



VALIDAÇÃO DE MODELO PARA ANÁLISE TERMOMECAÂNICA DE ESTRUTURA OFFSHORE SOB INCÊNDIO LOCALIZADO

M.R. Manco⁽¹⁾

mmanco1@oceanica.ufrj.br

A. Landesmann⁽¹⁾

alandes@coc.ufrj.br

M.A. Vaz⁽¹⁾

murilo@oceanica.ufrj.br

J.C.R. Cyrino⁽¹⁾

julio@peno.coppe.ufrj.br

⁽¹⁾COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil

⁽¹⁾Centro de Tecnologia - Ilha do Fundão, 21941-909, Rio de Janeiro, Brasil

Abstract. *A resposta de estruturas de aço em situação de incêndio é um tema pouco estudado e tratado de forma genérica nas normas atuais, apesar da severidade de suas consequências. Este trabalho apresenta o estudo de validação do modelo numérico para análise termomecânica de estruturas offshore sob incêndio localizado tipo poça proposto por Manco et al., 2014. O cenário de incêndio proposto é estudado empregando a curva nominal temperatura-tempo de Hidrocarbonetos - HC, modelo de duas zonas - 2ZM, modelo baseado na Dinâmica Computacional dos Fluidos - CFD (desenvolvido no software Fire Dynamics Simulator – FDS) e finalmente com o modelo proposto - MSFM+2ZM. Os resultados mostraram que o modelo proposto possui boa concordância com os resultados obtidos pelo modelo baseado em CFD, sendo que ele apresenta um custo computacional mais reduzido.*

Keywords: *Fire, 2 Zone Model, Modified Solid Flame Model, CFD.*

1 INTRODUÇÃO

A ocorrência de um incêndio nos sistemas flutuantes empregados na indústria do petróleo é um dos piores cenários possíveis, já que as temperaturas devidas ao incêndio ocasionam degradação das propriedades mecânicas do aço, gerando efeitos que modificam substancialmente o modo de falha esperado no dimensionamento (à temperatura ambiente), Yang e Gao, 2004. Tais efeitos, por exemplo, em estruturas oceânicas estão relacionados ao surgimento de regiões plásticas e comportamento de membrana das placas do convés, tal como apresentado em Landesmann *et al.*, 2010 e Manco *et al.*, 2013, 2014.

Atualmente, governos, sociedades classificadoras, assim como, diversos centros de pesquisa vêm trabalhando em critérios cada vez mais rigorosos para evitar estes acidentes. Neste sentido, na parte 1.2 do Eurocode No. 1– EC1, 2004 são recomendadas diversas metodologias para analisar estruturas de aço em condição de incêndio. Nestas regras são citados vários tipos de modelos de análise como, por exemplo, o emprego de curvas nominais de temperatura vs. tempo (p.e. Hidrocarbonetos, ISO 834 e de incêndio exterior), modelo de zonas e modelos avançados baseados na Dinâmica de Fluidos Computacional – CFD, na estimativa da temperatura do compartimento, ABS, 2004,2013 e IMO, 2001.

Os modelos de zona dividem o compartimento em volumes de controle (zonas), onde as temperaturas dos gases são supostas uniformes. Empregando-se os princípios da conservação de massa e energia, assim como, a lei dos gases ideais, pode ser estabelecido um conjunto de equações diferenciais ordinárias que descrevem o comportamento das temperaturas dos gases e a interface entre eles ao longo do tempo, Quintiere, 2006. As curvas nominais de temperatura vs. tempo podem ser consideradas como um caso simplificado de uma única zona. Os modelos baseados em CFD são os mais elaborados, e incluem modelos de turbulência, de taxas de queima de material, de propagação de fumaça, entre outros, representando de forma mais fidedigna os processos de troca de calor, McGrattan *et al.*, 2015a,b,c. Em contrapartida, requerem uma grande quantidade de informação, assim como, um custo computacional bem mais elevado. Além disso, esses modelos resolvem apenas a parte térmica do problema, sendo necessário levar os resultados a uma plataforma de elementos finitos (EF) para realizar análise mecânica. Quando as malhas dos modelos de CFD e EF não são compatíveis uma dificuldade considerável é introduzida, Silva, 2013. É evidente que, quanto melhor for representado o campo térmico, mais preciso é a estimativa do comportamento mecânico da estrutura devido ao incêndio.

A metodologia apresentada propõe-se melhorar a representação do fenômeno de incêndios em poças, calculando as parcelas de convecção e radiação separadamente numa única análise térmica (ABAQUS). A parcela de convecção considera a temperatura do gás no compartimento, estimada previamente com ajuda do modelo de duas zonas -2ZM (Han, 2004, Zhang e Li, 2013). Enquanto a parcela de radiação emprega a temperatura da chama de acordo com o modelo modificado de chama sólida -MSFM (SFPE, 2002). Daqui em diante, o modelo proposto será referido como MSFM+2ZM. Os diversos modelos descritos acima são apresentados através das ilustrações da Figura 1.

As análises numéricas são realizadas com auxílio do software livre OZone, 2002 e o código comercial ABAQUS®, 2011, segundo o Método dos Elementos Finitos (MEF), levando em consideração os efeitos térmicos e estruturais decorrentes do incêndio postulado. A variação das propriedades térmicas e mecânicas dos materiais para condições de temperaturas elevadas são consideradas nas análises, atendendo as recomendações normativas aplicáveis, como é o caso da parte 1.2 do EC3, 2004. Os fundamentos do modelo de análise

aplicado são descritos no item 2 do presente trabalho. Um estudo de caso é proposto e resumidamente apresentado no item 3. Neste exemplo, um compartimento de uma barcaça de petróleo é submetido a um cenário de incêndio de tipo poça (SFPE, 2002), permitindo avaliar o comportamento termomecânico para diferentes instantes do incêndio. Os principais resultados obtidos pelo modelo numérico são apresentados e criticamente avaliados no item 4, sendo comparados com outras metodologias existentes. As principais conclusões extraídas das análises desenvolvidas são referenciadas no item 5, indicando que a metodologia apresentada permite não somente avaliar qualitativamente mais também quantitativamente o comportamento de estruturas de aço com elevado potencial de uso na melhora das regulamentações existentes em quanto à segurança de estruturas em caso de incêndios.

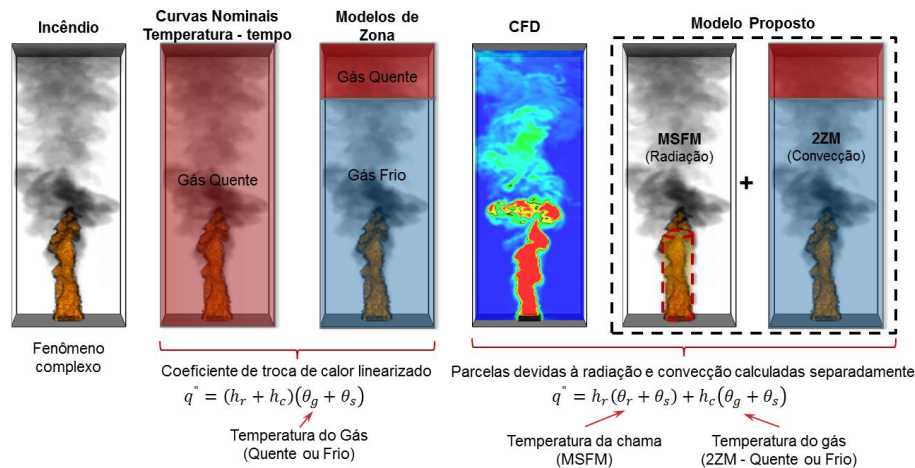


Figura 1. Modelos de análise de incêndio.

