

ANÁLISE NUMÉRICA DE TESTE EXPERIMENTAL DE POÇO DE PETRÓLEO

Rosana F. Correia^a, Eduardo M. R. Fairbairn^a, Romildo D. Toledo Filho^a, Marcos M. Silvos^a, Cristiane R. Miranda^b

^a *Laboratory of Structures and Materials – PEC/COPPE, University Federal of Rio de Janeiro, Centro de Tecnologia – Bloco I Sala 216 CEP 21945-970, Rio de Janeiro, Brasil, rosa.correia@coc.ufrj.br, <http://www.coc.ufrj.br>*

^b *PETROBRAS Petróleo Brasileiro S/A, Rio de Janeiro, Brasil, crisrichard@petrobras.com.br, <http://www.petrobras.com.br>*

Keywords: Oil well, cement sheath, finite element analysis

Abstract. An experimental test was developed to evaluate the structural behavior of the cement sheath of an oil well which is submitted to steam injection cycles. Five cementitious systems were tested and the thermal gradients that cracked the specimens together with the crack widths were obtained for each material. Furthermore their mechanical properties such as compressive and tensile strength, Young's modulus and Poisson's ratio were also measured. Finite element analysis with software DIANA TNO[®] was performed in a thermo-mechanical model with axisymmetric geometry. The stress analysis showed that the increase in temperature creates tangential tensile stresses that cause the failure of the material. These results agree with published data on numerical modeling of wells. Although the numerical and experimental results presented the same tendency some quantitative differences in the stresses calculations have been observed. This can be due to simplified hypothesis that was used in the numerical model such as the non-consideration of creep and the invariability of the thermal properties with temperature.

1 INTRODUCTION

A injeção de vapor é um método térmico utilizado em reservatórios que apresentam óleos com elevada viscosidade. Sua aplicação consiste na injeção de vapor aquecido dentro do poço por um período pré-determinado de dias. Tal procedimento permite a dissipação de calor no poço proporcionando a redução da viscosidade do óleo e, conseqüentemente, o aumento da produção.

Apesar dos benefícios comprovados na recuperação de reservatórios de óleo pesado, foi verificado também que após as aplicações de vapor havia um incremento significativo na produção de água. Estudos apresentados na literatura (Dean e Torres, 2002; Pedersen *et al.*, 2006 e Stiles, 2006) têm mostrado que a perda do isolamento hidráulico na zona de produção é devido ao surgimento de fissuras na bainha de cimento, oriundas do estado de tensão que é imposto pela aplicação de vapor e também pela variação de pressão dentro do poço.

Pesquisadores tais como: Bosma *et al.*, 2000; Dean e Torres, 2002; Myers *et al.*, 2005; Pedersen *et al.*, 2006; Stiles, 2006 e Thiercelin *et al.*, 1997 indentificaram, através de análises numéricas, que os materiais cimentícios apresentavam melhor desempenho quando possuíam menores módulos de elasticidade e maior tenacidade. Tais propriedades proporcionavam ao material maior capacidade de absorver as deformações produzidas pela variação térmica atenuando o problema da fissuração. Desta forma, tem-se buscado desenvolver pastas de cimentação com tais características e para isto, materiais como fibras minerais e sintéticas, polímeros e aditivos espumantes estão sendo empregados.

Além da avaliação do desempenho do material por análises numéricas, são também realizados testes em campo com o intuito de validar os resultados obtidos por tais simulações. Contudo, os testes em campo são geralmente dispendiosos. Desta forma, visando criar um dispositivo que avalie o comportamento estrutural de pastas de cimentação sob condições ambientais de injeção de vapor; Correia (2009) desenvolveu um modelo termomecânico de poço com similaridade física e geométrica capaz de receber uma carga 250°C de gradiente térmico.

No modelo termomecânico foram testados cinco tipos de materiais. O primeiro material apresentou uma formulação convencional (PREF) contendo cimento classe G, sílica ativa, aditivos e água. Outros três materiais foram desenvolvidos a partir do primeiro contendo 10% de polímero SBR (PP10), 4,6% de fibra de volastonita (PW4,6) e a combinação de 10% de polímero SBR e 4% de fibra de volastonita (PP10W4). O quinto material utilizado foi um material compósito denominado de SHCC (do inglês *Strain Hardening Cementitious Composites*) que contém em sua formulação fibras de PVA. O SHCC foi proposto por possuir propriedades de alta tenacidade, ductilidade, e múltipla fissuração quando submetido a esforços de tração. Todos os materiais foram ensaiados no modelo termomecânico, sendo aplicados dois ciclos de aquecimento e ao final destes as fissuras foram medidas com o auxílio de um fissurômetro.

Com o intuito de validar os resultados obtidos experimentalmente foram realizadas simulações numéricas do ensaio termomecânico. O software utilizado nas

análises numéricas foi o DIANA da empresa *The Netherland Organization for Applied Scientific Research* (TNO Company) baseado no Método dos Elementos Finitos (MEF). Foram realizadas simulações de carregamento térmico iguais às apresentadas no ensaio experimental para cada tipo de material e os resultados de temperatura externa no modelo, bem como tempo de abertura de primeira fissura foram comparados numérico e experimentalmente. Além destes resultados, são apresentadas as curvas tensão *versus* tempo das tensões principais geradas durante o carregamento térmico e padrão de fissuração dos materiais.

2 MODELO NUMÉRICO

A geometria do modelo numérico foi baseada na geometria do modelo físico de poço (Figura 1 a) sendo considerada a simetria do mesmo com relação ao eixo longitudinal (Figura 1 b). Desta forma, o tipo de modelo numérico adotado foi axissimétrico conforme Figura 1.b.

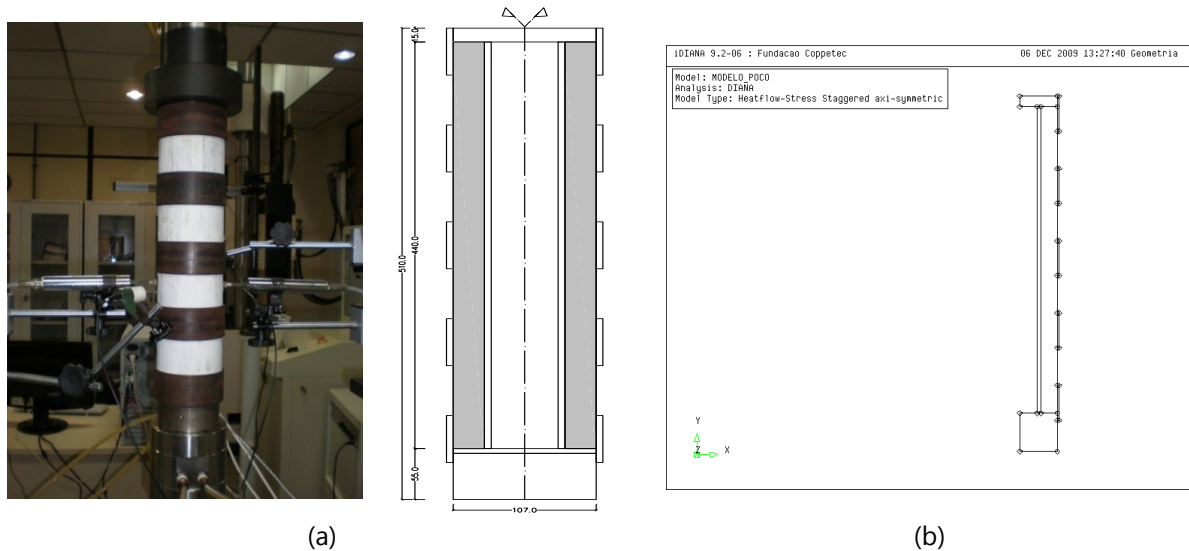


Figura 1: (a) modelo físico de poço e (b) modelo número axissimétrico

As curvas de carregamento térmico foram aplicadas na superfície interna do modelo de acordo com os dados de temperatura adquiridos no ensaio experimental. Vale salientar ainda que na superfície externa foi considerada a troca de calor com o meio por convecção natural (Figura 2 a). Como condição de contorno física considerou-se que as faces extremas do modelo são restritas ao longo da direção y, conforme o ensaio experimental (Figura 2 b).

