

Acoplamento unidirecional para análise fluido-termomecânica de estruturas sob fogo

Julio Cesar G. Silva¹; Alexandre Landesmann²

Resumo

Este trabalho apresenta um procedimento numérico-computacional para análise de estruturas metálicas e mistas de aço e concreto sob condições de incêndio. O algoritmo proposto prevê um acoplamento unidirecional entre modelos distintos para descrição do comportamento dos fluidos, de transferência de calor e mecânico. A primeira etapa da análise consiste na simulação da cinemática do incêndio, segundo modelo baseado na Dinâmica de Fluidos Computacional (DFC). A variação de temperatura nos elementos expostos ao fogo, em função do tempo transcorrido de incêndio, é obtida na segunda etapa da análise, sendo realizada com o auxílio de um modelo de transferência de calor baseado no Método dos Elementos Finitos (MEF). Finalmente, o comportamento estrutural não linear elastoplástico é simulado por outro modelo baseado no MEF, considerando a variação das relações constitutivas dos materiais, para diferentes temperaturas, conforme recomendações previstas pela parte 1.2 do *Eurocode 4*. Um estudo de caso real, correspondente a uma edificação de 2 pavimentos sob incêndio, é analisado seguindo o procedimento computacional proposto. Os resultados obtidos são avaliados à luz das recomendações normativas aplicáveis, permitindo-se inferir sobre a aplicabilidade do procedimento, bem como, eventuais ganhos em termos de desempenho estrutural e economia de materiais de proteção passiva.

Palavras-chave: Incêndio. Análise Estrutural. Dinâmica de Fluidos Computacional. DFC.

¹ M.Sc., Candidato ao Doutorado, jcsilva@coc.ufrj.br

² D.Sc., alandes@coc.ufrj.br, autor correspondente. Programa de Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio de Janeiro (COPPE/UFRJ). CEP 21945-970, Cx. Postal 68506, Rio de Janeiro/RJ, Brasil.

1 Introdução

O objetivo da verificação da resistência ao fogo é assegurar que uma estrutura originalmente projetada para condições normais de temperatura (temperatura ambiente), resista também aos efeitos adicionais induzidos pela elevação de temperatura, durante um determinado Tempo Requerido de Resistência ao Fogo (TRRF), previsto pela normatização aplicável, *e.g.*, ABNT NBR14432:2001. Procedimentos analíticos simplificados são apresentados na parte 1.2 do *Eurocode 4* (EC4-p1.2 2004) e na ABNT NBR14323:1999 para avaliação da capacidade resistente de elementos isolados sob altas temperaturas (*i.e.*, fogo). Análises avançadas também são previstas, realizadas principalmente com o auxílio de modelos baseados no Método dos Elementos Finitos (MEF), geralmente desenvolvidas em duas etapas. A primeira destina-se à avaliação da evolução das temperaturas nos elementos expostos ao incêndio postulado, para que em uma segunda etapa, a variação das propriedades dos materiais seja considerada, permitindo uma caracterização do comportamento estrutural durante o incêndio. Nesse contexto, é possível destacar as contribuições dos programas *Safir*(Franssen 2005) e *Vulcan*(Huang, Burgess and Plank 2004), ambos baseados no MEF, que permitem o desenvolvimento de análises tridimensionais não lineares do comportamento de estruturas metálicas e mistas de aço e concreto sob incêndio. Embora tais modelos estejam aptos a estimar a capacidade resistente de estruturas submetidas ao incêndio, eles assumem uma elevação de temperaturas uniforme no ambiente, descrita segundo curvas de incêndio padronizadas, dadas por relações tempo vs. temperatura (EC1, p . 1.2, 2002), as quais não necessariamente representam incêndios reais.

Por outro lado, modelos baseados na Dinâmica de Fluidos Computacional (DFC) são capazes de fornecer uma descrição mais realística do desenvolvimento do incêndio, considerando a distribuição espacial da carga térmica, bem como sua influência na evolução do campo de temperaturas no meio. DFC é o estudo de sistemas fluidos dinâmicos que variam no tempo e no espaço, aplicados segundo métodos numérico-computacionais. As características físicas do fluido são descritas pelas equações fundamentais da mecânica de fluidos, geralmente na forma de derivadas parciais. Recentes avanços na simulação de incêndios via DFC foram debatidos em Duthinh, McGrattan and Khaskiac (2008), e também aplicados para análise do comportamento da fumaça em Chow et al. (2009). Além desses trabalhos, pode-se ressaltar a comparação entre incêndios reais e simulações numéricas, citando-se: Gutierrez-Montes et al.(2009) e Yang, Tan and Xin (2011), apresentando uma boa correlação para as simulações desenvolvidas.

Embora seja possível observar o contínuo avanço no desenvolvimento de cada modelo separadamente, o mesmo não é identificado no sentido de acoplar as análises (*i.e.*, MEF-DFC). Trabalhos recentes demonstram as dificuldades e principais características dessa possível interação, destacando-se: Kumar *et al.*(2006), Zhao and Desanghere(2008), Pada(2009) e, Silva and Landesmann(2010). O elevado volume de dados a ser analisado e transferido entre modelos DFC e MEF, além das diferenças intrínsecas, como por exemplo: algoritmos, escalas de tempo, dimensões e malhas, tornam tal procedimento consideravelmente complexo.

Com base no exposto, o presente artigo busca o desenvolvimento de um procedimento numérico-computacional voltado para a análise de estruturas metálicas e mistas de aço e concreto sob incêndio, através do acoplamento unidirecional do comportamento decorrente da interação Fluido-Termomecânica (FTM), a ser implementado com o auxílio dos códigos computacionais *Smartfire*, *Safir* e *Vulcan*, cada um para uma fase do acoplamento, respectivamente. As principais propriedades do acoplamento desenvolvido, juntamente com as características de cada um dos modelos utilizados são apresentadas no item 2 deste artigo. O procedimento proposto é aplicado e avaliado segundo um estudo de caso, os resultados das análises obtidas seguem no item 3. Finalmente, as vantagens observadas devidas à consideração do acoplamento unidirecional, como a economia de recursos materiais, com manutenção dos níveis de segurança exigidos, são apontadas ao final do presente artigo.

2 Acoplamento FTM

Dentre as possíveis formas de acoplamento FTM, a mais simples é conhecida como acoplamento unidirecional, na qual os modelos de DFC e MEF são considerados independentes, ou seja, os resultados de cada análise são transferidos de uma fase para a posterior, conforme ilustrado na Figura 1. Em uma forma de acoplamento mais completa, conhecida como acoplamento bidirecional, também apresentado na Figura 1, resultados estruturais (*e.g.*, deslocamentos, deformações, ou eventualmente colapso parcial de elementos estruturais), que venham influenciar na cinemática do fluido, são empregados na atualização da geometria do modelo DFC, permitindo-se maior integração entre as análises.

