no pórtico considerado, para um instante de tempo de 100 s e respectivo campo de deslocamentos na direcção vertical.

A Figura 11 representa o campo de temperaturas para um instante de tempo de 900 s. Como se verifica a estrutura vai aquecendo à medida que o tempo de exposição ao fogo aumenta. Verifica-se que a temperatura varia ao longo da secção recta do perfil, bem como ao longo do seu comprimento. O campo de deslocamentos na direcção vertical pode ser verificado na Figura 12 para o mesmo instante de tempo.

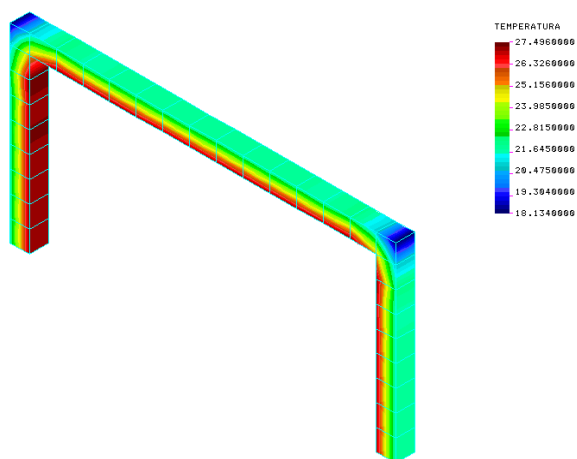


Figura 9. Campo de temperaturas, $t=100$ s

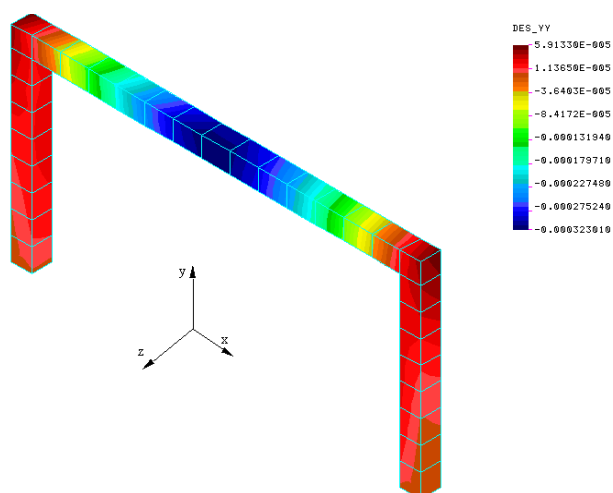