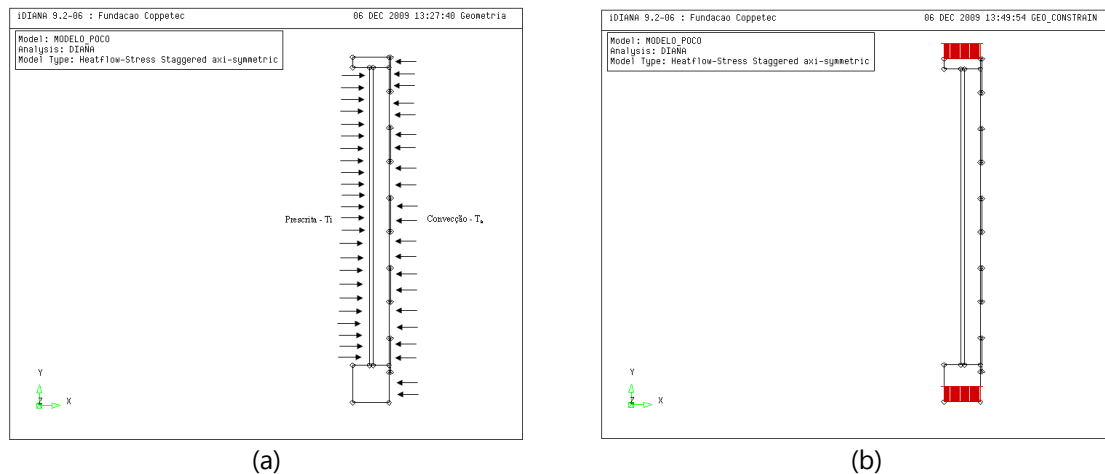


Figura 2: Condições de contorno: (a) carregamento térmico e (b) restrições físicas

Cinco tipos de materiais foram considerados na modelagem numérica: *casing* ou tubo de revestimento, suporte/anéis, material cimentício e dois materiais de contorno. Esses materiais de contorno apresentam apenas a propriedade térmica de coeficiente de convecção, o que permite a troca de calor do modelo numérico com o ambiente, sendo especificados para os anéis e para o material cimentício. A Tabela 1 apresenta as propriedades mecânicas obtidas através de ensaios realizados por Correia (2009) e utilizadas nas análises. A tabela 2 apresenta as propriedades térmicas adotadas com base em resultados de bibliografia (TNO DIANA, 2007) e a partir da retroanálise dos resultados experimentais. As propriedades retro-ajustadas foram a condutividade térmica, o calor específico e o coeficiente de convecção.

Material	f_c - CV (MPa) - (%)	E - CV (GPa) - (%)	ν - CV (%)	f_t - CV (MPa) - (%)	ρ - CV (kg/m ³) - (%)
PREF	61,3 - 2,6	13,2 - 2,9	0,21 - 12,6	3,90 - 5,8	1730 - 0,82
PP10	31,1 - 2,1	8,4 - 2,7	0,23 - 6,8	3,18 - 7,7	1540 - 0,46
PW4,6	69,9 - 2,2	15,4 - 2,9	0,20 - 3,6	3,42 - 11,4	1770 - 0,80
PP10W4	34,6 - 2,7	9,3 - 2,3	0,23 - 0,9	3,84 - 15,6	1540 - 1,84
SHCC	45,9 - 3,2	21,4 - 5,2	0,20 - 8,5	3,50 - 7,02	1870 - 190
Casing	-	200	0,28	-	7850
Anéis	-	210	0,30	-	7860

Table 1: Propriedades mecânicas dos sistemas cimentícios com os respectivos coeficientes de variação (CV)

Material	Condutividade (W/m°C)	Calor específico (J/kg °C)	Coefficiente de Dilatação Térmica (°C ⁻¹)	Coefficiente de Convecção (W/m ² °C)
PREF	0,25	1100	$12,0 \times 10^{-6}$	20
PP10	0,26	1000	$12,0 \times 10^{-6}$	20
PW4,6	0,28	1200	$12,0 \times 10^{-6}$	20
PP10W4	0,28	940	$12,0 \times 10^{-6}$	20
SHCC	0,45	1100	$12,0 \times 10^{-6}$	15
Casing	45,1	461	$12,0 \times 10^{-6}$	-
Anéis	52,9	468	$11,7 \times 10^{-6}$	35

Table 2: Propriedades térmicas dos materiais utilizados

O comportamento pós-ruptura dos materiais cimentícios estudados foi analisado utilizando um modelo multidirecional de fissuração distribuída com decomposição de deformações (TNO DIANA, 2007), tendo como critério de ruptura a maior tensão principal de tração. Para os materiais PREF, PP10, PW4 e PP10W4 foram utilizados o comportamento frágil pós-ruptura, enquanto que para o material SHCC, foi adotada uma lei de *softening linear*, com energia de fratura $G_f = 1 \times 10^6$ N/m. Esse valor foi considerado de modo a simular o comportamento de um material com grande capacidade de deformação. As análises foram realizadas considerando um acoplamento termo-mecânico em estado transiente com duração de 7200s, o que corresponde ao tempo de aquecimento e de regime do ensaio experimental do modelo físico do poço.

A malha de elementos finitos utilizada foi composta por 818 elementos quadriláteros axisimétricos de oito nós do tipo CQ16A (TNO DIANA, 2007) com um grau de liberdade no modelo térmico e com dois graus de liberdade no modelo mecânico. Para a região de contorno, ou seja, em contato com o ar foram utilizados 72 elementos do tipo B2AHT (TNO DIANA, 2007) para considerar a troca de calor por convecção com o meio (Figura 3).

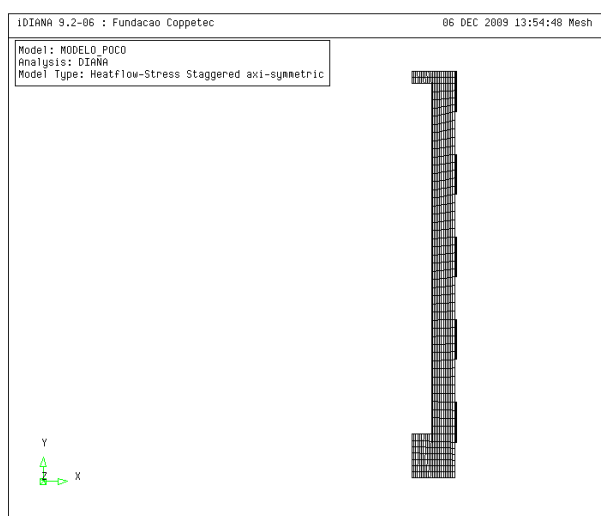


Figura 3: Discretização em FEM do modelo

3 RESULTADOS

Os resultados apresentados a seguir, com exceção da evolução da temperatura, são referentes a elementos localizados em duas faixas da seção longitudinal do modelo numérico axissimétrico (Figura 4). A primeira seção é restrita pelos anéis correspondendo aos elementos 430 (31,32 mm), 645 (43.00 mm) e 817 (52.33 mm). A segunda pela seção livre correspondendo aos elementos 425 (31,32 mm), 640 (43.00 mm), 812 (52.33 mm) e ao nó 40.

Serão analisadas as tensões relativas à direção tangencial (direção Z indicada na Figura 4) denotada como tensão tangencial (σ_{zz}), e a tensão na direção radial (direção X indicada na Figura 4), denotada como tensão radial (σ_{θ}).

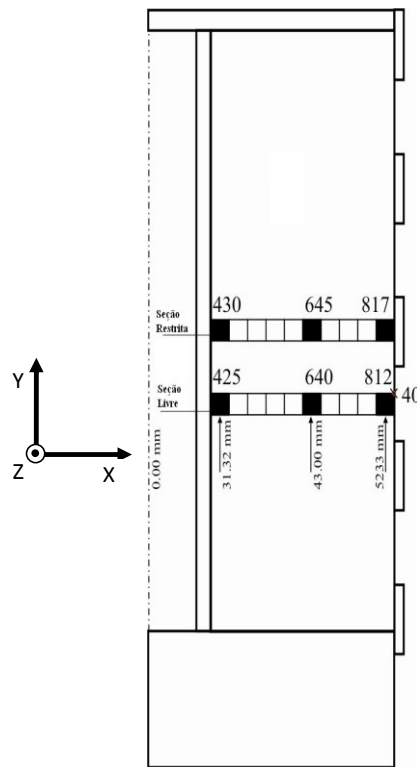
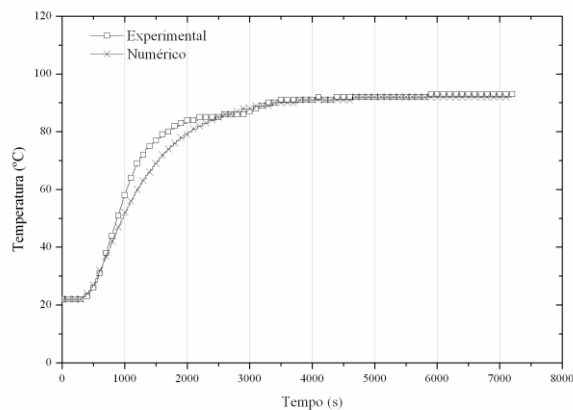


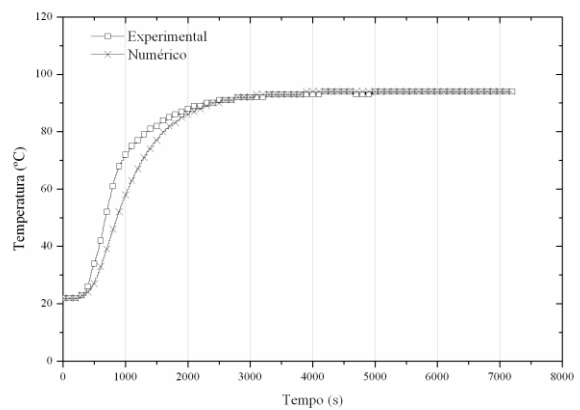
Figura 4: Localização dos nós e elementos de análise

3.1 Evolução da temperatura

As respostas do carregamento térmico na face externa do modelo estão ilustradas na [Figura 5](#). Verifica-se para todos os cinco materiais estudados, que a resposta numérica do carregamento térmico na face externa do modelo convergiu com os resultados obtidos experimentalmente. Desta forma, o modelo térmico implementado reproduziu satisfatoriamente o comportamento experimental. Além das curvas de temperatura, a [Figura 6](#) apresenta os campos de temperatura (em Kelvin) nos instantes que, numericamente, surgem as primeiras fissuras na face externa do modelo na análise.