2 METODOLOGIA DE ANÁLISE

A análise é desenvolvida utilizando-se o MEF, e o modelo empregado prevê a consideração direta e rigorosa dos efeitos não lineares físicos e geométricos na formulação numérica, possibilitando estimar os possíveis modos de colapso estrutural (Skallerud and Amdahl, 2002, Sun *et al.*, 2012, Hosseini *et al.*, 2014). O procedimento de análise proposto é iniciado pela avaliação do arranjo do compartimento, assim como a seleção do cenário de incêndio. Em seguida, procede-se à análise térmica, a qual tem por objetivo determinar a variação do campo de temperaturas nos elementos expostos ao fogo. Os principais aspectos numéricos da formulação de análise desta etapa são tratados no item 2.1. A etapa final do procedimento visa à determinação do comportamento estrutural em função do tempo transcorrido de incêndio, ou seja, em função das condições térmicas de exposição ao fogo e dos carregamentos externos aplicados (mecânicos). As características computacionais adotadas para as simulações numéricas nesta etapa são descritas no item 2.2.

2.1 Análise térmica

Esta análise é iniciada com a descrição das características do combustível a ser queimado, isto é, volume do combustível (V [m^3]), área da superfície livre da poça (A_f [m^2]), taxa de queima por unidade de área (m'' [$kg/m^2 \cdot s$]), densidade (ρ [kg/m^3]), calor efetivo de combustão ($\Delta H_{c,eff}$ [kJ/kg]) e constante empírica associada ao combustível ($k\beta$ [m^{-1}]). Em seguida são determinadas as parcelas de radiação (MSFM) e convecção (2ZM) do incêndio.

Para a definição do MSFM é necessário conhecer três grandezas: diâmetro equivalente da chama (D [m]), altura da chama H [m] e temperatura equivalente da chama $\theta_{fl,eq}$ [K]. Mesmo que a superfície livre da poça não seja circular, o diâmetro equivalente da chama é estimado de acordo com a Eq. (1), SFPE, 2002:

$$D = 2\sqrt{A_{fs} / \pi} \quad (1)$$

A altura da chama H [m] é calculada, como mostrado na Eq. (2), Thomas, 1962:

$$\frac{H}{D} = 42 \left(\frac{m''}{\rho_a \sqrt{gD}} \right)^{0.61} \quad (2)$$

onde, ρ_a é a densidade do ar [kg/m^3] e g é a aceleração da gravidade [m/s^2].

A temperatura equivalente da chama $\theta_{fl,eq}$, é obtida de acordo com a Eq. (3), Silva (2014):

$$\theta_{fl,eq} = \sqrt[4]{\frac{\varepsilon_{fl} \cdot \sigma \cdot \theta_{\infty}^4 + E_{av} \cdot \tau}{\varepsilon_{fl} \cdot \sigma}} \quad (3)$$

onde, ε_{fl} é a emissividade da chama, σ é a constante de Stefan-Boltzmann [$5.67 \cdot 10^{-11} \text{ kW/m}^2 - \text{K}^4$], θ_{∞} é a temperatura do ambiente [K], E_{av} [kW/m^2] é o poder de emissão médio da chama e τ é a transmissibilidade atmosférica.

O poder de emissão médio da chama E_{av} é calculado segundo a Eq. (4), Silva, 2014.

$$E_{av} = \chi_{lum} [\varepsilon_{fl} \sigma (\theta_{fl}^4 - \theta_{\infty}^4)] + (1 - \chi_{lum}) E_{soot} \quad (4)$$

onde, χ_{lum} é a porcentagem de chama visível, θ_{fl} é a temperatura de radiação da chama [K] e E_{soot} [kW/m^2] é o poder de emissão de fumaça.

No software OZone®, (2002), o qual desenvolve o modelo 2ZM, um dos dados é a curva da taxa de liberação de calor (HRR) para estimar as temperaturas dos gases no compartimento, assim como, a altura da interfase entre elas. Essa curva é determinada de acordo com as recomendações da NFSC, 2013, e possui três trechos. No primeiro trecho o incêndio se desenvolve, mostrando um comportamento parabólico (cuja duração depende do tipo de combustível empregado), a seguir apresenta um comportamento constante e, finalmente, decai linearmente quando 70 % da massa do combustível é consumida. Neste modelo a parcela de radiação é desprezada (considerando nula a emissividade da estrutura) para estimar apenas a parcela de convecção. Esse fato faz com que as temperaturas dos gases sejam superestimadas, já que não é permitida a troca do calor entre a estrutura e o ambiente exterior por radiação. Esse erro é corrigido na etapa seguinte de cálculo.

O modelo de EF proposto desenvolve o cálculo do campo de temperaturas empregando as temperaturas dos gases achadas no OZone (inseridas através da sub-rotina FILM) e as características do MSFM usando o comando CAVITY (considerando os fatores de forma). Com estas considerações introduzidas no software ABAQUS torna-se possível determinar as parcelas de convecção e radiação do problema de transferência de calor em regime transiente (Ozisik, 1994, Cook, 2002, Lewis, 2004, Reddy, 2004). A temperatura equivalente da chama ($\theta_{fl,eq}$) é modelada seguindo o comportamento da curva HRR. A Figura 2 mostra de forma esquemática o processo da análise térmica.

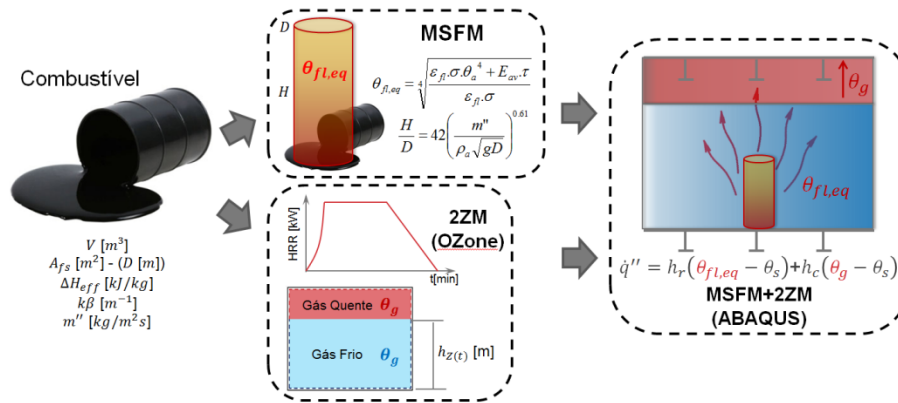


Figura 2. Etapas da análise térmica.