Figura 10. Deslocamento vertical, $t=100$ s

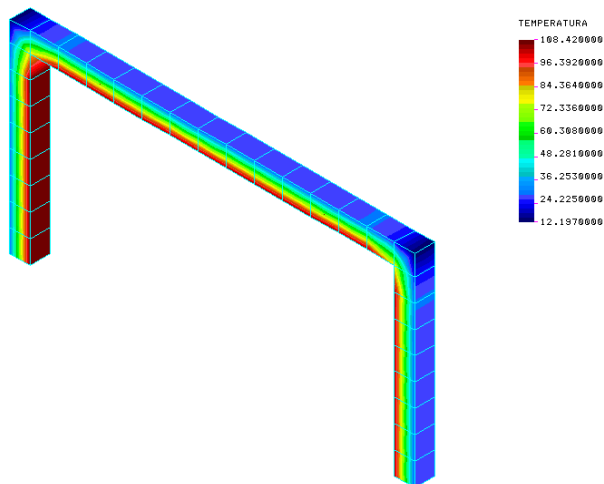


Figura 11. Campo de temperaturas, $t = 900$ s

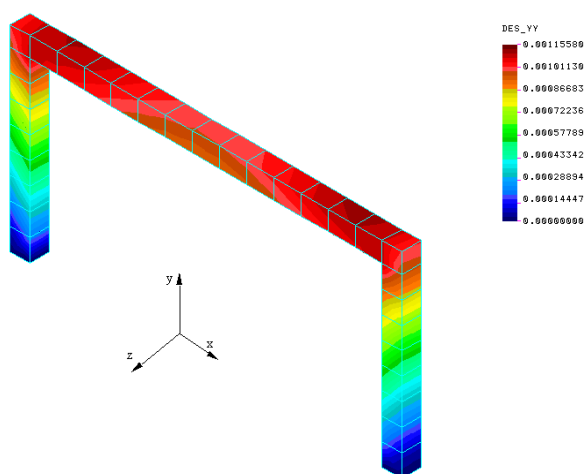


Figura 12. Deslocamento vertical, $t = 900$ s

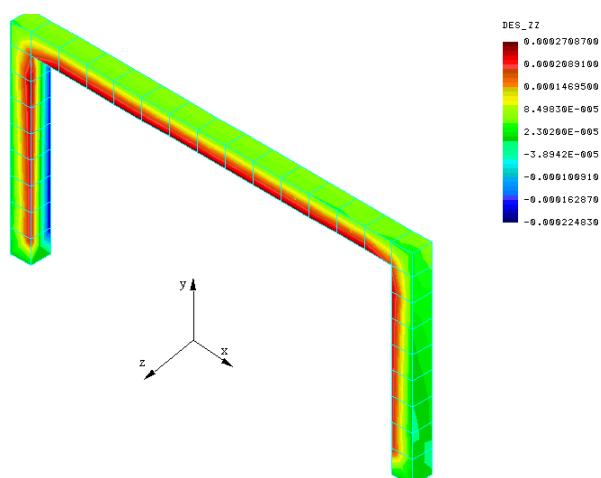


Figura 13. Deslocamento na direcção z , $t = 900$ s

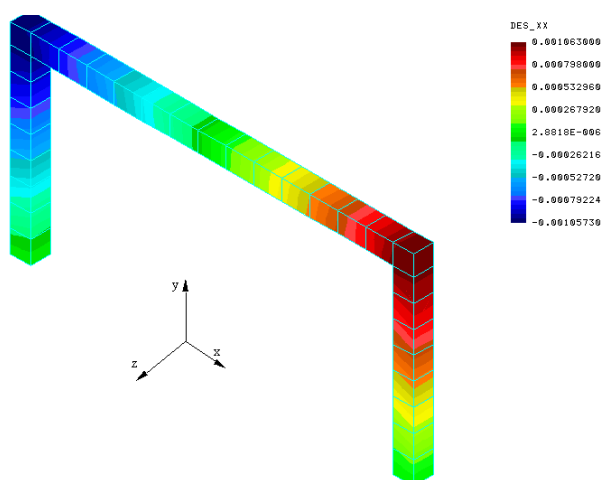


Figura 14. Deslocamento na direcção x , $t = 900$ s

O campo de deslocamentos nas restantes direcções pode ser verificado nas Figuras 13 e 14 para o instante de tempo de 900 s.

Os gráficos das Figuras 15, 16 e 17 representam o campo de deslocamentos em função do tempo, nas várias direcções (x , y e z) do nó em estudo, 189.