(a)



(b)

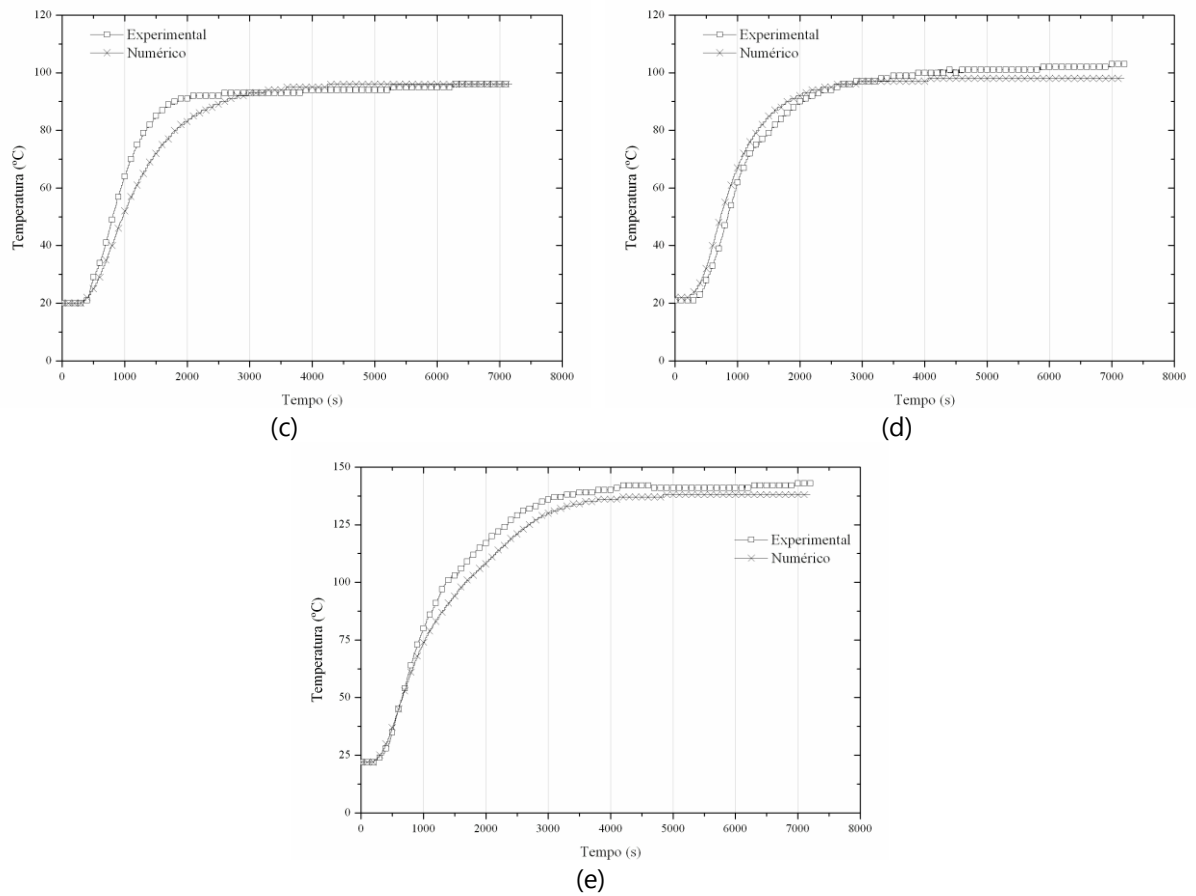
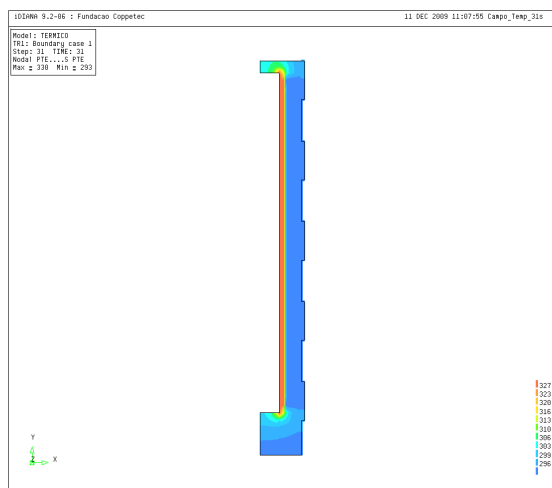
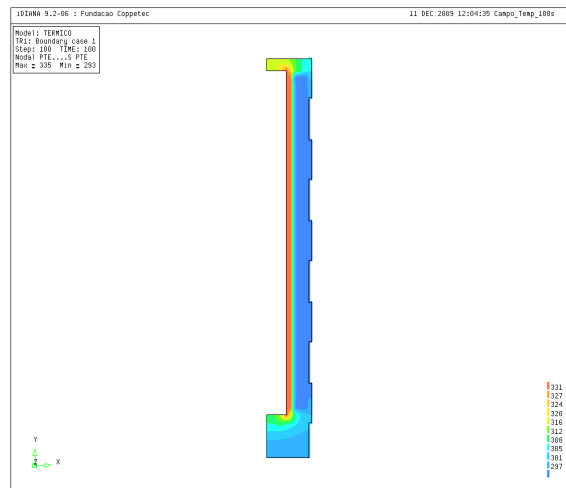


Figura 5: Curvas da temperatura na face externa experimental versus numérico – (a) PREF, (b) PP10, (c) PW4.6, (d) PP10W4 e (e) SHCC



(a)



(b)

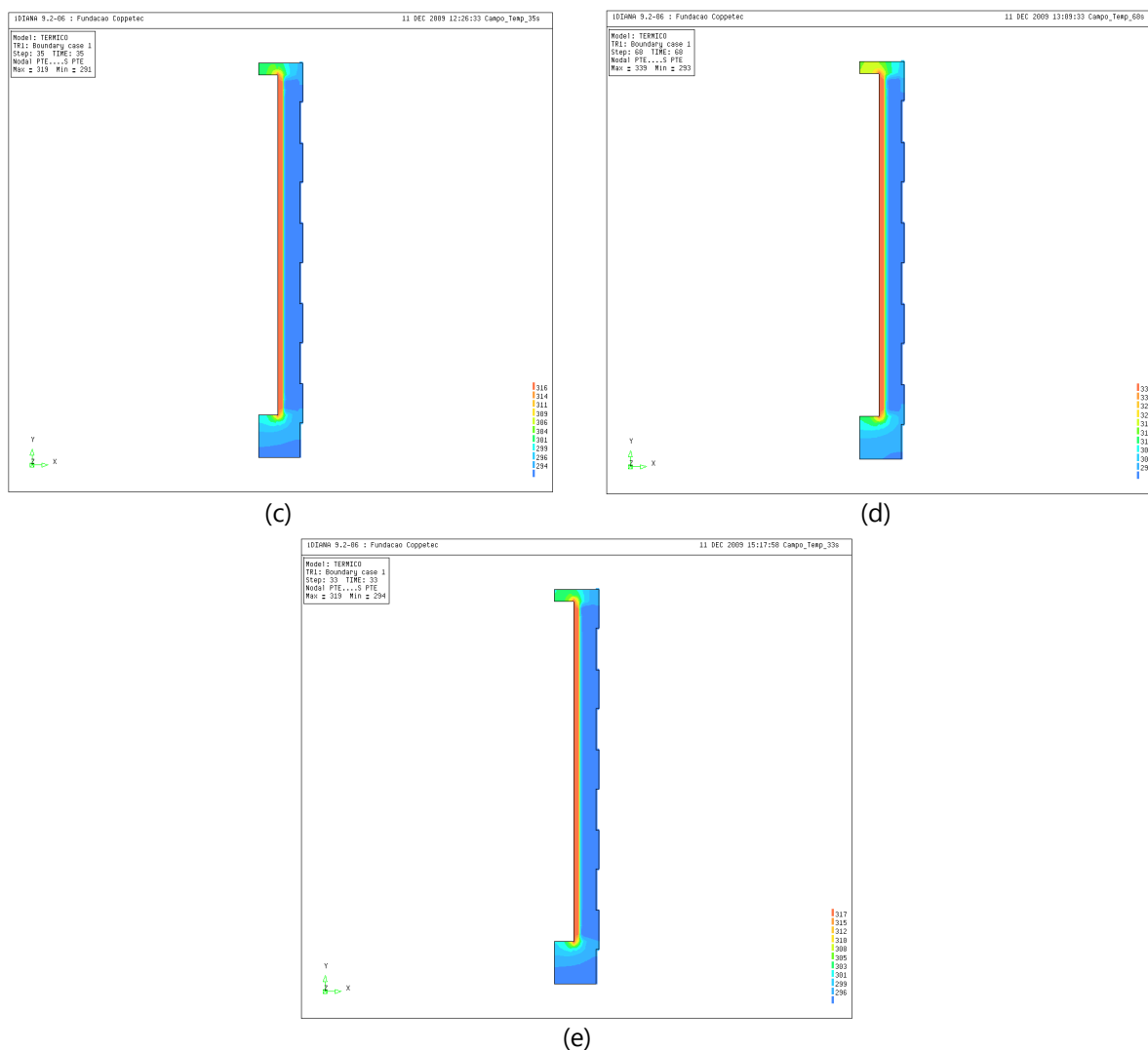
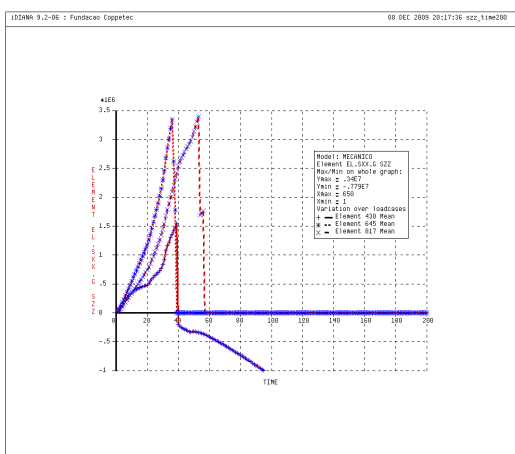