Neste trabalho, são utilizadas as propriedades térmicas do aço obtidas, em função da temperatura, conforme dado pela parte 1.2 do EC3, 2004 e apresentadas nas Figuras 3 e 4.

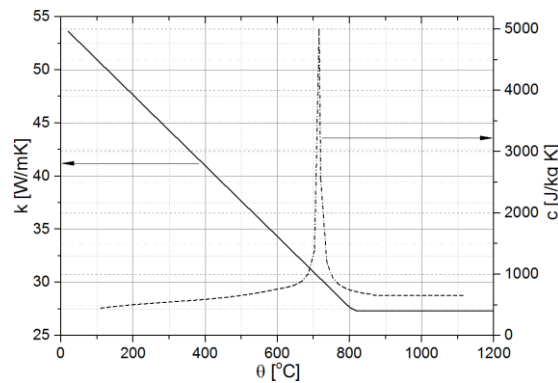


Figura 3. Calor específico e condutividade térmica do aço carbono em função da temperatura

2.2 Análise estrutural

Uma vez que a variação do campo de temperatura foi estabelecida na etapa de análise anterior, a malha de elementos finitos empregada, isto é, as coordenadas nodais, conectividade dos elementos e resultados para os fluxos de calor são utilizados na simulação do comportamento estrutural sob as condições postuladas de incêndio. O procedimento é inicializado pela aplicação dos carregamentos externos, incluindo-se peso próprio estrutural e demais carregamentos de origem operacional. Nesta fase, podem ser verificadas as deformações e respectivas tensões, correspondentes a condições de operação normal da estrutura. Em seguida, a variação do campo de temperatura, determinada na análise térmica, é imposta ao modelo estrutural juntamente com os demais carregamentos externos aplicados.

Além das deformações de origem térmica impostas ao modelo estrutural, é preciso descrever o comportamento da curva tensão-deformação (limite de escoamento - $\sigma_{y,\theta}$, do módulo de elasticidade longitudinal - $E_{a,\theta}$ e do limite de proporcionalidade - $\sigma_{p,\theta}$) em função da temperatura. O EC3, 2004 propõe o modelo mostrado na Figura 4(a), para descrever esse comportamento.

Os valores de $\sigma_{p,\theta}$, $\sigma_{y,\theta}$ e $E_{a,\theta}$, à temperatura θ , são obtidos mediante a multiplicação de seus valores à temperatura ambiente ($\sigma_{y,20}$, $\sigma_{p,20} = \sigma_{y,20}$ e $E_{a,20}$, respectivamente) pelos respectivos fatores de redução ($k_{p,\theta} = \sigma_{p,\theta}/\sigma_{y,20}$, $k_{y,\theta} = \sigma_{y,\theta}/\sigma_{y,20}$ e $k_{E,\theta} = E_{a,\theta}/E_{a,20}$), apresentados na Figura 4(b), obtidos segundo as recomendações do EC3, 2004. Nessa figura,

também é apresentado o comportamento do coeficiente de expansão térmica linear do aço em função da temperatura ($\alpha_{a,\theta}$), segundo EC3, 2004.

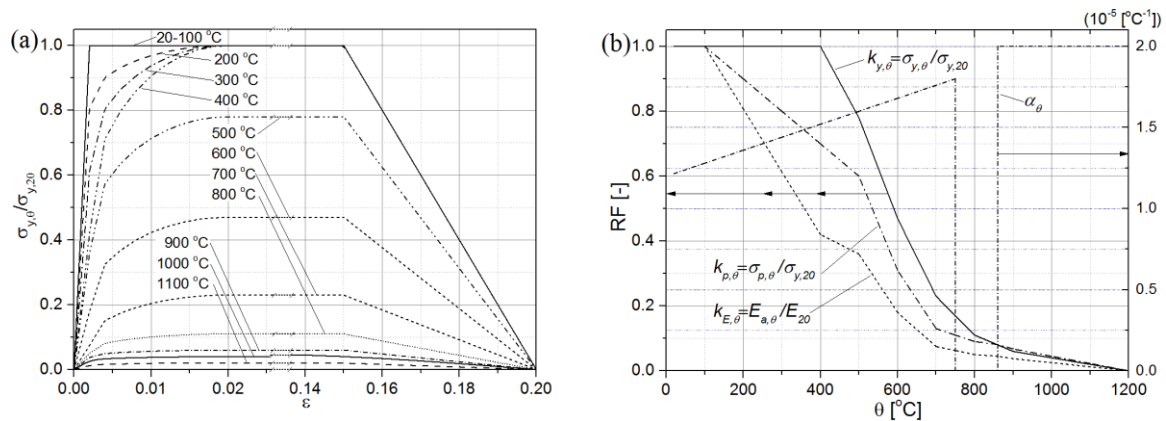


Figura 4. (a) Curvas tensão - deformação e (b) Fatores de redução para as curvas tensão - deformação e o coeficiente de expansão térmica para aço carbono a diferentes temperaturas

3 ESTUDO DE CASO

Para validar o modelo proposto empregaremos estudo de caso analisado por Manco *et al.* (2014), mudando apenas o diâmetro da poça, isso é: um compartimento de 9.5 m de comprimento por 20 m de largura e 4 m de altura (com uma entrada de 2 m x 0.8 m) simulando a praça de máquinas de uma barcaça tanque é analisado. No centro deste compartimento uma poça 1.5 m de diâmetro, contendo 40 galões de diesel, é incendiada. Para evitar que as condições de apoio lateral afetem o comportamento do enrijecedor, assim como, reduzir o custo computacional, apenas uma faixa do compartimento compreendido entre dois meios espaçamentos de cavernas é modelado (Figura 5), Manco *et al.*, 2014. A troca de calor entre o compartimento incendiado e os ambientes contíguos é feita considerando uma temperatura constante e igual a 20 °C, e um coeficiente de troca de calor (envolvendo radiação e convecção) de 4 W/m²K, de acordo com as recomendações dadas na parte 1.2 do EC1 (2004). Na Figura 7 é apresentado de forma esquemática, o modelo estudado.

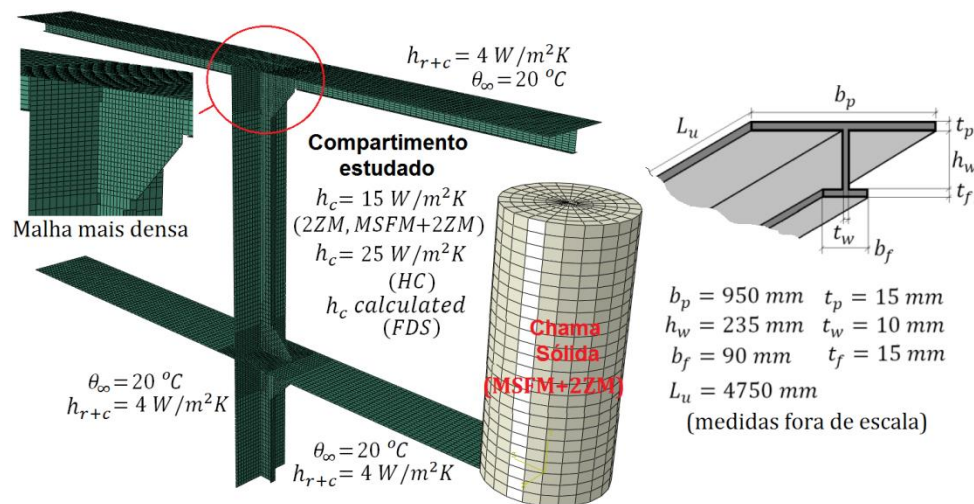


Figura 5. Esquema e dimensões do estudo de caso e modelo de EF.