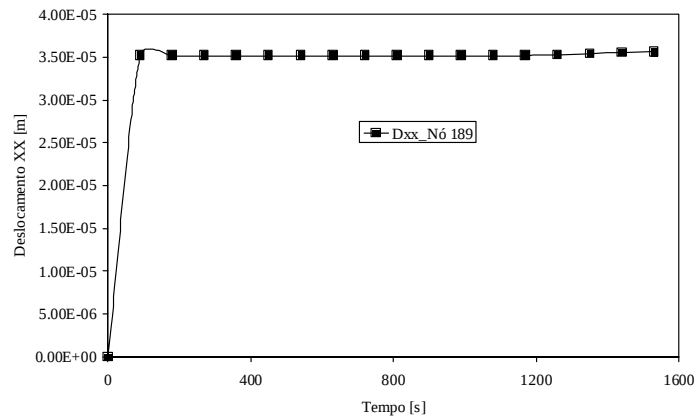


Figura 15. Deslocamento na direcção x

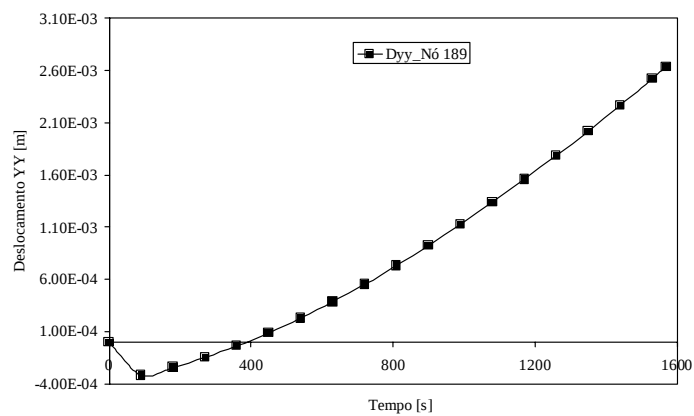


Figura 16. Deslocamento na direcção y

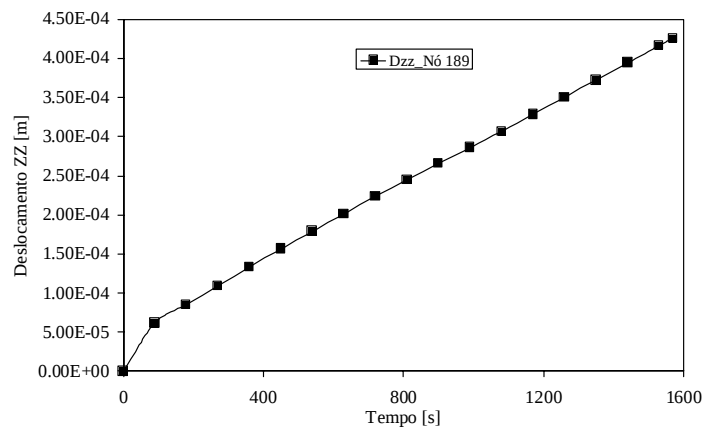


Figura 17. Deslocamento na direcção z

O gráfico da Figura 18 representa a evolução do estado de tensão equivalente para o nó 189, em função do tempo. O nível de tensões aumenta à medida que a estrutura aquece, conforme se pode observar no gráfico da Figura 19. Como se verifica a parte superior do pórtico atinge uma tensão equivalente de 210 MPa (próximo do limite elástico) após 1570 s de ocorrência de incêndio. No entanto, o início da plastificação ocorreu aos 810 s na zona do encastramento do pórtico.