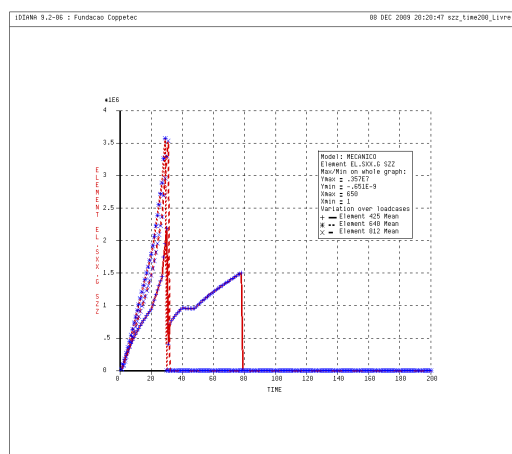
Figura 6: Campo de temperatura (em Kelvin) – (a) PREF aos 31 segundos, (b) PP10 aos 100 segundos, (c) PW4,6 aos 35 segundos, (d) PP10W4 aos 68 segundos e (e) SHCC aos 33 segundos

3.2 Tensão *versus* tempo

As Figuras 7a-10a apresentam as curvas tensão tangencial *versus* tempo para a seção restrita (elementos 430, 645 e 817) de cada material e as Figuras 7b-10b apresentam as curvas tensão tangencial *versus* tempo para a seção livre (elementos 425, 640 e 812). Verifica-se, de forma geral, que a tensão tangencial na seção restrita é de tração ao longo de todo o material cimentício até o momento da ruptura, tornando-se posteriormente, de compressão na interface tubo de revestimento/bainha de cimento. Observa-se também que na seção livre, sem o confinamento dado pelos anéis, a ruptura ocorreu antes da seção restrita, e a tensão tangencial não desenvolveu tensões de compressão nas proximidades da interface tubo de revestimento/bainha de cimento.

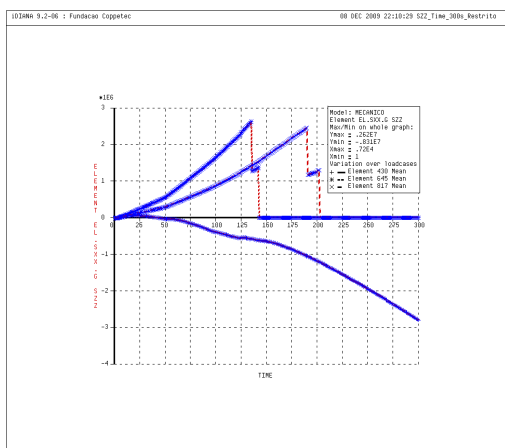


(a)

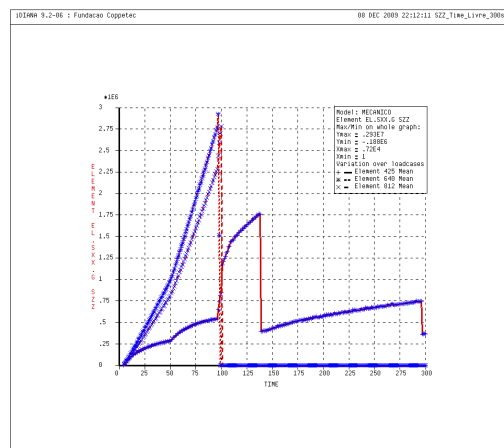


(b)

Figura 7: PREF - (a) tensión tangencial (σ_{zz}) na seção restrita *versus* tempo (300 s) e (b) tensão tangencial na seção livre (σ_{zz}) *versus* tempo (300 s)

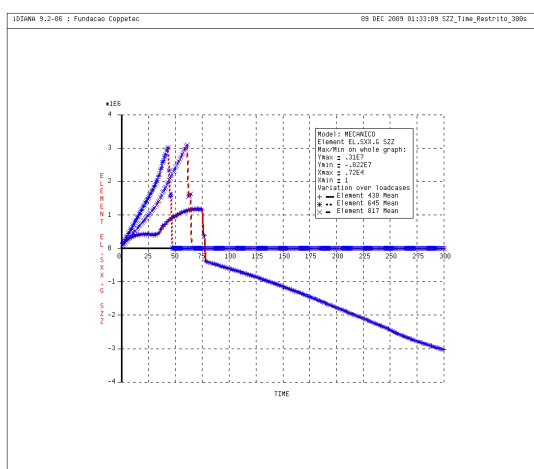


(a)

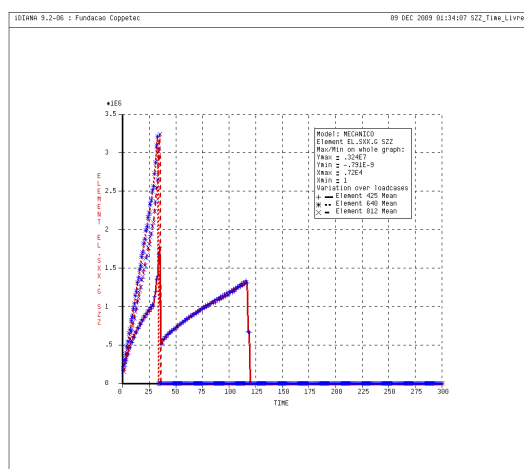


(b)

Figura 8: PP10 - (a) tensión tangencial (σ_{zz}) na seção restrita *versus* tempo (300 s) e (b) tensão tangencial na seção livre (σ_{zz}) *versus* tempo (300 s)



(a)



(b)

Figura 9: PW4,6 - (a) tensión tangencial (σ_{zz}) na seção restrita *versus* tempo (300 s) e (b) tensão tangencial na seção livre (σ_{zz}) *versus* tempo (300 s)

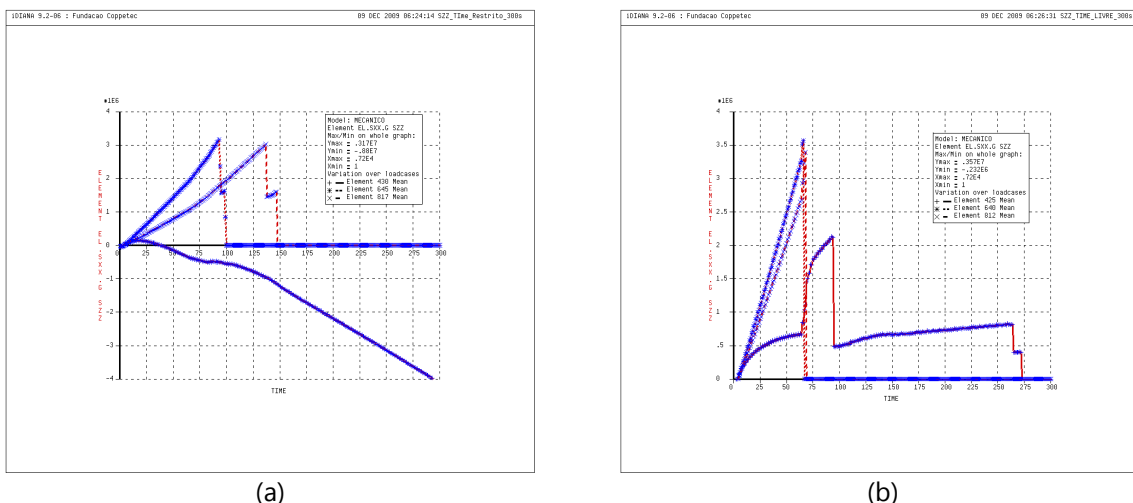


Figura 10: PP10W4 - (a) tensão tangencial (σ_{zz}) na seção restrita versus tempo (300 s) e (b) tensão tangencial na seção livre (σ_{zz}) versus tempo (300 s)

Para a análise mecânica do modelo com o material SHCC foi utilizada a propriedade de energia da fratura, sendo adotado um G_f de 1×10^6 N/m², visando reproduzir um comportamento perfeito de múltipla fissuração após ruptura na tração proporcionada pela ação das fibras de PVA. A Figura 11 apresenta a curva tensão tangencial versus tempo para o modelo com material SHCC tanto para a seção restrita quanto para a seção livre.