A malha computacional empregada utiliza elementos tipo DS4 e DC3D8 para modelar a estrutura e a chama, respectivamente. Esses elementos possuem capacidade para desenvolver

análise considerando parâmetros físicos não linear. No modelo de EF, por simplicidade, são consideradas todas as placas com a mesma espessura e o mesmo enrijecedor. A união entre enrijecedores do convés e da antepara transversal é feita mediante borboletas, sendo a malha de EF mais densa nessa região para captar a rótula plástica (análise mecânica não apresentada neste trabalho).

Com todos os dados descritos acima são calculadas as temperaturas a serem inseridas em cada modelo. A Figura 6a apresenta a temperatura dos gases de acordo com a curva de HC, as temperaturas dos gases “quentes” e “frios” estimadas no OZone, 2002 e a temperatura da chama equivalente. Por sua vez a Figura 6b mostra a curva HRR (empregada no software OZone, 2002 e no FDS, 2015), assim como a altura da interface entre os gases quente e frio.

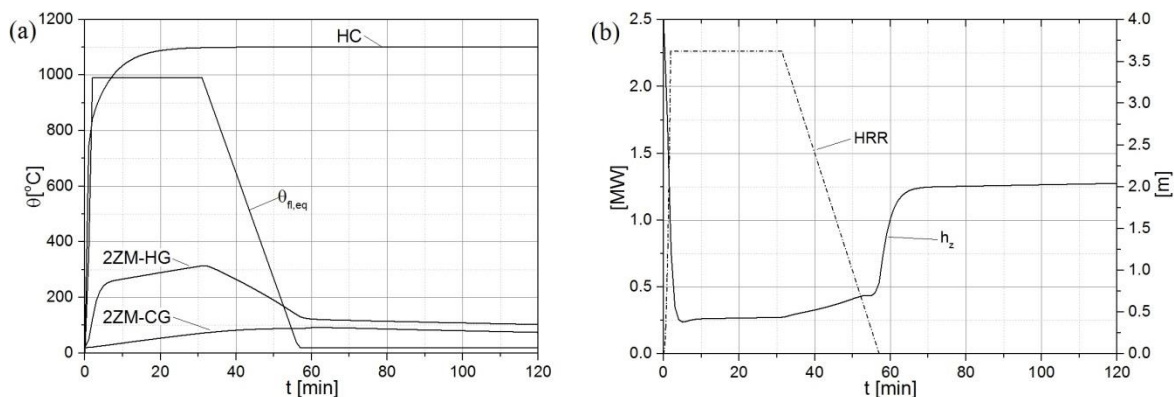


Figura 6. (a) Temperaturas consideradas no modelo de E.F. para cada caso estudado, (b) curva HRR e altura da interface entre as zonas (2ZM).

A Figura 7 mostra o modelo analisado no FDS, onde são indicados os pontos A, B, C e D na chapa (e os pontos E, F, G, H na junção flange e alma do enrijecedor), separados um quarto do comprimento do painel a partir do ponto A localizado acima da chama. Além disso, são mostrados os coeficientes de troca de calor por convecção, estimados pelo FDS (os coeficientes dos pontos G e H não se representam por ter praticamente os mesmos valores que nos pontos C e D).

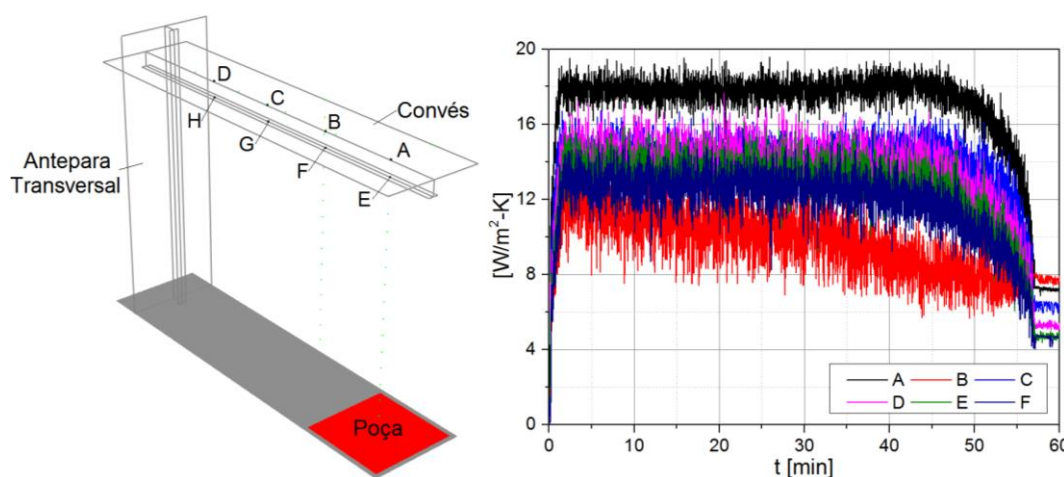


Figura 7. Modelo desenvolvido no FDS e coeficientes de troca de calor por convecção

Como não foi possível desenvolver um teste experimental opta-se por considerar os resultados obtidos com o FDS os mais próximos à realidade e por tanto eles serão empregados como padrão de comparação.

4 RESULTADOS

A Figura 8 apresenta os campos de temperatura na estrutura para os modelos de HC, 2ZM e MSFM+2ZM, nos tempos de incêndio assinalados. Observa-se, que em razão das premissas de cada modelo são obtidos campos térmicos diferentes em cada caso. O incêndio de HC apresenta uma maior severidade por ser o mais conservador ao considerar uma temperatura estritamente crescente, gerando temperaturas superiores aos 400 °C em apenas 5 minutos. Por sua vez, o 2ZM apresenta menores temperaturas em razão da baixa carga térmica considerada. Finalmente, podem ser observados os resultados do modelo MSFM+2ZM onde as maiores temperaturas concentram-se acima da chama, sendo uma representação mais realista do campo de temperaturas do incêndio localizado.