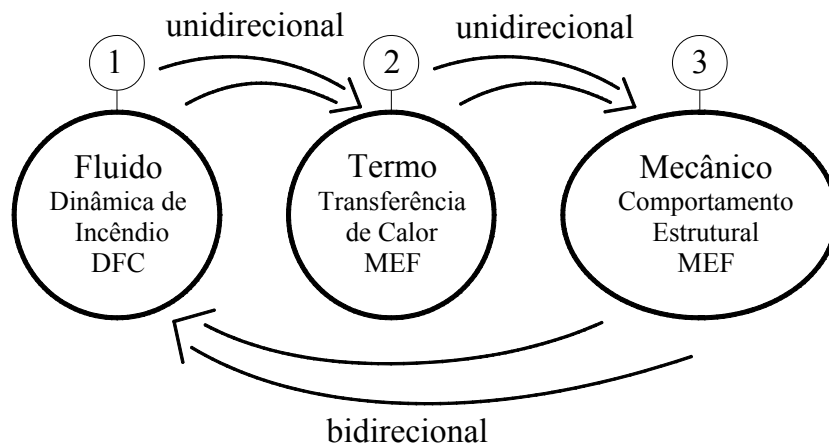


Figura 1: Etapas do modelo acoplado de análise FTM.

Uma das principais características do acoplamento unidirecional é permitir que as análises sejam realizadas por diferentes grupos de pesquisa, cada um com sua *expertise*. A primeira etapa deste procedimento refere-se à avaliação da dinâmica do incêndio, realizada por um modelo DFC, e neste artigo segundo o código *Smartfire* (Ewer *et al.* 2008a). O objetivo principal dessa etapa é simular a evolução das temperaturas no compartimento em incêndio. No próximo passo, é possível estimar a variação da temperatura nos elementos estruturais em função do tempo transcorrido de incêndio, através de um modelo baseado no MEF, com auxílio do programa *Safir* (Franssen 2005). Ao final do processo, o comportamento estrutural durante o incêndio é estimado, realizado com o programa *Vulcan* (Huang, Burgess and Plank 2004).

2.1 Etapa 1: Fluido

Modelos baseados na DFC necessitam de uma divisão do domínio em um número discreto de células, resultando na geração de uma malha tridimensional, como ilustrado na Figura 2.

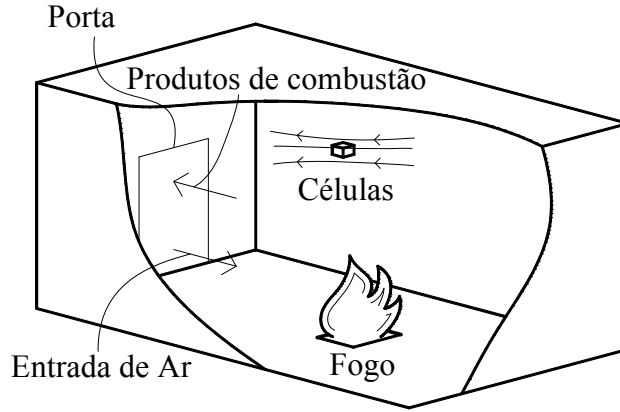


Figura 2: Representação da discretização em células de um compartimento em incêndio.

Para o cálculo da dinâmica dos fluidos, o código *Smartfire* utiliza a equação da conservação de movimento (Ewer *et al.* 2008b), apresentada a seguir:

$$\frac{\partial(\rho u_i)}{\partial t} + \text{div}(\rho \mathbf{u} u_i) = -\frac{\partial P}{\partial x_i} + \text{div}(\mu_{eff} \text{grad}(u_i)) + S_{u_i} \quad \text{Eq. (1)}$$

onde ρ é a densidade do fluido ($1,177 \text{ kg/m}^3$); u_i corresponde a velocidade do fluido nas direções x , y e z (m/s) ($\mathbf{u}$ é o vetor velocidade em m/s); P é a pressão (N/m^2); x_i representa os eixos cartesianos x , y e z ; μ_{eff} é a viscosidade efetiva ($1,568 \cdot 10^{-5} \text{ Pa}\cdot\text{s}$); S_{u_i} é o termo fonte da velocidade; e t é o tempo transcorrido da análise (s). Para a simulação da evolução das temperaturas é empregada a equação da conservação de energia, conforme Eq. (2), onde a temperatura no fluido θ_g ($^{\circ}\text{C}$) é calculada através da entalpia (h), como: $\theta_g = h / c_g$.

$$\frac{\partial(\rho h)}{\partial t} + \text{div}(\rho \mathbf{u} h) = \text{div}\left(\left(\frac{k}{c_g} + \frac{\rho \mathcal{G}_t}{\sigma_k}\right) \text{grad}(h)\right) + S_h \quad \text{Eq. (2)}$$

onde k é a condutividade térmica do meio, variando de $0,026$ a $0,051 \text{ W/m}\cdot^{\circ}\text{C}$, com a temperatura do fluido, respectivamente de 20 a 400°C ; c_g é o calor específico do gás, variando de $1,046$ a $1,068 \text{ kJ/kg}\cdot^{\circ}\text{C}$ (20 a 400°C); $\mathcal{G}_t$ é a viscosidade cinemática, variando de $15,11 \cdot 10^{-6}$ a $62,53 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ (20 a 400°C); σ_k é o número de *Prandtl*, variando de $0,713$ a $0,68$ (20 a 400°C); S_h é o termo fonte de energia, que será abordado posteriormente no item 3.1.

2.2 Etapa 2: Transferência de Calor

A evolução e distribuição da temperatura nos elementos estruturais expostos ao incêndio são de grande importância, não somente pela consideração da degradação das propriedades dos materiais, mas também pelos efeitos causados pelas deformações de origem térmica. Prasad and Baum (2005) demonstraram a importância da consideração das duas parcelas do fluxo de calor (radiante e convectivo) no processo de transferência de calor entre o ar e os elementos estruturais (*i.e.* entre as etapas 1 e 2). Baseado nessa suposição, o procedimento de análise térmica adotado neste artigo, segundo modelo de transferência de calor bidimensional, do código *Safir* (Franssen 2005), considera os fluxos de calor por convecção e por radiação (φ_c , φ_r), assumindo que os mesmos estão relacionados com a temperatura do fluido θ_g , isto é, resultados obtidos via DFC, através da seguinte equação:

$$\varphi_T = \varphi_c + \varphi_r = h_c(\theta_g - \theta_s) + e \cdot r[(\theta_g + 273)^4 - (\theta_s + 273)^4] \quad \text{Eq. (3)}$$

onde φ_T é o fluxo total de calor total (W/m²), θ_s é a temperatura da superfície exposta ao incêndio (°C), r é a constante de Stefan-Boltzmann $5,67 \cdot 10^{-8}$ (W/m²C⁴), e é a emissividade da superfície (0,7 para aço e concreto (EC4-p1.2 2004)), e h_c é a coeficiente de transferência de calor por convecção 25 (W/m²C).

