

SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO COMPORTAMENTO TERMOMECÂNICO DO ENVOLVIMENTO EM BETÃO DA ESPIRAL DE UMA TURBINA HIDROELÉTRICA

José Conceição^{1*}, Rui Faria¹ e Miguel Azenha²

1: CONSTRUCT, Departamento de Engenharia Civil
Faculdade de Engenharia
Universidade do Porto
Rua Dr. Roberto Frias, 4200-465 Porto, Portugal
e-mail: {dec10021, rfaria}@fe.up.pt web: <http://paginas.fe.up.pt/~construct/>

2: ISISE, Departamento de Engenharia Civil
Escola de Engenharia
Universidade do Minho
Campus de Azurém, 4800-058 Guimarães, Portugal
e-mail: miguel.azenha@civil.uminho.pt web: <http://www.isise.net/site/>

Palavras-chave: Hidratação do cimento, Primeiras idades, Fendilhação térmica, Análise termomecânica, Monitorização in-situ.

Resumo. *Em grandes massas de betão, a natureza exotérmica das reações de hidratação do cimento promove uma forte elevação da temperatura. A baixa condutibilidade térmica do betão induz o aparecimento de consideráveis gradientes de temperatura, que caso não sejam controlados podem originar a fendilhação do betão nas primeiras idades. O presente artigo contém a análise termomecânica do envolvimento em betão da espiral de uma turbina de uma barragem, com vista à avaliação do risco de fendilhação térmica daquele material. O estudo inclui a monitorização in-situ de temperaturas e extensões, bem como a caracterização laboratorial do betão.*

1. INTRODUÇÃO

Nas primeiras idades do betão, a natureza exotérmica das reações de hidratação do cimento promove o aparecimento de consideráveis gradientes térmicos que, por sua vez, originam deformações volumétricas. Estas últimas, quando restringidas, geram tensões de tração capazes de fendilhar o betão jovem. Estes efeitos são proeminentes em estruturas massivas, tais como sapatas de pontes, centrais nucleares, centrais hidroelétricas, barragens, etc.

Nas centrais hidroelétricas, a presença das caixas envolvendo as espirais que alimentam as turbinas implica uma construção faseada, de forma a permitir a sua montagem (ver Figura 1) [1]. Portanto, na subestrutura são deixadas cavidades que evitam a interrupção dos trabalhos

de betonagem. A colocação do betão decorre em duas fases: em primeiro lugar constroem-se todos os elementos que não contêm partes da turbina; a seguir procede-se à betonagem da massa envolvente à espiral, contendo esta água sob pressão [1]. Normalmente a subestrutura é betonada em camadas com 1.5m de espessura [1]. No entanto, junto a cada espiral torna-se necessário assegurar a impermeabilidade do betão, o que implica uma redução das juntas de construção, isto é, um aumento da espessura das camadas [1]. Consequentemente, os volumes de betão envolvidos na segunda fase conduzem à libertação de grandes quantidades de calor de hidratação e, desta forma, surgem importantes gradientes de temperatura entre o núcleo da caixa envolvente da espiral e as superfícies do betão. Para além disso, o betão endurecido (primeira fase) restringe a deformação térmica que tende a ocorrer no betão jovem (segunda fase). Por estes motivos podem surgir tensões de tração suscetíveis de originar a fendilhação do betão.

A previsão do comportamento termomecânico do betão que envolve a espiral de uma turbina foi realizada por alguns autores nos últimos anos [2-5], mas até agora não foram apresentadas comparações com resultados monitorizados in-situ. Além do mais, essas previsões não foram suportadas por uma extensiva caracterização laboratorial das propriedades do betão. Portanto, o presente estudo pretende fornecer informações adicionais sobre o comportamento termomecânico deste tipo de estruturas massivas. Na realização do presente trabalho aplicou-se a seguinte metodologia de investigação: (i) caracterização das propriedades do betão através de ensaios laboratoriais, (ii) monitorização in-situ das temperaturas e das extensões no betão, e (iii) simulação termomecânica e avaliação do risco de fissuração do betão.