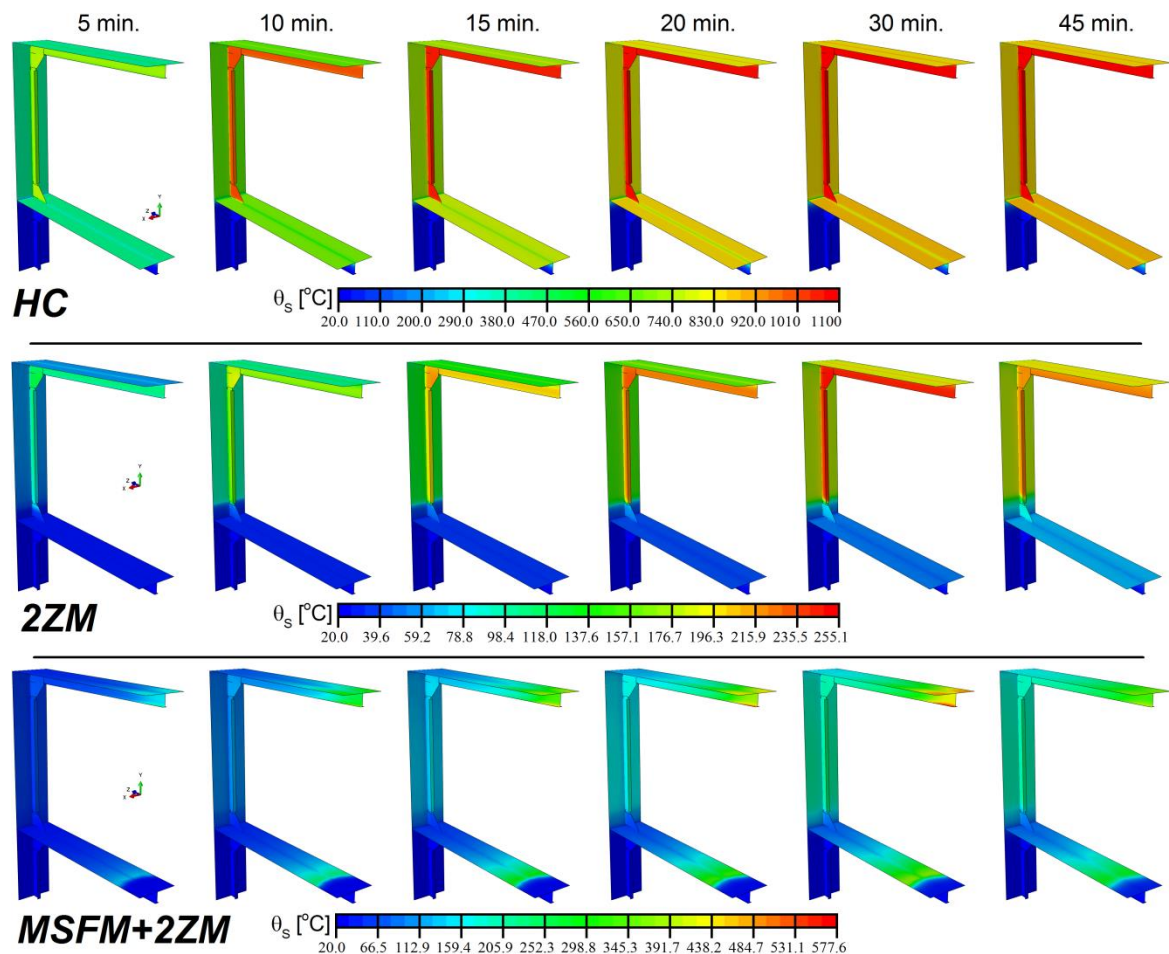


Figura 8. Campo de temperaturas obtidas com o modelo de HC, 2ZM e MSFM+2ZM.

Nos modelos de zona (HC e 2ZM) a linearização da parcela de radiação impõe um valor único do fluxo de calor em todo o volume de controle para cada passo de tempo. Essa condição implica que os elementos no volume de controle possuam perfis de temperatura quase constantes sem importar sua localização. Na Figura 9a são mostrados os perfis de temperatura na placa do convés com os modelos HC e 2ZM, em diversos tempos de incêndio, e na Figura 9c os perfis de temperatura na alma do enrijecedor para o modelo HC e na Figura 9d para o modelo 2ZM. Observa-se que o perfil de temperatura da alma do enrijecedor apresenta valores mais elevados, em razão de seu maior fator de massividade (área exposta ao incêndio/volume do elemento), gerando fluxos de calor por condução para a placa e flange do enrijecedor.

Esse fluxo de calor é o responsável pelas maiores temperaturas na junção da alma do enrijecedor com a placa ($x/b_p = 0.5$ na Figura 10a) e flange do enrijecedor ($y/h_w = 1$ nas Figuras 9c,d). O perfil de temperaturas no flange do enrijecedor não é mostrado por apresentar temperaturas praticamente uniformes ao longo de sua largura, cujo valor é tomado igual ao da sua junção com a alma do enrijecedor ($y/h_w = 1$).

A Figura 9a mostra que o convés no modelo HC atinge o equilíbrio térmico após de 45 minutos aproximadamente, apresentando daí em diante um perfil de temperatura constante. Este equilíbrio é devido ao modelo não considerar a fase de extinção do incêndio, já que a temperatura do gás quente se mantém após 40 minutos (Figura 6a). A temperatura da placa é menor pelo fato dela liberar calor ao ambiente pela sua face não exposta ao incêndio. Como o 2ZM considera a fase de extinção do incêndio existe uma redução da temperatura em todas as partes da estrutura após 45 minutos (Figuras 9a,d).