2.3 Etapa 3: Comportamento estrutural

Vulcan (Huang, Burgess and Plank 2004) é um código computacional baseado no MEF, voltado para análises tridimensionais não lineares do comportamento de estruturas metálicas e mistas de aço e concreto sob altas temperaturas. Os efeitos da não linearidade geométrica são considerados através de um procedimento de solução incremental-iterativo do tipo *Newton-Raphson*. Vigas e pilares são simulados por meio de elementos de barras de três nós, como ilustrado na Figura 3a, onde cada nó possui 6 graus de liberdade (3 deslocamentos e 3 rotações). São assumidas as seguintes hipóteses na descrição dos elementos de barra: (i) as seções permanecem planas após deformação; (ii) efeitos de plasticidade são apenas considerados na direção longitudinal do elemento, ou seja, relações constitutivas uniaxiais; (iii) a ligação entre vigas e pilares é simulada por meio de elementos de molas rotacionais, que permitem a consideração da flexibilidade das ligações no comportamento global da estrutura; (iv) a conexão entre vigas e lajes de concreto é

também simulada por meio de elementos de mola, que representam os conectores de cisalhamento, permitindo assim a representação de interação parcial ou total entre os elementos mistos de aço e concreto.

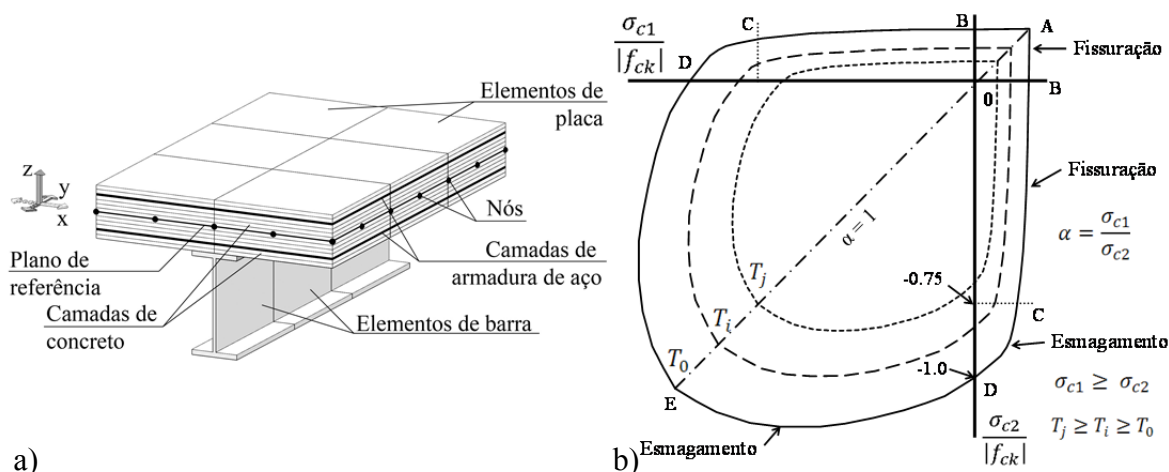


Figura 3: a) discretização da estrutura e elementos utilizados no modelo do programa Vulcan; b) modelo de superfície de falha para o concreto.

Estruturas planas, como lajes de edifícios, são representadas por elementos isoparamétricos quadriláteros de 9 nós, como apresentado na Figura 3a. Os mesmos são subdivididos em diferentes camadas para consideração do concreto e das armaduras de aço (associação de placas finas, teoria de Mindlin-Reissner, como descrito em Yu *et al.* (2008)), também ilustrado na

Figura 3a. O procedimento de divisão em camadas supõe que: (i) as lajes podem ser compostas por camadas de concreto ou de armadura de aço e não há escorregamento entre as camadas; (ii) cada camada pode possuir diferentes temperatura e propriedades mecânicas; (iii) armaduras de aço são simuladas por uma camada equivalente, com rigidez apenas na direção das armaduras; (iv) as camadas de concreto estão submetidas ao *EPT* (*Estado Plano de Tensão*).

A variação das propriedades mecânicas do aço e do concreto é adotada segundo recomendações da parte 1.2 do *Eurocode 4* (EC4-p1.2 2004). O modelo de superfície de falha para o concreto proposto por Barzegar-Jamshidi (1987) foi adaptado (para condições de incêndio), com a resistência de compressão f_{ck} (N/mm²) e de tração f_{tk} (N/mm²) consideradas como dependentes da temperatura. Como ilustrado na Figura 3b, a superfície de falha bi-axial é dividida em 4 regiões, representadas pela razão entre as tensões principais, $\alpha = \sigma_{c1} / \sigma_{c2}$. Compressão é assumida como negativa e tração como positiva e a direção principal é tal que $\sigma_{c1} \geq \sigma_{c2}$ (algebricamente). O concreto é assumido inicialmente como isotrópico, homogêneo e linear elástico. A fissuração ou o

esmagamento se iniciam em qualquer combinação de carregamento, quando a tensão principal atingir a superfície de falha correspondente, para uma temperatura. A partir desse estado de tensão, o concreto passa a ser tratado como material ortotrópico com eixos principais: paralelos e normais à direção da fissuração. Entretanto, assume-se que direção paralela à fissuração, o concreto é ainda capaz de resistir tanto a esforços solicitantes de tração e compressão.

3 Estudo de caso

O estudo de caso analisado no presente artigo corresponde a uma edificação real de dois pavimentos ocupada por escritórios, cujo incêndio postulado tem início no pavimento térreo. O compartimento considerado na análise é formado por três salas (a ignição do incêndio é considerada em uma delas como indicado), um corredor e um hall (onde há uma escada helicoidal), sua planta baixa segue na Figura 4a (o ponto A0 faz a correlação entre a planta baixa e as imagens dos modelos gerados, como será observado posteriormente).