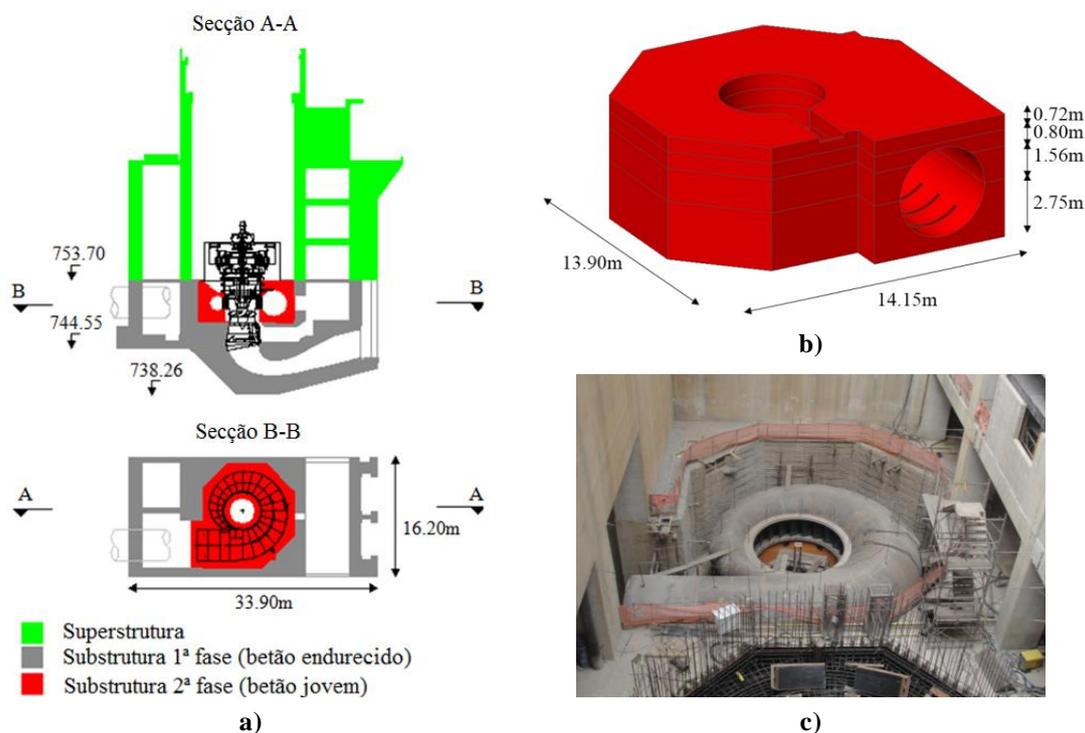


Figura 1. Central hidroelétrica da Batalha: a) estrutura geral; b) betão jovem; c) caixa espiral.

A simulação termomecânica consiste no cálculo inicial do campo de temperaturas que devido à reação de hidratação do cimento se instalam no betão, e na subsequente determinação das extensões e das tensões. O problema térmico é simulado através de um modelo transiente, que avalia as temperaturas do betão tendo em conta o calor interno gerado pela hidratação do cimento, a condutibilidade térmica e o calor específico volumétrico do betão, o ambiente envolvente, e a água contida na espiral. O comportamento mecânico do betão é descrito pela teoria da viscoelasticidade linear com envelhecimento, considerando as evoluções do módulo de elasticidade e da resistência à tração, a fluência básica e a deformação autógena. Esta metodologia termomecânica baseia-se no Método dos Elementos Finitos (MEF), tal como reportado em [6-9].

2. MODELO TERMOMECÂNICO

2.1. Problema térmico

A distribuição das temperaturas no betão é calculada a partir da equação de balanço energético [10]

$$k\nabla \cdot (\nabla T) + \dot{Q} = \rho c \dot{T} \quad (1)$$

onde k é a condutibilidade térmica, T é a temperatura, \dot{Q} é a taxa de geração interna de calor de hidratação do cimento, e ρc é o calor específico volumétrico. A taxa de geração interna de calor \dot{Q} é traduzida por intermédio da Lei de Arrhenius [11]

$$\dot{Q} = a f(\alpha) e^{-E_a/(RT)} \quad (2)$$

onde a é uma constante (Js^{-1}), $f(\alpha)$ é uma função que descreve a evolução da geração de calor normalizado, α corresponde ao quociente entre o calor total $Q(t)$ gerado até ao instante t e o calor total que pode ser libertado até à conclusão das reações de hidratação Q_∞ , E_a é a energia de ativação aparente (Jmol^{-1}) e R é a constante universal dos gases perfeitos ($8.314\text{Jmol}^{-1}\text{K}^{-1}$).