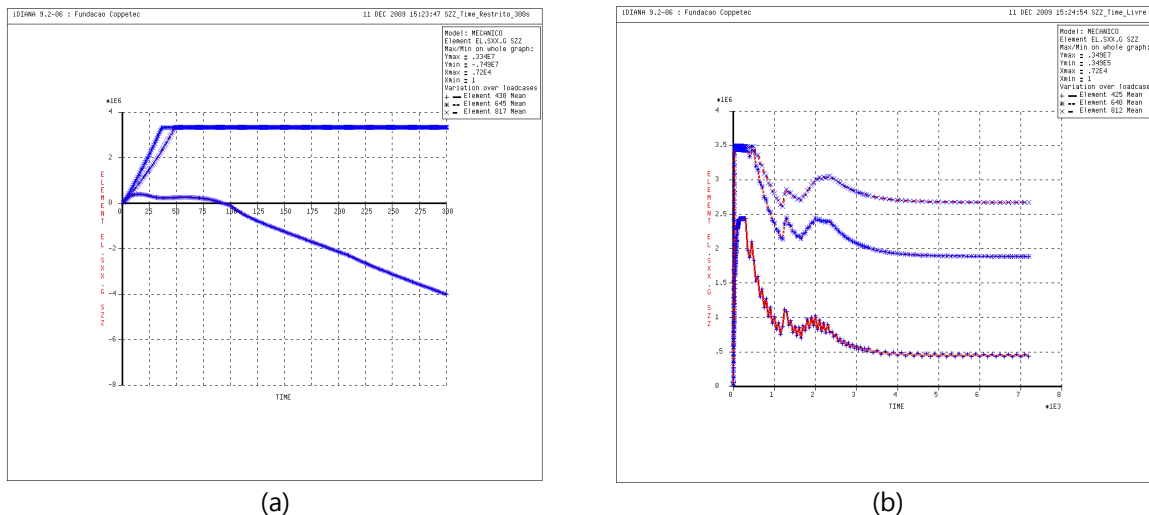


Figura 11: SHCC - (a) tensão tangencial (σ_{zz}) na seção restrita versus tempo (300 s) e (b) tensão tangencial na seção livre (σ_{zz}) versus tempo

A tensão tangencial apresentou-se como de tração nos primeiros instantes do ensaio, comportando-se como de compressão após 90s na interface tubo de revestimento/bainha. É possível observar também na Figura 11a (elementos 430, 645 e 817) o endurecimento na tração com o posterior amolecimento. Tal comportamento é também observado no gráfico da seção livre, Figura 11b, (elementos 425, 640 e 812) que é predominante de tração. A Tabela 3 apresenta o resumo dos valores da tensão tangencial obtidas numericamente. Observa-se que a

seção livre apresentou valores superiores à seção restrita e que as tensões desenvolvidas se aproximaram dos valores médios de resistência à tração (f_t) do material.

Material	Tensões Tangenciais (MPa)		f_t (MPa)
	Seção Restrita	Seção Livre	
PREF	3,40	3,57	3,90
PP10	2,62	2,93	3,18
PW4,6	3,10	3,34	3,42
PP10W4	3,17	3,57	3,84
SHCC	3,34	3,49	3,50

Table 3: Resumo dos valores máximos das tensões tangenciais

As Figuras 12-16 ilustram o comportamento da tensão radial no tempo. Observa-se que a tensão radial é sempre de compressão ao longo de toda a seção do modelo, tanto na seção restrita quanto livre. A Tabela 4 apresenta o resumo dos valores das tensões radiais obtidas numericamente nos materiais estudados. É possível observar que nas seções restritas as tensões de compressão apresentaram valores maiores que nas seções livres devido à ação dos anéis.

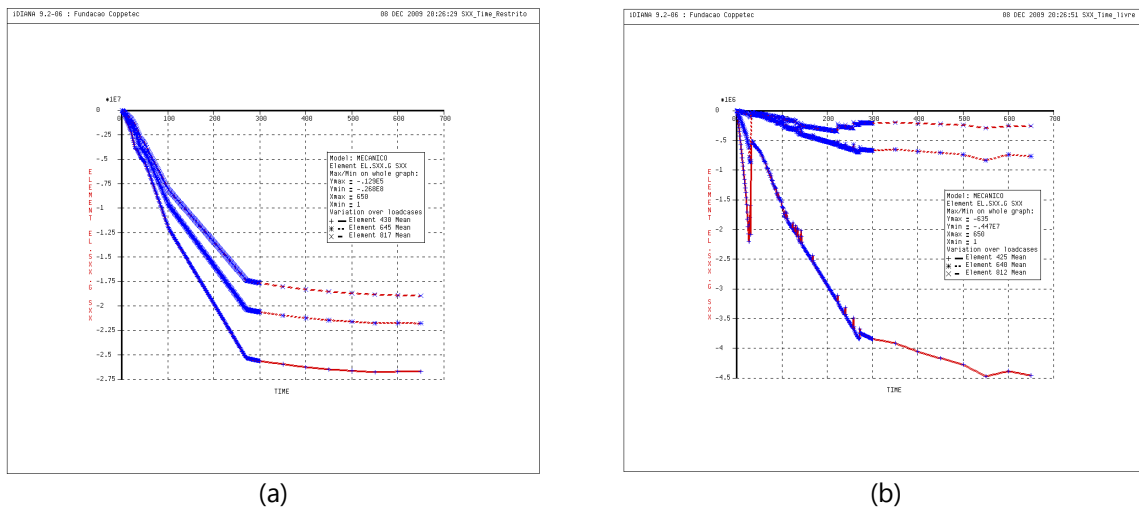
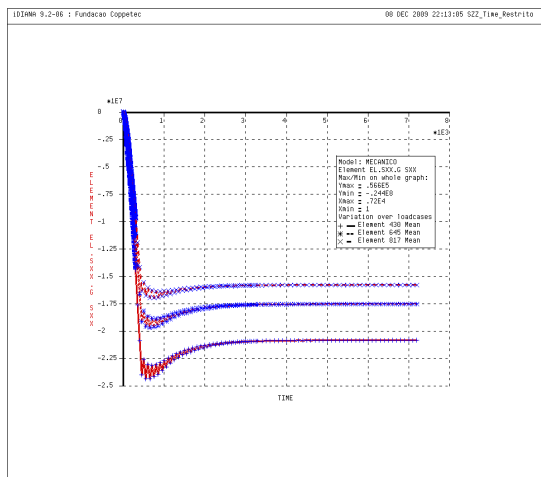
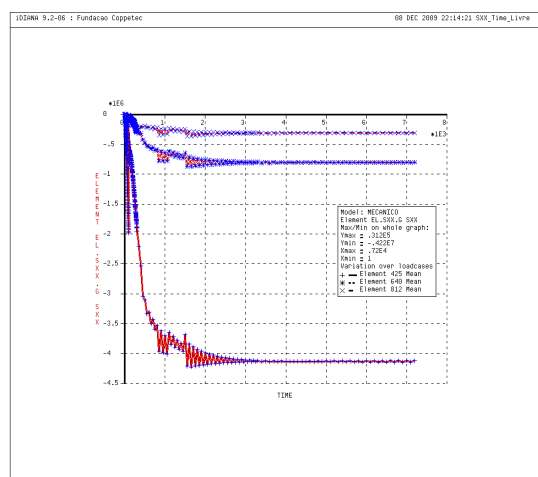


Figura 12: PREF - (a) tensão radial (σ_{zz}) na seção restrita versus tempo e (b) tensão radial na seção livre (σ_{zz}) versus tempo

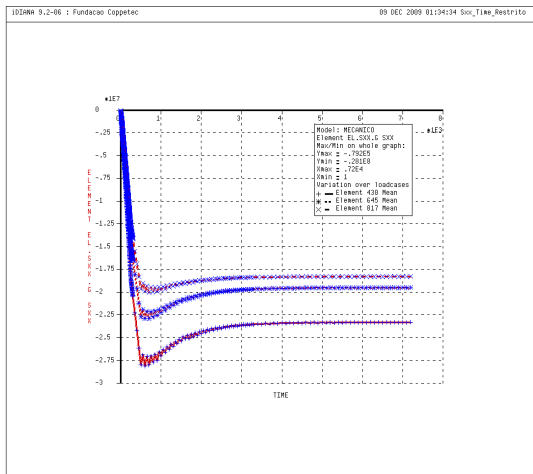


(a)