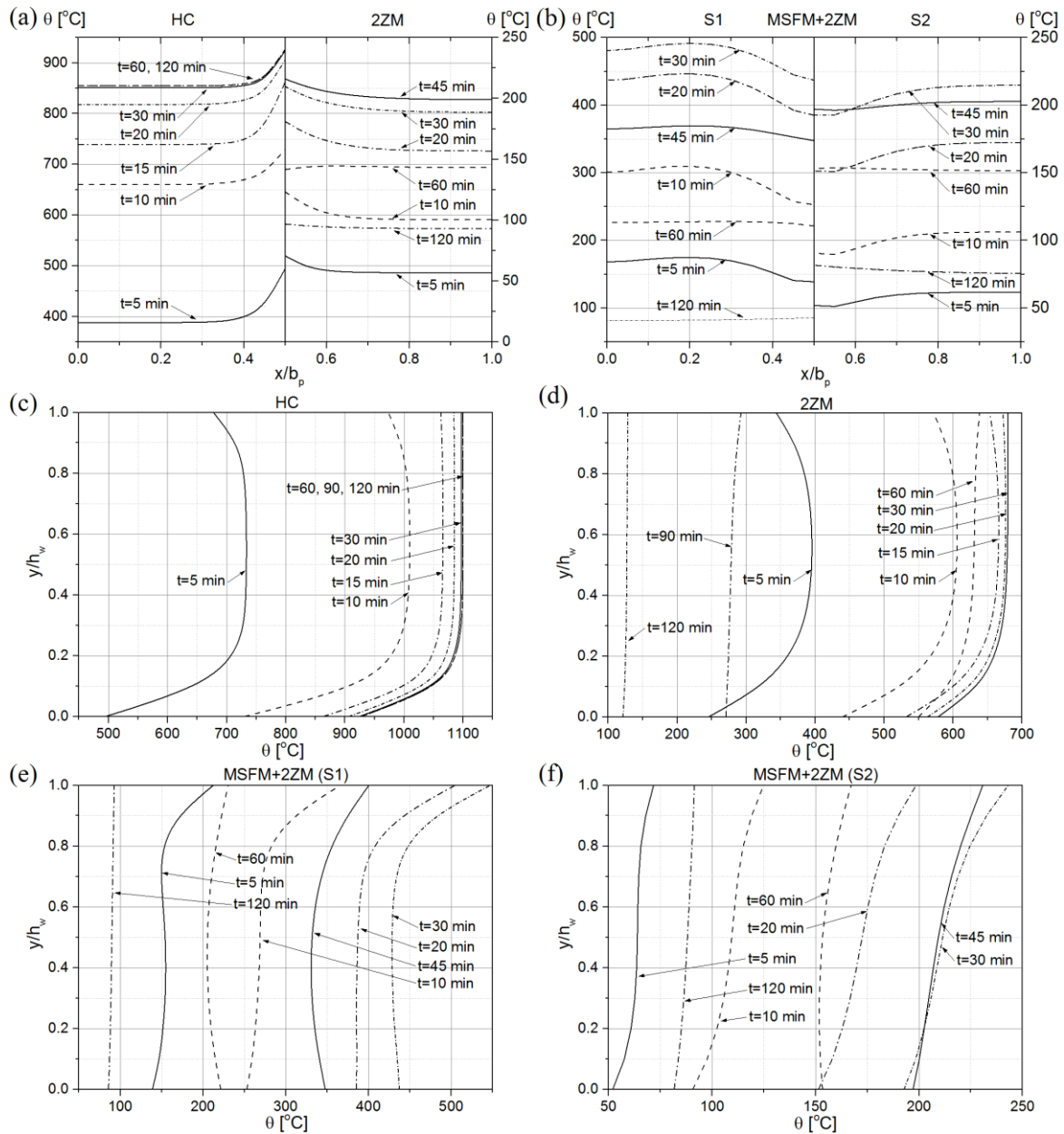


Figura 9. Perfis de temperaturas na placa do convés (a) HC/2ZM, (b) MSFM+2ZM e na alma do enrijecedor (c)HC, (d)2ZM, (e) MSFM+2ZM – S1 e (f) MSFM+2ZM – S2.

O MSFM+2ZM apresenta fluxos de calor não uniformes devido à consideração do fator de forma da radiação, tendo por tanto perfis de temperatura diferentes em cada seção transversal do compartimento (Figura 7). As Figuras 9e,f mostram o perfil de temperaturas para duas seções transversais do convés, uma localizada acima da chama (S1), e a outra na metade da distância entre a chama e a antepara transversal (S2). Por ter o maior fator de forma (menor distância em relação à chama) o flange do enrijecedor na seção S1 apresenta as maiores temperaturas, atingindo valores superiores aos 500 °C. No entanto, na seção S2 a temperatura não atinge a metade deste valor. Além disso, este modelo também permite capturar o denominado efeito de sombra, no qual um elemento não recebe a radiação emitida pela chama por estar encoberto por outro elemento. Neste caso, por exemplo, a junção da placa com o enrijecedor fica encoberta pelo flange do enrijecedor (Figura 9b).

Deve ser ressaltado que no caso de HC as temperaturas atingem valores muito elevados, ocasionando a rápida degradação das propriedades do aço. O 2ZM gera temperaturas moderadas que não afetam substancialmente a rigidez da estrutura. O MSFM+2ZM apresenta temperaturas elevadas de forma muito localizada. A borboleta de união entre os reforços do convés e antepara é o elemento mais solicitado (análise mecânica) não atinge temperaturas superiores aos 250 °C nos modelos 2ZM e MSFM+2ZM.

Por sua vez, o modelo desenvolvido no FDS oferece como dados de saída (dentre outros): temperaturas dos gases, coeficientes de troca de calor e temperatura da superfície adiabática (*Adiabatic Surface Temperature* – AST), conforme descrito por Wickström, U. (2011). O FDS calcula a AST de forma discreta, isso é para pontos específicos previamente selecionados, sendo necessária sua manipulação para obter as temperaturas na estrutura θ_s . A Figura 10 apresenta a temperatura do gás que atinge o convés e a antepara transversal, obtida no FDS. Ressalta nessa figura o comportamento da chama e da fumaça, assim como a complexa distribuição da temperatura do gás considerada uniforme nos outros modelos descritos anteriormente.

Finalmente, nas Figuras 11 e 12 são apresentadas as temperaturas na estrutura [θ_s] obtidas com as metodologias estudadas para os pontos de comparação selecionados (Figura 7), nessas figuras também é apresentada a temperatura da superfície adiabática para o ponto considerado [θ_{AST}]. A Figura 11 apresenta a comparação das temperaturas para os pontos localizados no flange do enrijecedor do convés, mostrando que o modelo proposto consegue ter resultado congruentes com o FDS. O ponto [A] apresenta a melhor concordância pelo fato de ter a radiação o papel preponderante na troca do calor, neste sentido o ponto [D] apresenta resultados quantitativamente diferentes por ter a convecção maior influencia no processo de transferência de calor. Esse fato é esperado toda vez que o modelo proposto melhora a representação desta parcela de radiação mais ainda considera como uniforme as temperaturas dos gases responsáveis pela troca de calor por convecção.