3.1 Etapa 1: Fluido

A geometria do compartimento, assim como os itens de mobiliário, divisórias e aberturas são aproximados e discretizados em células, formando o modelo numérico discretizado adotado e apresentado na Figura 4b. Os itens de mobiliário considerados como possíveis fontes de energia de combustão (*i.e.*, mesa de escritório e estante de livros, conforme Figura 4b), são aproximados utilizando funções que caracterizam seu comportamento durante o incêndio, ou seja, sua *Taxa de Liberação de Calor* (TLC, ou em inglês *Heat Release Rate*). A TLC de um determinado item é obtida experimentalmente em função do tempo transcorrido de sua ignição, com o auxílio dispositivo denominado como cone calorímetro (NFPA 2002). A TLC é computada no termo fonte de energia S_h da Eq.(2).

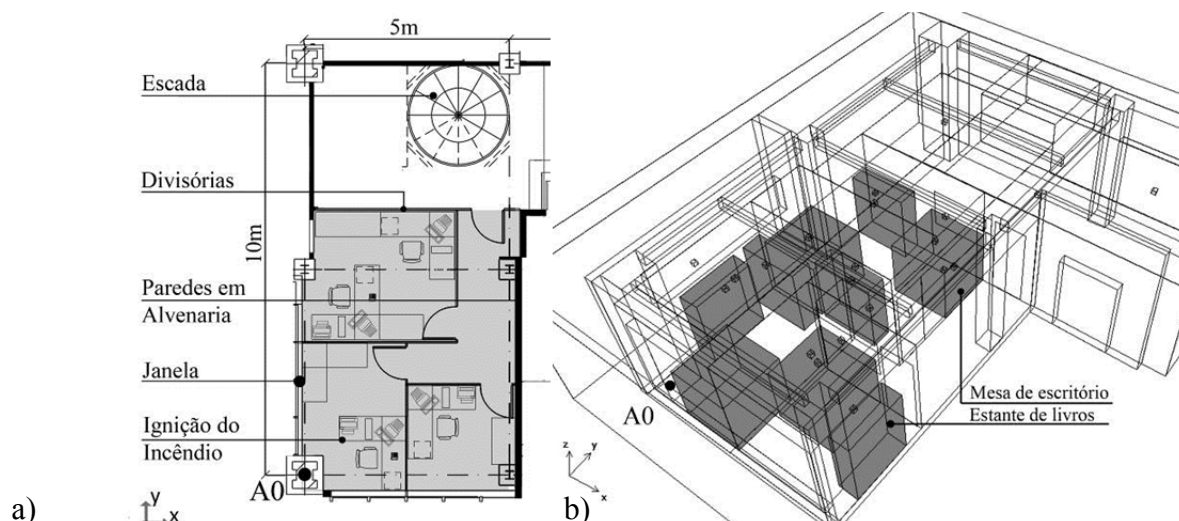


Figura 4: a) planta baixa do compartimento em incêndio; b) modelo DFC gerado no programa Smartfire, com destaque para os objetos de mobiliário.

Aplicações de modelos de incêndio baseados na DFC têm se tornado cada vez mais populares nos últimos anos. Entretanto, os elevados custos computacionais necessários para desenvolver simulações confiáveis são considerados como um importante desafio ao uso desses modelos. Nesse contexto, a computação em paralelo possui grande potencial para suprir essa demanda com um custo computacional razoável (em termos de tempo de processamento e equipamento). O desempenho da implementação paralela foi testada em uma rede homogênea (1Gbps) composta por 6 PENTIUM 4HT (2,4Ghz, 512Kb, 1Gb RAM, 400Mhz). Essa configuração foi aplicada o estudo de caso proposto, composto por aproximadamente 308 mil células. Um particionamento sistemático do domínio do problema foi realizado, onde cada subdomínio foi calculado em um processador separado. A Figura 5 apresenta o *speedup* (S_p) relativo ao caso analisado comparado ao *speedup* linear ideal ($S_p=p$; onde p é o número de processadores), ou seja, sem perdas em comunicação. Como observado na Figura 5, o aumento na velocidade pode reduzir consideravelmente o tempo total gasto na simulação, ou mesmo, aumentar o limite de trabalho que pode ser alcançado pela engenharia de incêndio. O modelo proposto demandou aproximadamente 169,5 h para processamento da aplicação proposta em um processador único, enquanto que o mesmo caso foi analisado em 34,16 h com 6 processadores trabalhando em paralelo. Apesar da aplicação simples, os resultados obtidos indicam que a implementação em paralelo pode se tornar uma eficiente solução para a simulação de grandes incêndios com modelos baseados em DFC.

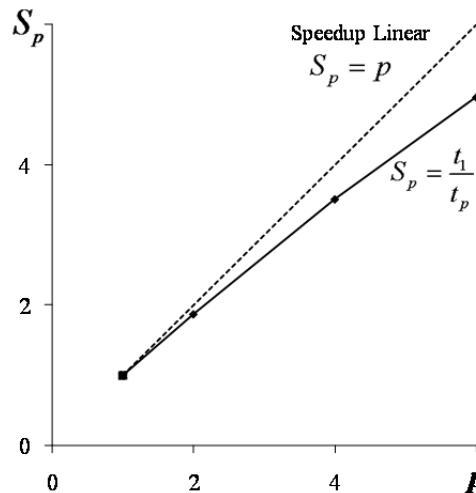


Figura 5: Speedup comparando a eficiência da computação em paralelo.

A evolução do campo de temperaturas obtida com o modelo DFC segue na Figura 6b, para 5 pontos do compartimento, destacados para facilitar a leitura dos resultados, conforme Figura 6a. Na Figura 6b também há uma comparação com uma curva paramétrica (*Par Av*) e a curva de incêndio-padrão (ISO 834), ambas extraídas do EC1-p1.2 (2002). Ressalta-se que a curva *Par Av* foi obtida com uma carga térmica idêntica à considerada no DFC (243,5MJ/m²), assumindo o tempo-limite para temperatura máxima (t_{lim}) de 15min. Os resultados se mostram coerentes, tanto na temperatura máxima alcançada, assim como no tempo de duração do incêndio. Entretanto, como esperado, os modelos simplificados não são capazes de considerar adequadamente a distribuição espacial do campo de temperaturas.