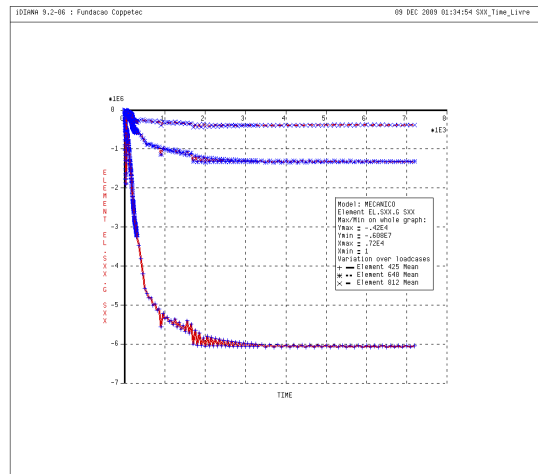


(b)

Figura 13: PP10 - (a) tensão radial (σ_{zz}) na seção restrita versus tempo (300 s) e (b) tensão radial na seção livre (σ_{zz}) versus tempo (300s)

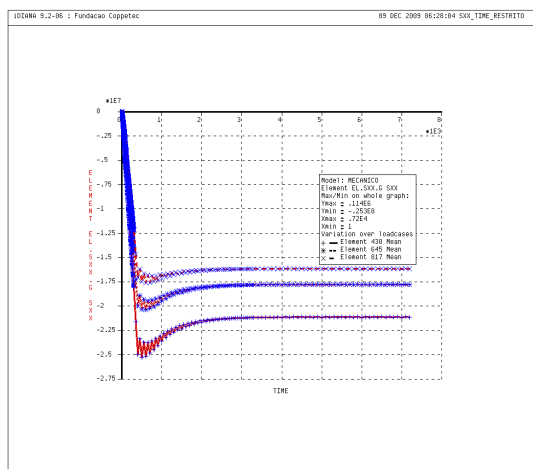


(a)

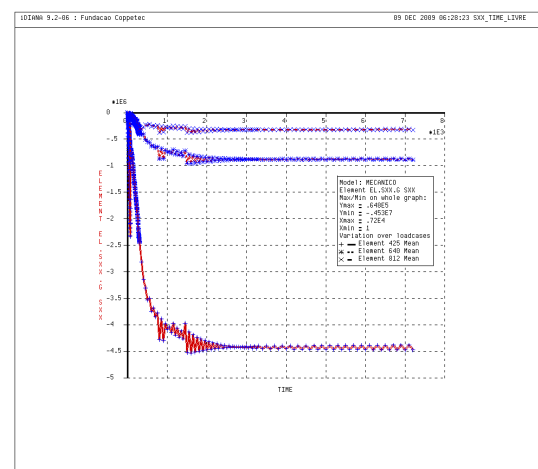


(b)

Figura 14: PW4,6 - (a) tensão radial (σ_{zz}) na seção restrita versus tempo (300 s) e (b) tensão radial na seção livre (σ_{zz}) versus tempo (300s)



(a)



(b)

Figura 15: PP10W4 - (a) tensão radial (σ_{zz}) na seção restrita versus tempo (300 s) e (b) tensão radial na seção livre (σ_{zz}) versus tempo (300s)

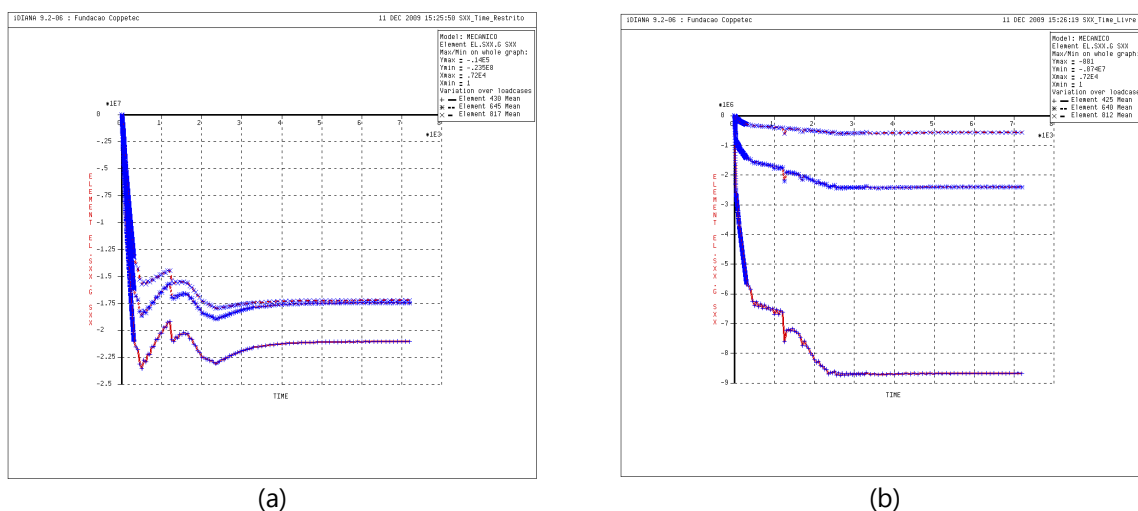


Figura 16: SHCC - (a) tensão radial (σ_{zz}) na seção restrita versus tempo e (b) tensão radial na seção livre (σ_{zz}) versus tempo

Material	Tensões Radiais (MPa)	
	Seção Restrita	Seção Livre
PREF	26,80	4,47
PP10	24,40	4,22
PW4,6	28,10	6,08
PP10W4	25,30	4,53
SHCC	23,50	8,74

Table 4: Resumo dos valores máximos das tensões radiais

Thiercelin *et al.* (1997) apresentaram um estudo sobre os efeitos da aplicação de carregamentos de pressão e temperatura em poços de petróleo. Foi desenvolvido um modelo numérico em elementos finitos composto do tubo de revestimento, bainha de cimento e rocha da formação. Nas análises de carregamento térmico, verificou-se que quando o módulo de elasticidade da bainha de cimento é maior que o módulo de elasticidade da formação a tensão radial é sempre de compressão e a tensão tangencial é de compressão na interface entre o tubo de revestimento/bainha e de tração na interface bainha/rocha. No entanto, quando o módulo de elasticidade da bainha é menor que o da formação, a tensão tangencial de tração é cerca de sete vezes menor que o caso anterior e tende a ser de compressão com o passar do tempo. Nesse trabalho a região restrita apresentou, após a ruptura, tensão tangencial de compressão na interface tubo de revestimento/bainha e de tração na interface bainha/anéis, tal comportamento foi semelhante ao obtido por Thiercelin *et al.* (1997). No entanto, na região livre o comportamento foi predominantemente de tração, o que vem indicar, como esperado, que a interação entre a bainha de cimento e a formação, nos casos reais, é importante para determinar o tipo de ruptura do material cimentício. A tensão radial apresentou o mesmo comportamento tanto na seção restrita quanto na seção livre o mesmo demonstrado por Thiercelin *et al.* (1997). O objetivo do ensaio termomecânico foi verificar o comportamento mecânico

das modificações realizadas na matriz cimentícia. A utilização dos anéis teve como propósito reproduzir a ação da formação. Mediante aos resultados obtidos verifica-se que os anéis proporcionaram uma restrição parcial, apenas nas seções as quais estavam presentes. Todavia, tal limitação não prejudicou as análises comparativas dos comportamentos de fissuração dos materiais, uma vez que todos foram submetidos às mesmas condições de restrição.

3.3 Fissuração

No modelo numérico o surgimento da primeira fissura ocorreu próximo a interface tubo de revestimento/bainha de cimento se propagando até a face externa segundo depois. As Figuras 17a-21a apresentam o instante do surgimento da primeira fissura, na face externa do modelo, e as figuras 17b-21b apresentam as configurações finais dos materiais fissurados.