As condições fronteiras são reproduzidas pela Lei de Newton de arrefecimento [12]

$$q = h(T_b - T_a) \quad (3)$$

na qual q é fluxo de calor de convecção por unidade de área, h é o coeficiente de convecção, T_b é a temperatura da superfície do betão e T_a é a temperatura do ambiente. Normalmente, o efeito da radiação é representado conjuntamente com a convecção, através de um único coeficiente h_{cr} , que substitui h na equação (3) [7].

Em aplicações práticas, as superfícies do betão podem não contactar diretamente com o ar, devido à utilização de cofragens. A existência dessas camadas de materiais (entre o betão e ar) é tida em conta por meio de um coeficiente de convecção-radiação equivalente h_{eq} [7]

$$h_{eq} = \left(\frac{1}{h_{cr}} + \sum_{i=1}^n \frac{L_i}{k_i} \right)^{-1} \quad (4)$$

onde l_i é a espessura e k_i é a condutibilidade térmica de cada material i .

A implementação computacional da equação (1) através do MEF permite a determinação do campo transiente de temperaturas. Todavia, a sua resolução numérica conduz a um problema não-linear, uma vez que \dot{Q} depende da temperatura T . Portanto, o sistema global de equações é resolvido por meio de um processo incremental-iterativo, suportado, por exemplo, pelo método Newton-Raphson (ver detalhes em [7]).

2.2. Problema mecânico

O modelo mecânico é ativado após o modelo térmico, do qual recebe as temperaturas necessárias à determinação das extensões e das tensões do betão. Portanto, adotam-se os mesmos passos de tempo em ambas as análises (térmica e mecânica). O cálculo das tensões é realizado através de um modelo viscoelástico linear que considera a maturidade do betão. Por conseguinte, a evolução das propriedades mecânicas do betão associadas ao desenvolvimento da reação de hidratação do cimento é quantificada usando o método da maturidade [13], com base no conceito de idade equivalente

$$t_{eq} = \int_0^t e^{-\frac{E_a}{R} \left(\frac{1}{T(\tau)} - \frac{1}{T_{ref}} \right)} d\tau \quad (5)$$

onde T_{ref} é a temperatura de referência dos testes laboratoriais, normalmente 293K (20°C).

A fluência básica é simulada através da Lei da Dupla Potência (LDP) [14]

$$J(t, t') = \frac{1}{E_0(t')} + \frac{\phi_1}{E_0(t')} (t')^{-m} (t - t')^n \quad (6)$$

onde $J(t, t')$ é a função de fluência na idade t para uma carga aplicada no instante t' , $E_0(t')$ é o módulo de elasticidade assintótico do betão (correspondente a cargas de curta duração), e ϕ_1 , m e n são parâmetros do material.

O risco de fendilhação térmica do betão é avaliado com base no índice de fendilhação $IF(t)$, dado pelo quociente entre a tensão principal máxima de tração $\sigma_1(t)$ e a resistência à tração do betão $f_{ct}(t)$, sendo ambos calculados no instante t em cada ponto de integração.

O modelo termomecânico anteriormente descrito está implementado no programa de elementos finitos DIANA [15], que foi utilizado como ferramenta de cálculo neste trabalho.

3. APLICAÇÃO: ENVOLVIMENTO EM BETÃO DA CAIXA ESPIRAL DA CENTRAL HIDROELÉTRICA DA BATALHA

3.1. Descrição geral

O caso de estudo aqui apresentado diz respeito a uma das espirais da central hidroelétrica da