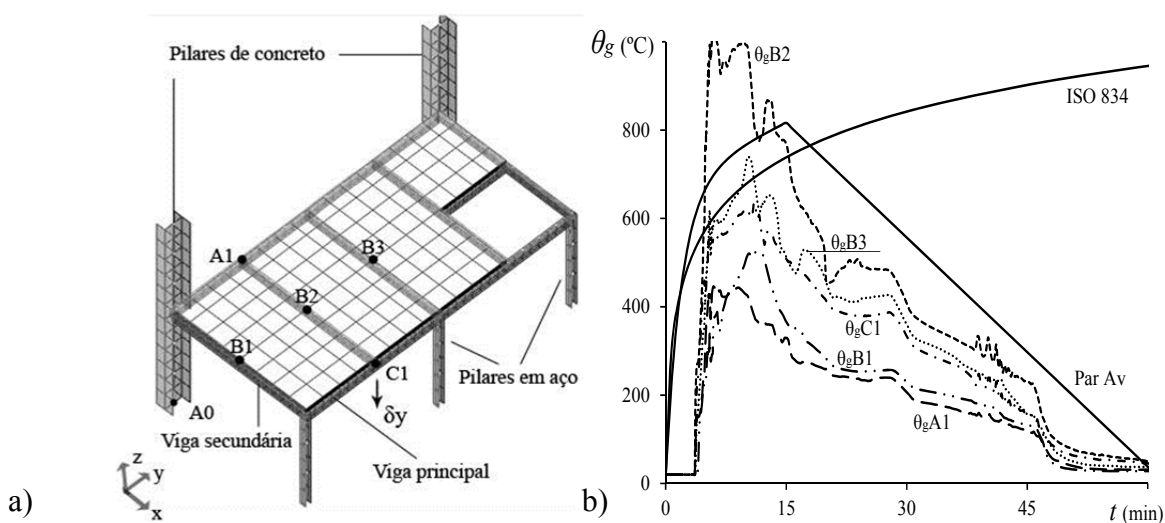


Figura 6: a) modelo estrutural com a localização dos pontos para avaliação da temperatura; b) evolução da temperatura obtida com modelo DFC e curvas padronizadas (EC1-p1.2, 2002) em função do tempo transcorrido de incêndio.

A evolução do incêndio pode ser observada na Figura 7, onde se destaca a evolução da isoterma de 400°C. As principais obstruções, como forros e vidro de janelas, são desconsideradas para temperaturas de 400°C e 450°C, respectivamente; que são preestabelecidas e extraídas de resultados experimentais (Manzello et al. 2007). Aos 3,7 minutos essa isoterma atinge o forro de gesso da sala (Figura 7a) fazendo que ele não seja mais considerado como obstrução. A partir desse instante, os gases quentes se dirigem à superfície mais elevada do compartimento, que passa a ser a laje a qual deixa de contar com a proteção térmica do forro de gesso.

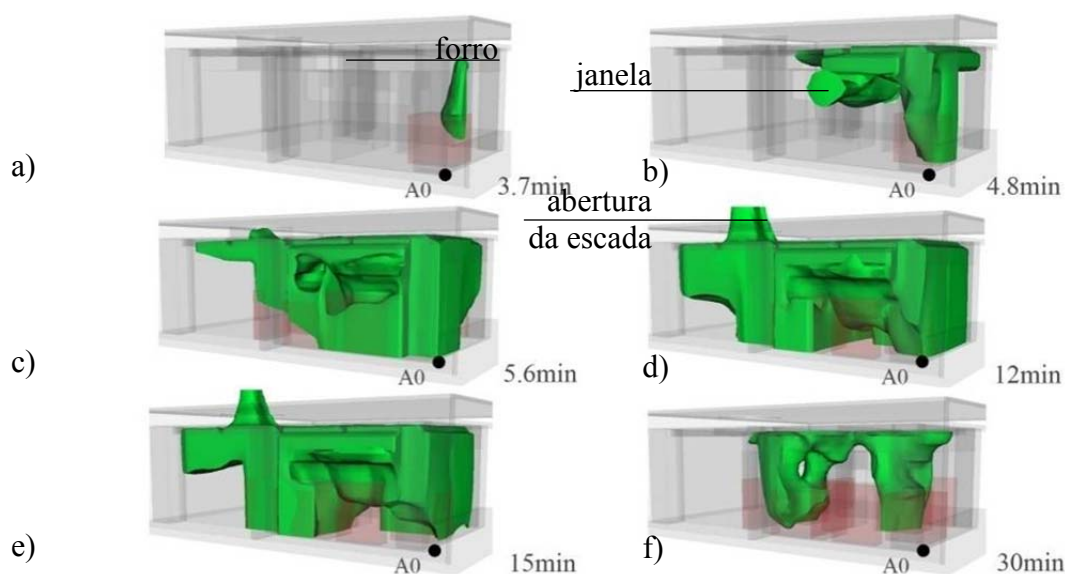


Figura 7: Evolução da isoterma de 400°C no compartimento em incêndio, para diferentes instantes: a) 3.7min; b) 4.8min; c) 5.6min; d) 12min; e) 15min; f) 30min.

Conforme o incêndio se desenvolve, a temperatura próxima à janela se eleva, atingindo 450°C em aproximadamente 4,8 minutos (Figura 7b), fazendo com que ela deixe de ser considerada como obstrução, momento que marca o início do *flashover*. A partir de então, uma grande massa de ar fluirá através dessa (nova) abertura, até que se alcance um equilíbrio dinâmico entre a pressão interna e externa, quando parte do ar quente continuará fluindo e outra, composta por ar frio do ambiente externo, entrará no compartimento, o que ocorre aos 5,6 minutos (Figura 7c). Após esse instante, também é possível observar uma troca de gases na abertura da escada helicoidal (Figura 7c,d,e), e considera-se o final do *flashover* e início da fase de desenvolvimento total do incêndio, fase que persiste até os 15 minutos (Figura 7d,e). A partir desse momento, a produção de energia no compartimento diminui,

conforme ilustrado na Figura 7f (30min), resultando no contínuo e gradual arrefecimento do incêndio até a sua extinção, após 1h de duração.

3.2 Etapa 2: Transferência de calor

Nesta segunda etapa é simulada a transferência de calor entre os gases e a estrutura. A variação da temperatura nos elementos estruturais para as regiões dos pontos A1, C1 (vigas principais), B2 e B3 (vigas secundárias) segue na

Figura 8a. Onde se observa, conforme esperado, que a temperatura máxima é alcançada entre 12 e 15 minutos, correspondente ao desenvolvimento máximo do incêndio. A região do ponto B2 apresenta temperatura máxima em torno dos 925°C, também coerente com os resultados obtidos anteriormente pelo modelo DFC. Para do ponto C1 a temperatura máxima na viga de aço é de 500°C e cerca de 300°C no ponto A1. A região do ponto B2 apresenta temperatura máxima, em torno dos 925°C, também coerente com os resultados obtidos anteriormente pelo modelo DFC. A evolução das temperaturas na laje de concreto, na região do ponto B2, em diferentes profundidades é apresentada na

Figura 8b. A temperatura máxima observada T_{L1} (650°C), ocorre na camada mais ao fundo da laje (*i.e.*, mais próxima ao fogo), pouco antes dos 15min. Já para o plano médio da laje, esta temperatura não ultrapassa os 200°C (T_{L3}), demonstrando grande variação da temperatura entre as camadas.