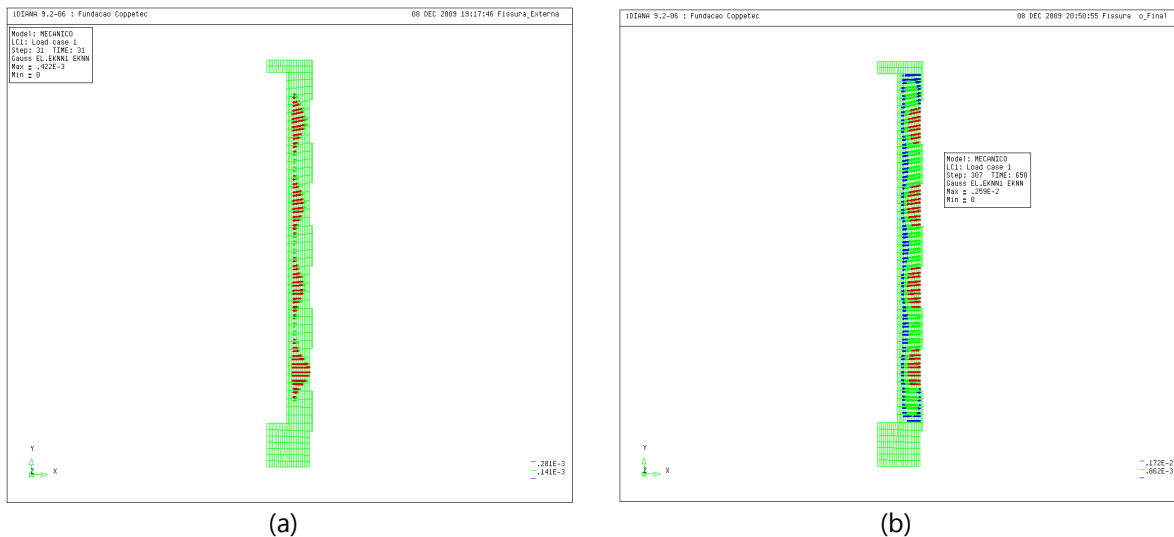


Figura 17: PREF - (a) fissura externa (tempo = 31s) e (b) fissuração final

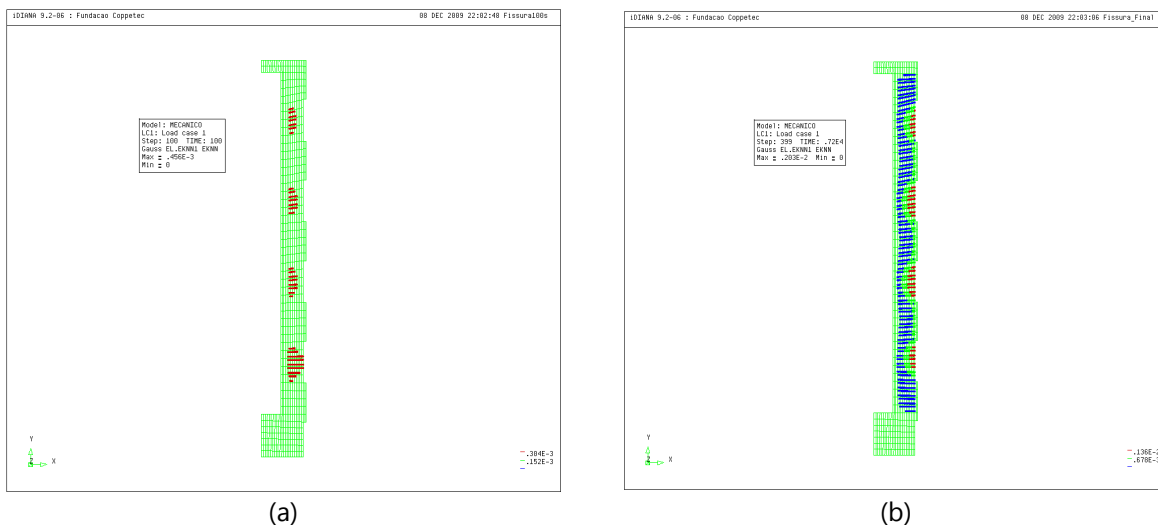
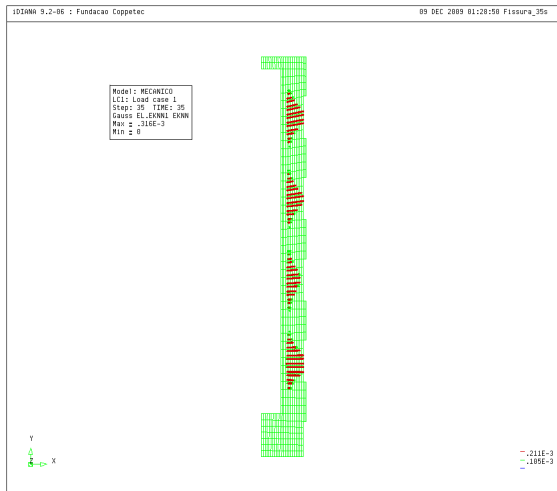
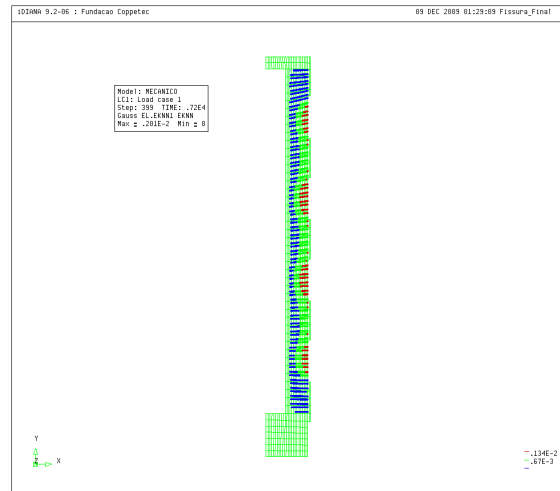


Figura 18: PP10 - (a) fissura externa (tempo = 100s) e (b) fissuração final

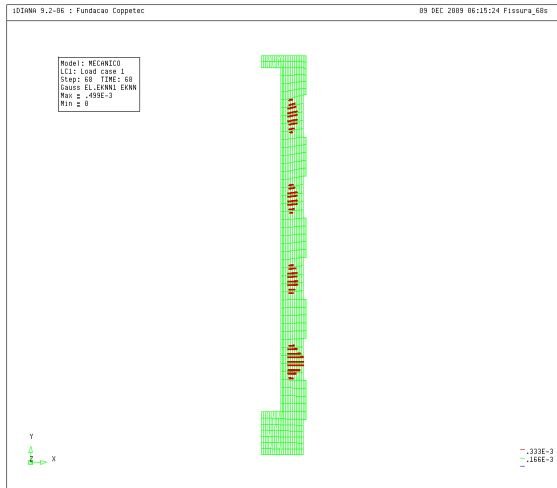


(a)

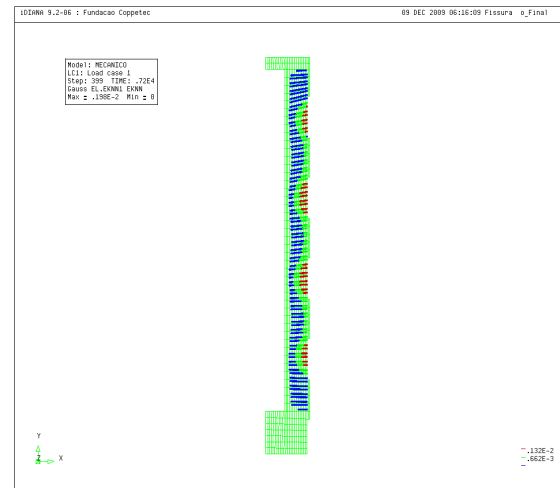


(b)

Figura 19: PW4,6 - (a) fissura externa (tempo = 35s) e (b) fissuração final

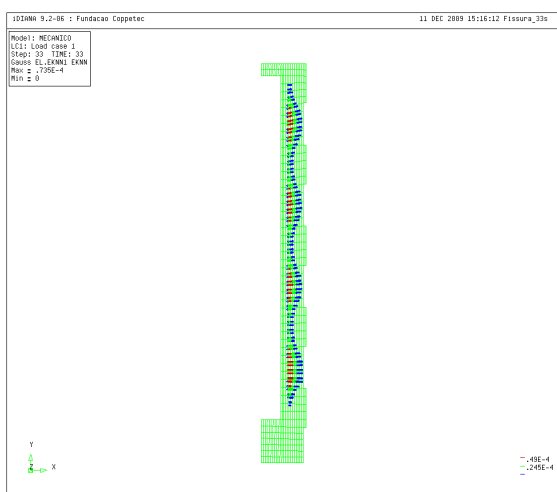


(a)

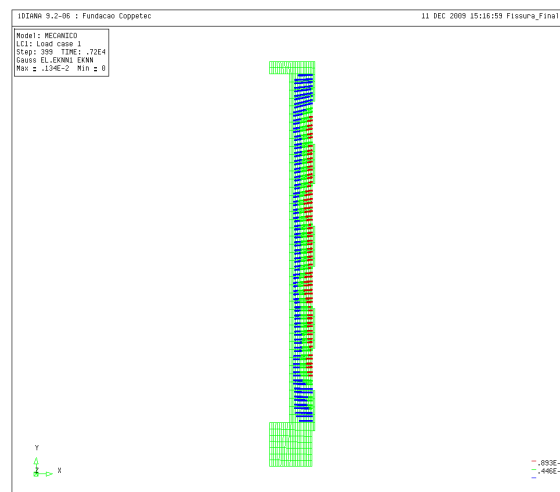


(b)

Figura 20: PP10W4 - (a) fissura externa (tempo = 68s) e (b) fissuração final



(a)



(b)

Figura 21: SHCC - (a) fissura externa (tempo = 33s) e (b) fissuração final

O instante de surgimento de primeira fissura externa foi associado ao gradiente térmico, tanto experimental quanto numérico, calculados através das curvas de evolução de temperatura apresentadas na seção 3.1. A [Tabela 5](#) apresenta um resumo com os dados de tais gradientes na face externa do modelo.