barragem da Batalha, localizada no rio São Marcos, entre os estados brasileiros de Goiás e Minas Gerais. Trata-se de um bloco com dimensões em planta $13.90 \times 14.15 \text{m}^2$ e uma altura de 5.83m, subdividido em quatro camadas de betonagem com espessuras de 2.75m, 1.56m, 0.80m e 0.72m (Figura 1b). No seu interior fica embebida uma caixa espiral, que contém água sob pressão (Figura 1c). A primeira camada requer um volume de betão de 251m^3 , enquanto que as restantes mobilizam cerca de 100m^3 de betão. A betonagem da primeira camada decorreu ao longo de 11 horas, tendo esta camada sido monitorizada ao longo de 17 dias. A execução das restantes camadas foi atrasada devido a constrangimentos em obra e, portanto, não foram recolhidas informações precisas sobre as suas datas de betonagem. Desta forma, analisar-se-á apenas a primeira camada de betonagem durante um período de 17 dias. A influência das camadas superiores não é tida em conta, uma vez que estas ainda não tinham sido betonadas aquando da interrupção da monitorização.

3.2. Monitorização

A campanha de monitorização foi realizada através de seis sensores do tipo Carlson, instalados na primeira camada (ver localização dos sensores S1-S6 na Figura 2), que registaram as evoluções das temperaturas e das extensões no betão ao longo de 17 dias. Salienta-se que o sensor S3 constitui um extensómetro corretor, isto é, localiza-se no interior de um balde de parede dupla que permanece isolado do campo de tensões da camada de betão jovem. A extensão registada pelo extensómetro corretor diz respeito às deformações térmica e autogénea, o que possibilita a determinação do coeficiente de dilatação térmica do betão. Podem ser encontrados mais detalhes sobre os princípios de funcionamento destes dispositivos em [16,17]. No instante da betonagem verificou-se que o betão apresentava uma temperatura inicial de 32°C . O ar ambiente próximo da caixa espiral encontrava-se a uma temperatura média diária de 25°C .

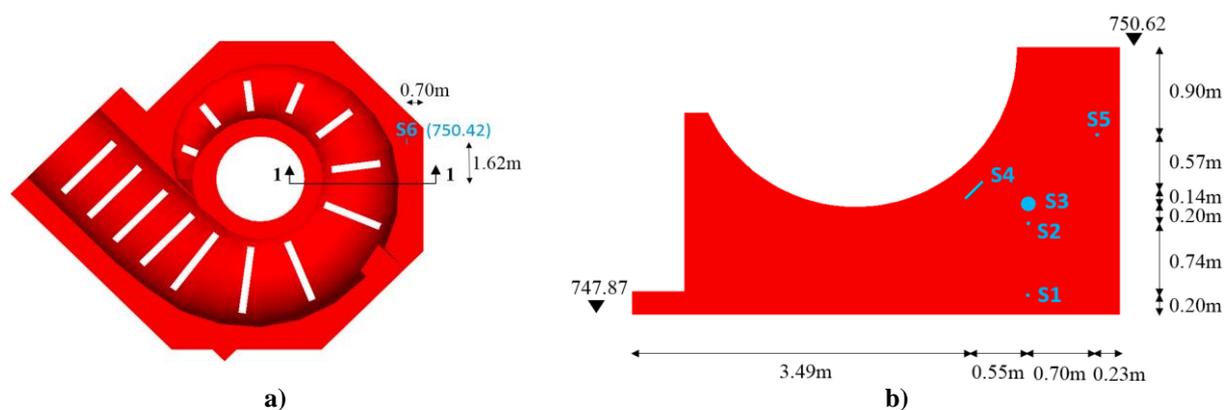


Figura 2. Localização dos sensores Carlson: a) planta à cota 750.62m; b) secção 1-1.

3.3. Estratégia de modelação e malha de EF

Os campos de temperatura e de tensão foram simulados a partir de uma análise termomecânica utilizando uma discretização 3D (ver Figura 3). Nesse sentido, foram

considerados os seguintes elementos: betão jovem (camada 1), betão endurecido (isto é, preexistente), água contida na espiral, galerias de acesso, conduta de restituição, bem como parte do solo de fundação (filitos quartzíticos). A modelação explícita das armaduras foi desprezada pelas seguintes razões: (i) há compatibilidade térmica entre as armaduras e o betão, devido à semelhança dos coeficientes de dilatação térmica de ambos os materiais [18]; (ii) as armaduras impõem uma baixa restrição ao betão em massa. A espiral metálica também não foi explicitamente simulada no modelo numérico; do ponto de vista térmico esta suposição é válida devido à elevada condutividade do aço e à reduzida espessura da parede da espiral. Em termos mecânicos considera-se esta simplificação aceitável, porque apenas a metade inferior da espiral estava em contacto com o betão jovem (camada 1) e, portanto, este último não estava significativamente restringido. Este aspeto foi confirmado através de análises paramétricas realizadas num modelo 2D, com e sem consideração explícita da espiral. Para além disso, deve notar-se que exclusão da espiral é consentânea com as estratégias de modelação adotadas em [2,5].