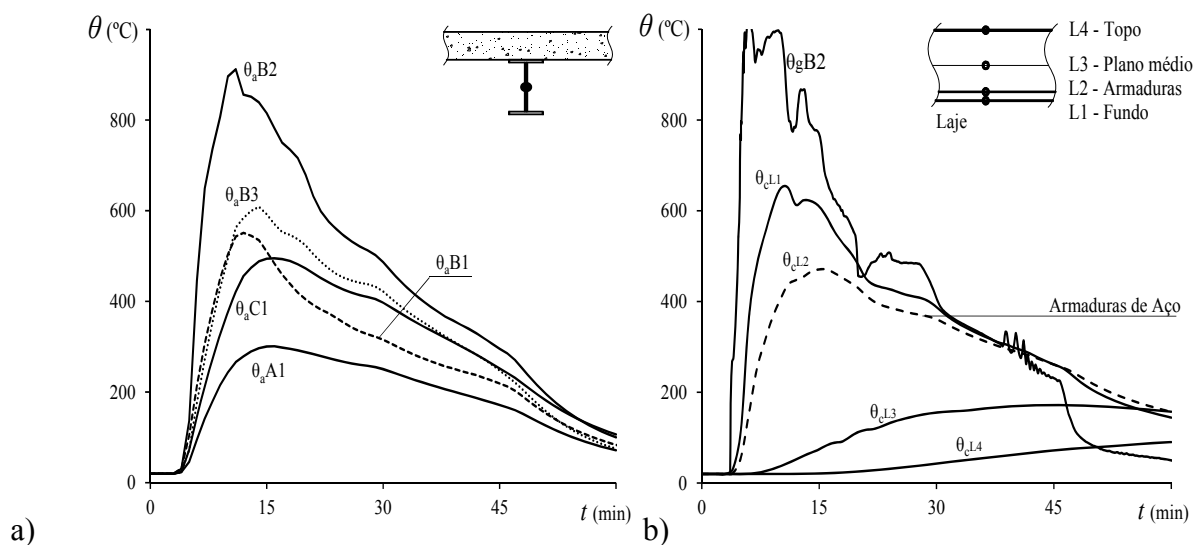


Figura 8: Temperaturas nos materiais em função do tempo de evolução do incêndio: a) viga principal (pontos A1 e C1) e viga secundária (pontos B2 e B3); b) laje de concreto (região do ponto B2).

3.3 Etapa 3: Comportamento estrutural

Nesta etapa final da análise acoplada, são realizadas simulações para avaliação do comportamento estrutural, levando em consideração os resultados da variação de temperatura em função do tempo transcorrido de incêndio, conforme apresentado anteriormente (etapas 1 e 2). Como ilustrado na Figura 6a, Os pilares de concreto armado e metálicos que servem de apoio do pavimento (laje + vigamento) são revestidos em todo perímetro por 15cm de alvenaria de blocos cerâmicos, estando, portanto, “isolados” da ação do fogo. Enquanto que os pilares de concreto armado (em seção H), com dimensões externas de 65x65cm, prosseguem até a cobertura acima do compartimento de interesse, os pilares de aço (HP200x43) sustentam apenas o pavimento em análise. As vigas principais têm seção S310x60,7, espaçadas a cada 5m no eixo x , já as vigas secundárias têm seção S250x37,8, espaçadas a cada 2,5m ao longo do eixo y , que suportam uma laje maciça com 13cm de espessura. O modelo estrutural das lajes considera duas camadas de armadura, formadas por barras de 6,3mm de diâmetro, espaçadas a cada 12,5cm nas duas direções a 2,5cm do fundo na laje.

As características mecânicas dos materiais para módulo de elasticidade e resistência, tomadas a temperatura ambiente, foram as seguintes, respectivamente para concreto, armaduras e aço estrutural: (i) $E_c=18\text{kN/mm}^2$ e $f_{ck} = 21 \text{ N/mm}^2$; (ii) $E_s=210\text{kN/mm}^2$ e $f_y=500 \text{ N/mm}^2$ e; (iii) $E_s=210\text{kN/mm}^2$ e $f_y=250 \text{ N/mm}^2$.

Na

Figura 9 seguem os resultados da trajetória de equilíbrio (*i.e.*, deslocamento vertical gravitacional δy vs. t) para o modelo estrutural termomecânico. Nas vigas secundárias, o maior deslocamento é apresentado no ponto B2 de aproximadamente 112mm, o que acompanha os resultados obtidos anteriormente para as temperaturas (Figura 8a,b e Figura 6b). Embora o ponto C1 apresente temperaturas consideravelmente superiores (500°C) ao ponto A1 (300°), conforme Figura 8a, isso não se traduz necessariamente em um maior deslocamento, pois as condições de contorno diferem. A elevada rigidez dos pilares de concreto (Figura 6a) fornece impedimento longitudinal à viga principal nessa região. Para essa viga, o gradiente térmico ao longo da altura da seção metálica aliado ao impedimento longitudinal, conduz a um incremento nos deslocamentos verticais (A1).

Para as vigas secundárias, os deslocamentos máximos observados acompanham a variação de temperaturas, ou seja, os maiores deslocamentos ocorrem para seções com maior elevação de temperatura (TB2>TB3>TB1). Após a fase de desenvolvimento total do incêndio, inicia-se o arrefecimento, fazendo com que os deslocamentos reduzam progressivamente até um valor mínimo,

correspondente a deformação plástica permanente, da ordem de $\ell/30$ para a viga principal (A1) e $\ell/15$ para a viga secundária (B2).