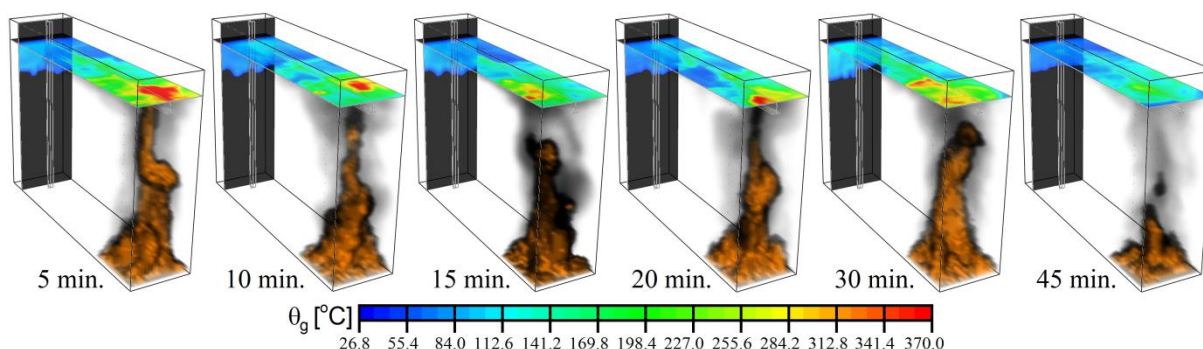


Figura 10. Temperatura dos gases obtidas no FDS

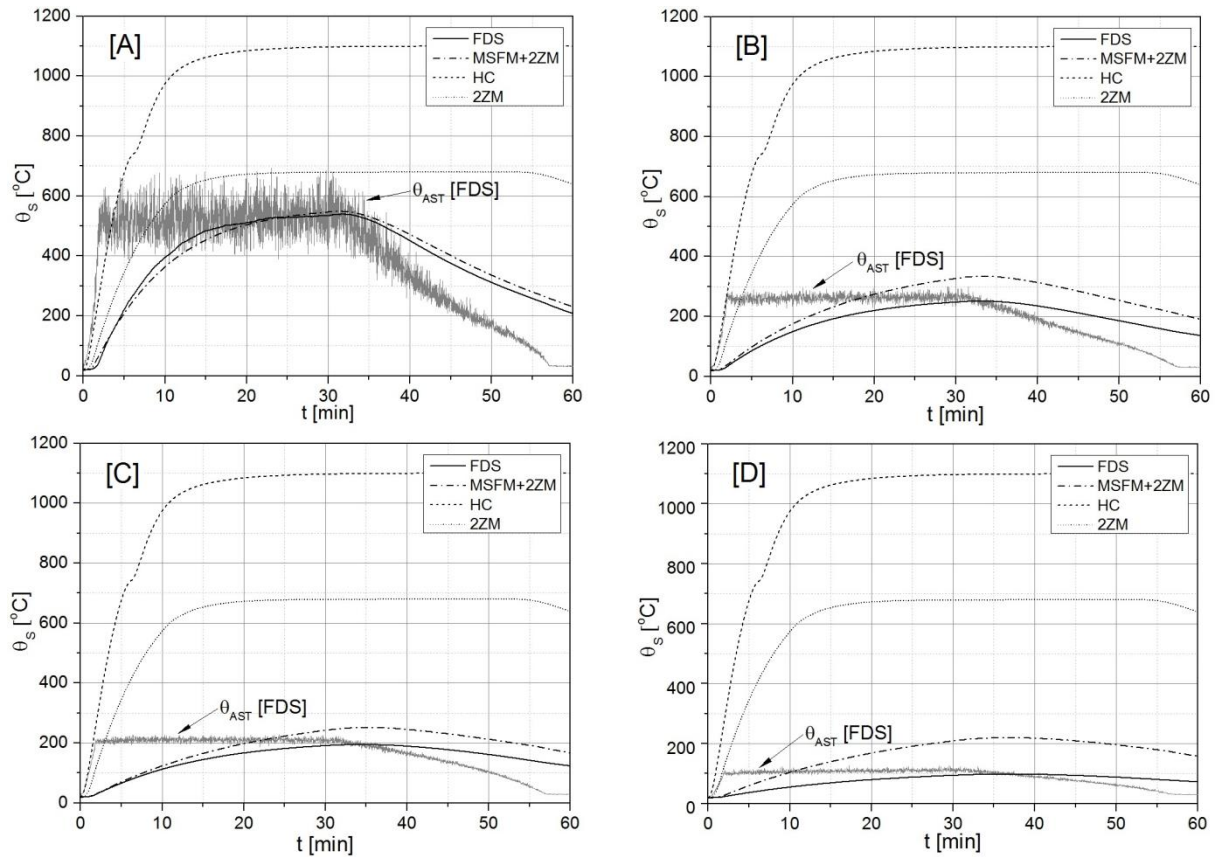


Figura 11. Comparação das temperaturas obtidas pelos diversos modelos no flange do enrijecedor

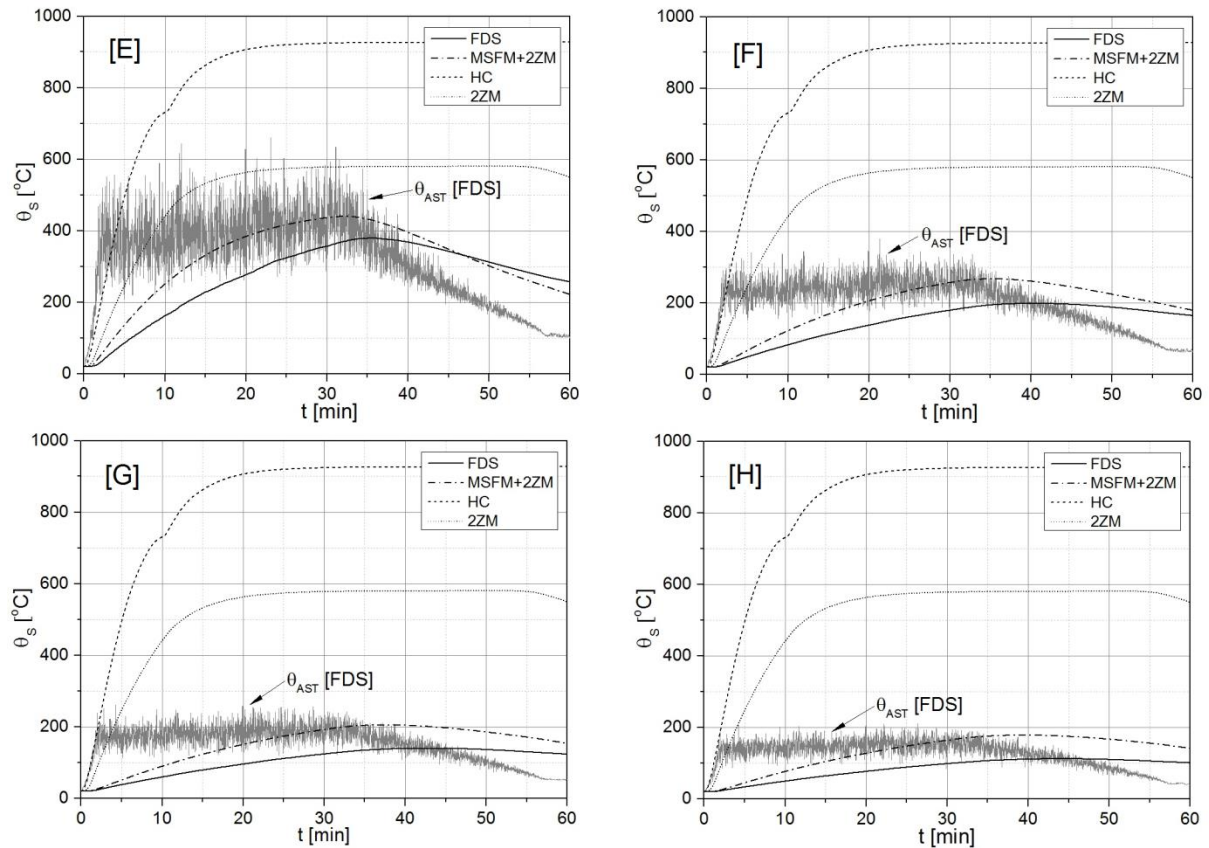


Figura 12. Comparação das temperaturas obtidas pelos diversos modelos na placa do convés

O mesmo comportamento é observado na placa (Figura 12), onde a melhor concordância é obtida quando a radiação tem o papel dominante na troca de calor.