Material	Gradiente (°C)		Diferença
	Experimental	Numérico	
PREF	54	35	35%
PP10	60	40	33%
PW4,6	72	26	64%
PP10W4	98	44	55%
SHCC	131	24	82%

Table 5: Quadro comparativo dos gradientes de fissuração

Verifica-se através da [Tabela 5](#) que o gradiente numérico é inferior ao encontrado experimentalmente e que tal diferença é mais significativa para o material SHCC. Esta discrepância pode ser atribuída aos valores dos coeficientes de dilatação térmica adotados, considerados iguais para todos os materiais analisados. Não foram realizados ensaios para aferição de tal propriedade, sendo utilizados valores apresentados na literatura (TNO DIANA, 2007). Desta forma, sugere-se a realização de ensaios para obtenção de tal parâmetro e posteriores análises numéricas considerando tais resultados. Também deve ser considerado o fato do modelo numérico utilizado não considerar os efeitos da fluência da pasta, e a conseqüente relaxação das tensões provocadas pelas deformações térmicas impostas.

Também é importante observar que o material PW4,6 apresentou gradiente de fissuração numérico inferior à pasta de referência, o que representa um comportamento oposto daquele observado experimentalmente. Isso pode ser justificado pelo fato de numericamente não ter sido considerado o efeito de controle da fissuração proporcionado pela utilização da fibra de volastonita, pelo aumento da rigidez da pasta PW4,6, além das simplificações do modelo numérico já citadas.

A [Figura 22](#) apresenta as relações entre os módulos de elasticidade dos materiais ensaiados e o gradiente numérico de fissuração. Observa-se que quanto menor o módulo maior o gradiente do material. Desta forma, assim como exposto pelos autores Thiercelin *et al.* (1997), Bosma *et al.* (1999) e Goodwin & Crook (1992), para poços de petróleo submetidos a gradientes de temperatura os materiais mais indicados são aqueles que apresentam baixo módulo de elasticidade e maior capacidade de absorver energia de deformação.

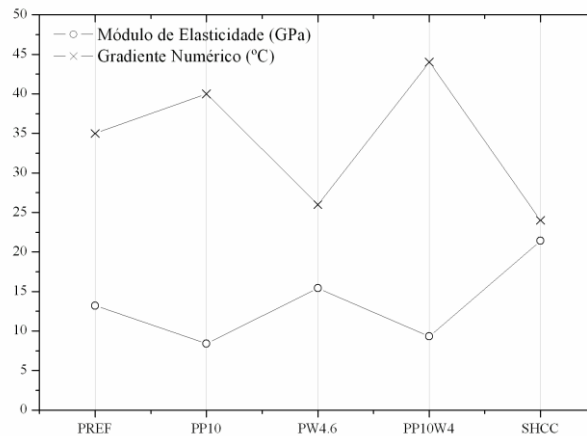


Figura 22: Gráfico comparativo gradiente térmico e módulo de elasticidade dos materiais ensaiados.

Com relação à fissuração a Tabela 6 apresenta um quadro comparativo com valores normalizados de abertura de fissura aferidos experimentalmente e os obtidos na análise numérica. Vale salientar ainda, que tais valores foram normalizados, para cada análise experimental e numérica, com relação à abertura de fissura do material PREF. Desta forma, observa-se que as modificações realizadas na matriz cimentícia proporcionaram um menor padrão de fissuração tanto nos resultados experimentais quanto nos numéricos. Contudo a magnitude do tamanho de fissuras obtidas numericamente foram maiores que as obtidas experimentalmente.

Material	Abertura de Fissura Normalizada	
	Experimental	Numérico
PREF	1,00	1,00
PP10	0,69	0,78
PW4,6	0,98	0,78
PP10W4	0,60	0,76
SHCC	0,25	0,52

Table 6: Quadro comparativo do tamanho de abertura de fissura

As adições realizadas à matriz cimentícia proporcionaram um melhor comportamento estrutural do material sob ação de carregamentos térmicos. Numericamente, o material dentre as pastas que apresentou melhor desempenho foi o PP10W4, o que vem concordar com o resultado encontrado no programa experimental. O material PP10 e PW4,6 também apresentaram numericamente um bom desempenho com relação à PREF, o que corrobora para a indicação de matrizes cimentícias com polímeros e fibras de volastonita para poços submetidos a cargas térmicas.

O SHCC foi proposto no programa experimental por apresentar comportamento de múltiplas fissuras na ordem de 60 μ m de abertura com espaçamento de 2mm (Maalej e Li, 1995). Tal material não apresenta a reologia adequada para a utilização em poços de petróleo sendo necessários ajustes para tal propósito. Todavia,

analisando o comportamento global (experimental e numérico) da fissuração dos materiais verifica-se que o SHCC apresentou menores fissuras com relação aos demais, o que o torna uma solução em potencial para o problema.

4 CONCLUSÕES

As análises numéricas foram importantes para o entendimento do comportamento de ruptura dos materiais estudados. Verificou-se uma resposta satisfatória nas curvas de evolução de temperatura na face externa do modelo, utilizando-se propriedades térmicas obtidas de bibliografia (coeficiente de dilatação térmica) e retro-ajustadas (condutividade térmica, calor específico e coeficiente de convecção).

A análise mecânica mostrou que a tensão tangencial é uma tensão principal de tração em todos os elementos até a ruptura do material. Todos os materiais, na seção restrita, apresentaram para o elemento de interface tubo de revestimento/bainha de cimento o desenvolvimento de tensões tangenciais de compressão após a ruptura do material. Tal comportamento também foi verificado por Thiercelin *et al.* (1997) que modelou poços submetidos à injeção de vapor considerando as interações rocha de formação e bainha de cimento. Desta forma, a ação dos anéis conseguiu reproduzir o comportamento da formação no modelo apenas nas seções restritas. No entanto, para as seções livres a ação dos anéis foi parcial. As tensões radiais tanto para as seções restritas quanto para as livres são de compressão e também estão em acordo com os resultados apresentados na literatura.

Os gradientes de fissuração numéricos não foram coincidentes com os experimentais, apesar dos valores das propriedades térmicas (condutividade térmica, calor específico e coeficiente de convecção) utilizadas reproduzirem respostas satisfatórias nas curvas de evolução da temperatura. As discordâncias entre os dados numéricos e experimentais da fissuração apontam para a necessidade da determinação experimental do coeficiente de dilatação térmica das pastas, bem como do aprimoramento do modelo numérico utilizado de modo a incorporar os efeitos da fluência na pasta. Devido ao resultado numérico do gradiente de fissuração do material PW4,6 ter sido inferior ao resultado numérico de PREF, sugere-se também a repetição do ensaio experimental.

A análise comparativa entre os valores médios de abertura de fissura experimental e valores máximos de extensão da fissuração no modelo numérico apresentaram o mesmo comportamento indicando que utilização de materiais como polímero SBR e fibras de volastonita proporcionam uma menor fissuração no material cimentício. Adicionalmente verificou-se que experimentalmente que o material SHCC apresentou menor abertura média de fissura, comportamento similar ao observado numericamente. Tal fato colabora para a indicação do uso deste material em poços submetidos à injeção de vapor, desde que sejam realizados os ajustes de reologia necessários para viabilizar sua aplicação em campo.

5 AGRADECIMIENTO

Os autores agradecem às agências financiadoras ANP e FINEP pelo apoio à presente pesquisa e ao CENPES/PETROBRAS pelo apoio logístico, assim como FAPERJ, CAPES, CNPq e por bolsas e auxílios pesquisa.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Bosma, M. G. R., Cornelissen, E. K., Schwing, A., Improved experimental characterization of cement/rubber zonal isolation materials. *SPE* 64762. 2000.
- Correia, R. F., Avaliação mecânica e estrutural de pastas cimentícias para poços de petróleo submetidos à injeção de vapor. *Tese de Mestrado. COPPE/UFRJ*. Rio de Janeiro.168pp, 2009.
- Dean, G. D., Torres, R. S., Novel cement system for improved zonal isolation in steam injection wells. *SPE* 78995. 2002
- Goodwin, K. J., Crook, R. J., Cement sheath stress failure. *SPEDE* pp.291-296. 1992.
- Maalej, M., Li, V. C., Introduction of strain-hardening engineered cementitious composites in design of reinforced concrete flexural members improved durability. *ACI Structural Journal*, vol. 2. pp. 167-176. 1995.
- Noik, C., Riverau, A., Novel cement material for high-pressure / high temperature well. *SPE* 50589. 1998.
- Pedersen, R. O., Scheie, A., Johnson, C., Hoyos, J. C., Therond, E. Cementing of an offshore disposal well using a novel sealant that withstands pressure and temperature cycles. *SPE* 98891. 2006.
- Stiles, D., Effects of long-term exposure to ultrahigh temperature on the mechanical parameters of cement. *SPE* 98896. 2006.
- Thiercelin, M. J., Dargaud, B., Baret, J. F., Rodriguez, W. J., Cement design base don cement mechanical response. *SPE* 38598. 1997.
- TNO DIANA, Finite Element Analysis -User's Manual release 9.2, editado por Frits C. de Witte e Wiltze Pieter Kikstra,2007.