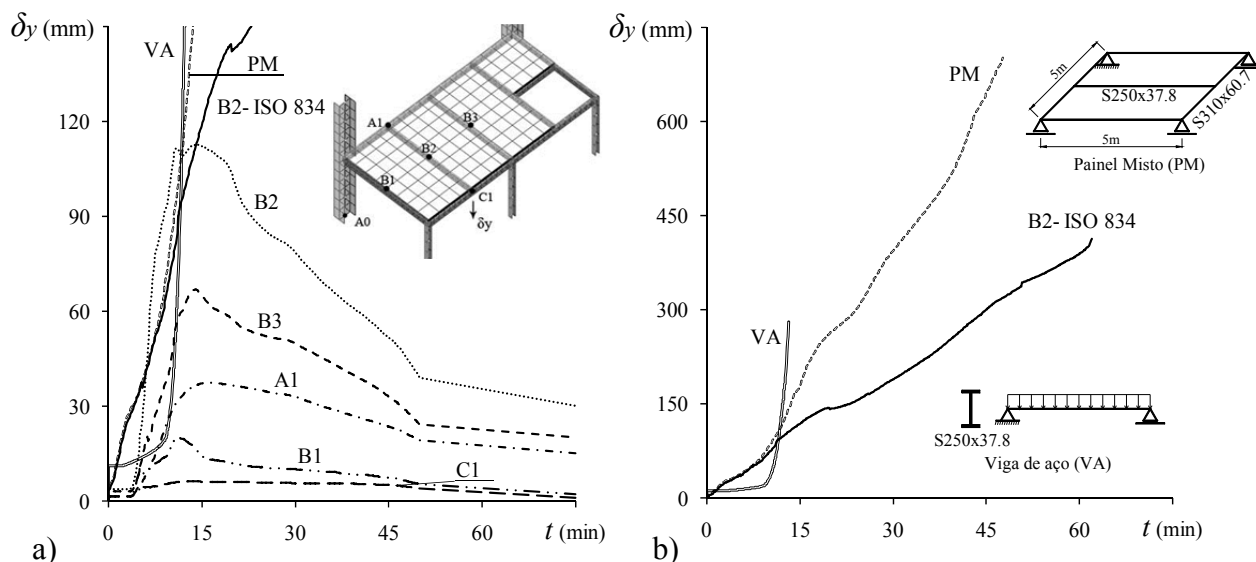


Figura 9: Deslocamento vertical em função do tempo de evolução do incêndio: a) resultados gerais, b) modelo segundo curva ISO-834 (observar que a escala em que δ_y é apresentado é diferente).

Para avaliação dos resultados obtidos com o modelo acoplado, o estudo de caso proposto foi submetido à curva de incêndio-padrão (ISO 834), prevista na EC1-p1.2 (2002) e também na ABNT NBR14432:2001. Para esse cenário de incêndio, observa-se instabilidade numérica aos 63 minutos, não sendo possível continuar com a simulação. A partir desse momento, a estrutura é considerada não segura. A variação do deslocamento vertical no ponto B2 em função do tempo de incêndio é apresentada na Figura 9, indicando a maior severidade desta hipótese de ação térmica. Nessa simulação, o colapso ocorre para um deslocamento de aproximadamente 415mm. Uma comparação entre os aspectos das configurações da estrutura deformada aos 15 minutos de incêndio pode ser observada na

Figura 10a,b respectivamente para o modelo acoplado e ISO 834.

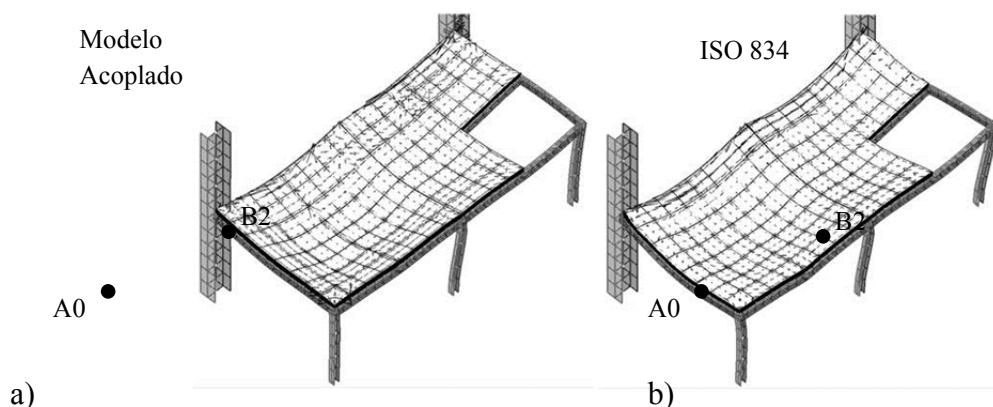


Figura 10: a) estrutura deformada para 15min com modelo acoplado; b) estrutura deformada para 15min de evolução do incêndio padrão (ISO 834). Fator de escala das deformações - 10x.

Visto que as recomendações normativas aplicáveis prevêm avaliação de membros isolados, a Figura 9 traz ainda, as trajetórias de equilíbrio (δy vs. t) para: (i) viga secundária B2 biapoiada (VA), considerando-se somente a seção metálica (*i.e.*, despreza-se a interação aço-concreto da laje) e, (ii) painel misto (PM) isolados. O colapso estrutural é estimado para 15 e 50 minutos de evolução do incêndio, respectivamente para VA e PM. Os resultados estruturais obtidos exemplificam as potencialidades do emprego de modelos estruturais mais sofisticados (completos) para melhor descrição do comportamento de estruturas sob ação de incêndios. Verifica-se que para o estudo de caso, ora analisado, a estimativa da capacidade resistente da estrutura aumenta com o refinamento da análise. Enquanto que se observa colapso prematuro dos elementos isolados, de viga metálica e painel isolado, o modelo estrutural completo (vigas + lajes) permite um aumento de cerca de 25%, para as mesmas condições de exposição ao fogo. Finalmente, os resultados com simulações acopladas indicaram que a estrutura não sofreria colapso, dispensando assim, qualquer tipo de sistema de revestimento contra fogo.

4 Conclusões

Um procedimento numérico-computacional para o acoplamento unidirecional fluido-termomecânico, voltado à análise de estruturas metálicas e mistas de aço e concreto em situação de incêndio foi tratado neste trabalho. Tal procedimento foi aplicado a um estudo de caso real, integrando as etapas do processo de análise de estruturas em incêndio. Atributos essenciais para o acoplamento unidirecional, assim como, características significantes de cada etapa da análise foram investigados. No contexto dos modelos DFC, uma implementação em paralelo, a qual permite uma

solução eficiente para modelagem de incêndios é utilizada, indicando que esse procedimento pode ser executado regularmente. A evolução da temperatura nos elementos estruturais é examinada através de um modelo de transferência de calor, considerando as propriedades dos materiais como dependentes da temperatura. Nessa verificação, os resultados de temperatura devido ao fluxo de calor radiante e convectivo são considerados nos elementos estruturais. O comportamento estrutural foi verificado através de modelo elastoplástico de segunda ordem, capaz de considerar os efeitos de catenária e membrana, os quais permitem uma sobrevivência adicional para os membros estruturais em incêndio. Os resultados obtidos indicam que o acoplamento unidirecional proposto pode ser incorporado aos projetos de estruturas em incêndio, significando uma análise mais realística, permitindo uma economia de recursos materiais, mantendo os níveis desejados de segurança.