Deve ser mencionado que os tempos de cálculo para cada modelo varia significativamente um em relação ao outro. Neste exemplo o modelo de HC requer apenas de 20 minutos, enquanto os modelos de 2ZM, MSFM+2ZM e FDS requerem tempos de cálculo de 50, 90 e 3000 minutos, respectivamente.

5 CONCLUSÕES

A metodologia numérica para análise do comportamento de estrutura de aço sob condição de incêndio tipo poça apresentada neste trabalho foi aplicada para avaliar o comportamento de uma estrutura submetida a este tipo de sinistro. A partir dos resultados apresentados, é evidente que os diferentes modelos empregados para obter o campo transiente de temperatura apresentam resultados diferentes em razão das premissas de cada modelo. Neste sentido, conforme os modelos térmicos sejam refinados os resultados obtidos nas simulações são mais realistas e, conseqüentemente, o comportamento mecânico da estrutura pode ser estimado de forma mais fidedigna. A variação do campo térmico pode gerar mudanças não só quantitativas mais também qualitativas no comportamento da estrutura, como apresentado em Manco *et al.*, 2014. Em contrapartida, modelos mais refinados implicam maior custo computacional e dificuldade na definição de dados, restringindo sua aplicabilidade na etapa de projeto da estrutura.

Como mostrado através da comparação de resultados com métodos tradicionais (HC e 2ZM) no estudo de caso, o modelo térmico proposto atingiu o objetivo de melhorar significativamente a representação do campo de temperaturas e com custo computacional irrisório quando comparado ao custo da análise com CFD.

AGRADECIMENTOS

Os autores querem expressar seu agradecimento ao Programa de Recursos Humanos da Agência Nacional do Petróleo (PRH 03 - ANP) e ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq) pelo suporte logístico e econômico para o desenvolvimento deste trabalho.

REFERENCES

- ABS, 2004. Guidance Notes on Alternative Design and Arrangements for Safety, American Bureau of Shipping.
- ABS, 2013. Accidental Load Analysis and Design for Offshore Structures, American Bureau of Shipping.
- Cook, R.D., Malkus, D.S., Plesha, M.E. and Witt, R.J., 2002. Concepts and Applications of Finite Element Analysis, 4th Ed., John Wiley and Sons, New York.
- Eurocode No. 1: Actions on Structures, Part 1-2: Actions on Structures exposed to Fire, 2004, *European Committee for Standardization*.
- Eurocode No. 3: Design of steel structures, Part 1.2: Structural fire design, 2004. *European Committee for Standardization*.

- Han, S.S., 2004. Review on key equations in the Two-Layer Zone Model CFAST, *International Journal on Engineering Performance-Based Fire Codes*, Vol. 6, No 4, p.277-283.
- Hibbitt, Karlsson e Sorensen, 2011. ABAQUS® 2011, versión 6.11-3.
- Hosseini, S. A., Zeinoddini, M., Saedi Daryan, A., and Rahbari, M., 2014. Model fire tests on a beam-to-leg connection in an offshore platform topside, *Fire and Materials Journal*, vol. 38, pp. 529-549.
- IMO, 2001. GUIDELINES ON ALTERNATIVE DESIGN AND ARRANGEMENTS FOR FIRE SAFETY, International Maritime Organization.
- Landesmann, A., Mendes, J.R., Ellwanger, G., 2010. Numerical Model for the Analysis of Offshore Structural Elements under Fire Conditions, *Proceedings of XXXIV Jornadas Sudamericanas de Ingeniería Estructural*, San Juan, Argentina.
- Lewis R.W., Nithiarasu, P. and Seetharamu, K.N., 2004. *Fundamentals of the Finite Element Method for Heat and Fluid Flow*, John Wiley and Sons, England.
- Manco, M.R., Vaz, M.A., Cyrino, J.C., Landesmann, A., 2013. Behavior of stiffened panels exposed to fire, *Proceedings of IV MARSTRUCT*, Espoo, Finland, pp. 101 - 108.
- Manco, M.R., Vaz, M.A., Cyrino, J.C., Landesmann, A., 2014. Analysis of oil tanker deck under hydrocarbon fire, *International Journal of Modeling and Simulation for the Petroleum Industry*, Vol. 8, No 2, pp. 17-24.
- McGrattan K, Hostikka S, McDermott R, Floyd J, Weinschenk C, Overholt K., 2015a. NIST Special Publication 1018-1 Fire Dynamics Simulator (Version 6.2) Technical Reference Guide, Volume 1: Mathematical Model, NIST.
- McGrattan K, Hostikka S, McDermott R, Floyd J, Weinschenk C, Overholt K., 2015c. NIST Special Publication 1019 Fire Dynamics Simulator (Version 6.2) User's Guide. NIST.
- McGrattan K, Hostikka S, McDermott, R, Floyd J, Weinschenk C, Overholt K., 2015b. NIST Special Publication 1018-3, Fire Dynamics Simulator (Version 6.2) Technical Reference Guide, Volume 3: Validation. NIST.
- NFSC, 2013. Natural Fire Safety Concept: Full-scale tests, implementation in the Eurocodes and development of a user-friendly design tool, ECSC Research, European Commission, Directorate – General for Research and Innovation, Draft Final Report.
- Ozisik, M.N., 1994., *Finite Difference Methods in Heat Transfer*, 1st Ed., CRC Press, USA.
- Ozone®, 2002. Université of Liège, Version 2.2.
- Quintiere, J.G., 2006. *Fundamentals of Fire Phenomena*, 1st Ed., John Wiley and Sons, England.
- Reddy, J.N., 2004. *An Introduction to Nonlinear Finite Element Analysis*”, Oxford University Press, New York.
- SFPE, 2002. *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, 3th edition, Society of Fire Protection Engineers.
- Silva, F., 2014. *Aplicação de Modelo Numérico para Análise Térmica de Segurança contra Incêndio de Tanques de Armazenamento de Combustíveis*, dissertação de mestrado COPPE/UFRJ, Brasil.

- Silva, J., 2013. Modelo tridimensional inelástico para análise acoplada fluido-termomecânica de estruturas de aço em situação de incêndio, teses de doutorado COPPE/UFRJ, Brazil.
- Skallerud, B. and Amdahl J., 2002. Nonlinear Analysis of Offshore Structures, Research Studies Press Ltd., Baldock, Herforshire, England.
- Sun, R., Huang Z., Burgess, I.W., 2012. Progressive collapse analysis of steel structures under fire conditions, Engineering Structures Journal, Vol. 34, pp. 400-413.
- Thomas, P.H., 1962. The Size of Flames from Natural Fires, *Ninth Symposium (International) on Combustion*, Combustion Institute, Pittsburgh, EUA, pp 844 – 859.
- Wickström, U., 2011. The adiabatic surface temperature and the plate thermometer, Fire Safety Science, vol. 10, pp. 1001–1011.
- Yang, X.J., Gao R., 2004. Factors Affecting the behavior of Steel Structures in Fire, Proceedings of NASCC 2004, California, EUA.
- Zhang, C., Li, G., 2013. Modified One Zone Model for fire resistance design of steel structures, Advanced Steel Construction, Vol. 9, No. 4, pp. 282-297.