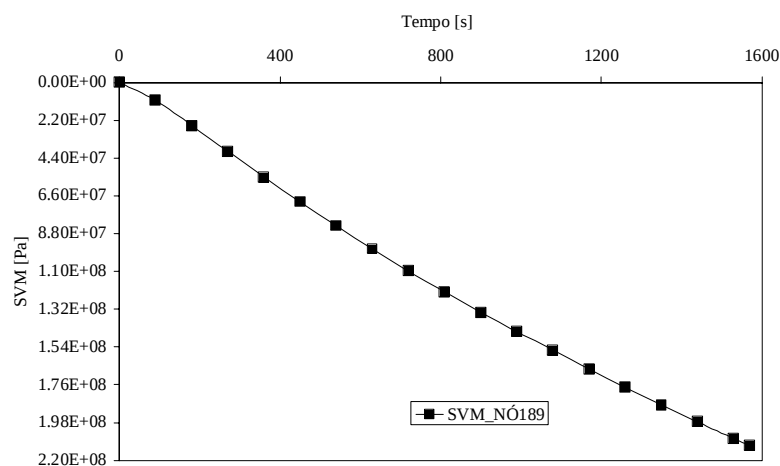


Figura 18. Evolução da tensão equivalente no tempo

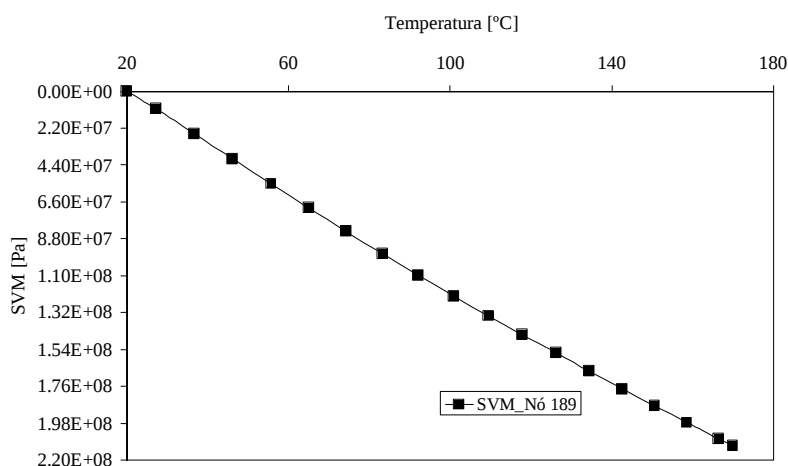


Figura 19. Evolução da tensão equivalente com a temperatura

CONCLUSÕES

Apresentaram-se os resultados correspondentes à resolução de um problema termo-mecânico em regime transiente não-linear, tendo sido utilizado o código de elementos finitos desenvolvido para estruturas submetidas à acção do fogo. É de referir a importância do cálculo da influência dos esforços térmicos, na contribuição global do cálculo da resistência da estrutura.

É assim possível, simular o desenvolvimento de tensões térmicas devido à ocorrência de incêndio, de acordo com os Eurocódigos, em que as propriedades do aço são função da temperatura, facilitando ao projectista a escolha de materiais, e/ou procedimentos que façam aumentar a resistência ao fogo dos elementos mecânicos, nomeadamente a utilização de materiais de protecção ao fogo.

REFERÊNCIAS

- 1 C. Neves, “*Problema do fogo em edifícios, acções de sensibilização sobre regulamentação em edifícios*”, Instituto de Soldadura e Qualidade, Porto.
- 2 J. Porto, “*Segurança contra incêndios de estruturas de edifícios: concepção, cálculo e protecção. Aspectos Gerais*”, Colóquio Prevenção de Incêndios no Projecto, Segurança.
- 3 Regulamento de segurança contra incêndio em edifícios de habitação, *Dec. Lei*, N° 64/90, 21 de Fevereiro.
- 4 J. M. Frassen, “Comportement de colonnes massives en acier soumises à l’incendie”, *Construction Métallique*, N° 1, pp. 37–45 (1986).
- 5 J. M. Frassen, “Structures in fire”, *Proceedings of the First International Workshop*, Univ. of Liège, Belgium, June, (2000).
- 6 E. Fonseca e P. Vila Real, “Finite element modelling of thermo-elastoplastic behaviour of hot-rolled steel profiles submitted to fire”, *IV Congresso de Métodos Numéricos en Ingeniería*, R. Abascal, J. Domínguez y G. Bugeda (Eds.), SEMNI – Sociedad Española de Métodos Numéricos en Ingeniería, ISBN: 84-89925-45-3, (1999).
- 7 H. Huang, A. Usmani, “*Finite element analysis for heat transfer*”, Springer-Verlag, London, (1994).
- 8 P.M.M. Vila Real, “Finite element modelling of the solidification and the thermomechanical behaviour of pieces poured on metallic moulds”, Ph.D. Thesis, University of Porto, FEUP, (1993).
- 9 E. Oñate, “*Cálculo de estructuras por el método de elementos finitos*”, Centro Internacional de Métodos Numéricos en Ingeniería, Barcelona, (1995).
- 10 R. Owen e E. Hinton, “*Finite elements in plasticity*”, Pineridge Press Ltd., Swansea, (1984).
- 11 D. Assaker, J. C. Golinval, M. Hoggel e M. Geradin, “Thermo-plasticity versus thermo-viscoplasticity for residual stresses”, *Proceeding of the Second International Conference on Computational Plasticity Fundamentals and Applications, Compas II*, pp. 501–514, (1989).
- 12 EUROCODE 3, “Design of steel structures, Parte 1–2: General rules – structural fire design”, ENV1993-1-2, (1995).
- 13 EUROCODE 1, “Basis of design and actions on structures, Parte 1–2: General rules – Structural fire design”, ENV1991-2-2, (1995).
- 14 “Regulamento de segurança e acções para estruturas de edifícios e pontes”, Rei dos Livros, (1994).
- 15 “Tables pour la construction métallique”, Centre Suisse pour la Construction Métallique.
- 16 EUROCODE 1, “Basis of design and actions on structures, Parte 2-2: Actions on structures – actions on structures exposed to fire”, CENENV1991-2-2, (1995).