5 Referências

- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (2001). NBR14432: Exigências de resistência ao fogo de elementos construtivos de edificações. Rio de Janeiro.
- _____. (1999). NBR14323: Dimensionamento de estruturas de aço e de estruturas mistas aço-concreto de edifícios em situação de incêndio. Rio de Janeiro.
- BARZEGAR-JAMSHIDI, F. (1987). Non-linear finite element analysis of reinforced concrete under short term monotonic loading. Ph.D. Thesis, Urbana-Champaign, Ill.
- COMITÉ EUROPÉEN DE NORMALISATION (2002). Actions on Structures - Part 1-2: General Actions - Actions on Structures exposed to fire. CEN Eurocode 1. Brussels.
- COMITÉ EUROPÉEN DE NORMALISATION (2004). Design of composite steel and concrete structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design. CEN Eurocode 4. Brussels.
- CHOW, W.K., LI, S.S., GAO, Y. and CHOW, C.L. (2009). Numerical studies on atrium smoke movement and control with validation by field tests. *Building and Environment*, v. 44, n. 6, p. 1150-1155.
- Duthinh, D., McGrattan, K. and KHASKIAC, A. (2008). Recent advances in fire-structure analysis. *Fire Safety Journal*, v. 43, p. 161-167.
- EWER, J., JIA, F., GRANDISON, A., FROST, I., GALEA, E. and PATEL, M. (2008a). User Guide for the Smartfire environment. Fire Safety Engineering Group, University of Greenwich, UK.
- EWER, J., JIA, F., GRANDINSON, A., GALEA, E. and PATEL, M. (2008b). Smartfire V4.1 - Technical Reference Manual. Fire Safety Engineering Group, University of Greenwich, UK.
- FRANSSEN, J.-M. (2005). SAFIR. A Thermal/Structural Program Modelling Structures under Fire. *Engineering Journal*, AISC, v. 42, n. 3, p. 143-158.
- GUTIERREZ-MONTES, C., SANMIGUEL-ROJAS, E., VIEDMA, A. and REIN, G. (2009). Experimental data and numerical modelling of 1.3 and 2.3 MW Fires. *Building and Environment*, v. 44, n. 9, p. 1827-1839.

- HUANG, Z., BURGESS, I. and PLANK, R. (2004). Fire resistance of composite floors subject to compartment fires. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 60, n. 2, p. 339-360.
- KUMAR, S., MILES, S., WELCH, S., VASSART, O., ZHAO, B., LEMAIRE, A.D., et al. (2006). FIRESTRUC - Integrating advanced three-dimensional modelling methodologies for predicting thermo-mechanical behavior of steel and composite structures subjected to natural fires. RFS Research Programme of the Research Fund for Coal and Steel.
- MANZELLO, S., GANN, R., KUKUCK, S., PRASAD, K. and JONES, W. (2007). An Experimental Determination of a Real Fire Performance of a Non-Load Bearing Glass Wall Assembly. *Springer Science*, v. 40, n. 1, p. 77-89.
- NATIONAL FIRE PROTECTION ASSOCIATION (2002). *Handbook of Fire Protection Engineering*. NFPA, Ed. 3, Quincy, Massachusetts.
- PADA, D. (2009). Simulation and Study of Natural Fire in a Wire-framed Multipurpose Hall With Steel Roof Truss. *Proceedings of International Conference Application of Structural Fire Engineering*, Czech Republic, p. 28-33.
- PRASAD, K. and BAUM, H.R. (2005). Coupled fire dynamics and thermal response of complex building structures. *Proceedings of the Combustion Institute*, v. 30, p. 2255–2262.
- SILVA, J.C. and LANDESMANN, A. (2010). Application of a 3D Fluid-Thermal-Mechanical Model for Performance-based Analysis of Composite Structures under Fire. *Proceedings of Structural Stability Research Conference*, Orlando, p. 105-125.
- YANG, P., TAN, X. and XIN, W. (2011). Experimental study and numerical simulation for a storehouse fire accident. *Building and Environment*, v. 46, p. 1445-1459.
- YU, X., HUANG, Z., BURGESS, I. and PLANK, R. (2008). Nonlinear analysis of orthotropic composite slabs in fire. *Engineering Structures*, v. 30, p. 67-80.
- ZHAO, B. and DESANGHERE, S. (2008). CFD and FEM coupling for fire resistance evaluation - Combining FDS and ANSYS codes for the fire resistance assessment of steel structures. *Proceedings of 5th EuroSteel*, Graz, Austria, v. B, p. 959-964.

Unidirectional coupling procedure for fluid-thermal-mechanical analysis of structures under fire

Abstract

This paper presents a numerical investigation on an unidirectional coupling procedure between fluid and thermo-mechanical modeling for assessing composite steel-concrete structures under fire conditions. The first stage of the analysis consists of the evaluation of fire dynamics, which is performed by a 3D Computational Fluid Dynamics (CFD) model (Smartfire program). The temperature variation of fire-exposed members is performed on the second-phase of the analysis, accounting for the fire elapsed time, obtained CFD heat fluxes, and temperature-dependent thermal properties of materials. Finally, structural behavior is evaluated by a FE-based approach (Vulcan program) including stress-strain-temperature relationships for steel and concrete, as covered by parts 1.2 of Eurocodes. The performed 3D-FEM structural model allows for the identification of global failure mode for columns, beams, and slabs. In which, second order effects, such as membrane and catenary actions are accounted for in the non-linear mechanical analysis. A real case study is analyzed with help of the proposed CFD-FEM approach. Obtained results indicate that coupled 3D fluid-thermal-mechanical models can be incorporated into current fire-design analysis, representing a more realistic and economical fire-design verifications.

Keywords: Fire. Structural analysis. Computational Fluid Dynamics.

1 Conclusions

A one-way coupling approach was presented in this paper, being possible to perform numerical simulations, integrating three phases of fire design processes: *Fluid*, *Thermo* and *Mechanical*. Essential attributes for the proposed coupling procedure, as well as, significant characteristics of each step of the integrated analysis were also investigated. In the CFD models context, a parallel implementation, which allowed the performance of efficient solution of large fire field modeling problems, was verified with help of non-specialized PC equipments, indicating that this procedure can be performed on a regular basis. The member temperature evolution was examined by a heat-transfer FE-based model and simplified code recommendations, accounting for thermal-dependent properties of materials. In this verification, temperature results due to radiative heat transfer of combustion products were considered for structural elements. Structural behavior were verified by means of second-order inelastic models, accounting for catenary and tensile membrane actions, representing significant additional structural survival for members under fire. Obtained results indicate that coupled 3D fluid-thermal-mechanical models, similar to those presented herein, can be incorporated into current fire-design analysis, providing a more realistic and economical fire-design verifications.