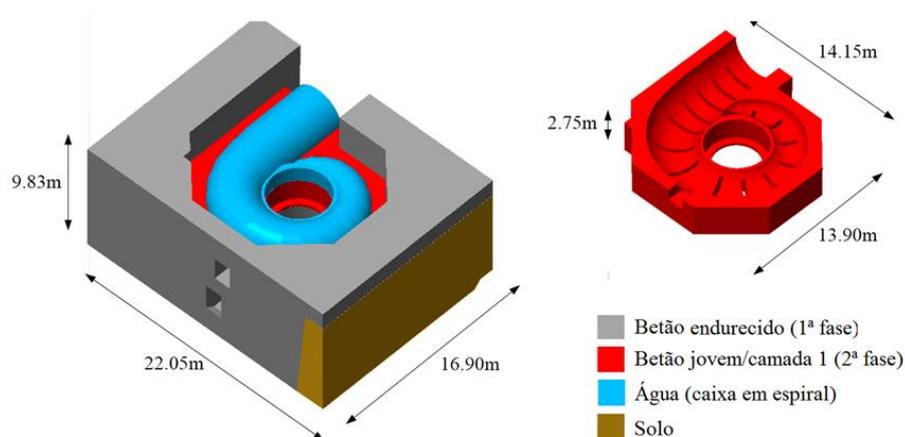


Figura 3. Geometria 3D.

As condições fronteira encontram-se esquematicamente representadas na Figura 4. No que concerne ao modelo térmico foram assumidas as seguintes fronteiras: F1 possui um coeficiente de convecção $h_{eq}=10\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ (condição de ‘ar estagnado’) [19,20], F2 diz respeito a uma superfície adiabática (ausência de trocas de calor) e F3 reproduz uma cofragem de madeira com 20mm de espessura, que de acordo com a equação (4) é assimilável a um coeficiente de convecção $h_{eq}=4.3\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$. Nas fronteiras F1 e F3 admitiu-se uma temperatura exterior constante de 25°C. O efeito da radiação solar não foi considerado, devido à localização abrigada da espiral no interior da central. No modelo mecânico, os deslocamentos foram totalmente restringidos ao longo de fronteira F2.

No instante da betonagem assumiu-se que o betão jovem apresentava uma temperatura de 32°C, tal como registado nos sensores. Para os restantes materiais (betão endurecido, água e solo) foi adotada uma temperatura inicial de 25°C, considerando-se uma condição de equilíbrio térmico com o ambiente.

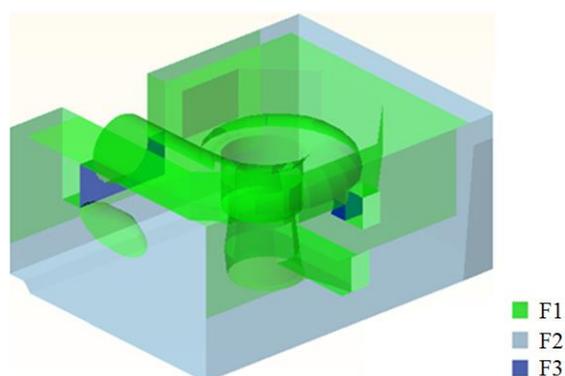


Figura 4. Condições fronteira.

A análise térmica utilizou elementos finitos (EF) isoparamétricos tetraédricos de 4 nós, sendo as fronteiras constituídas por EF triangulares de 3 nós; a análise mecânica recorreu a EF isoparamétricos tetraédricos de 10 nós. A malha de EF adotada está reproduzida na Figura 5. A análise termomecânica foi realizada durante um período de 17 dias, no qual decorreu a monitorização in-situ, usando 28 passos de tempo que variam de 0.2 dias (no início) até 1 dia (no final).

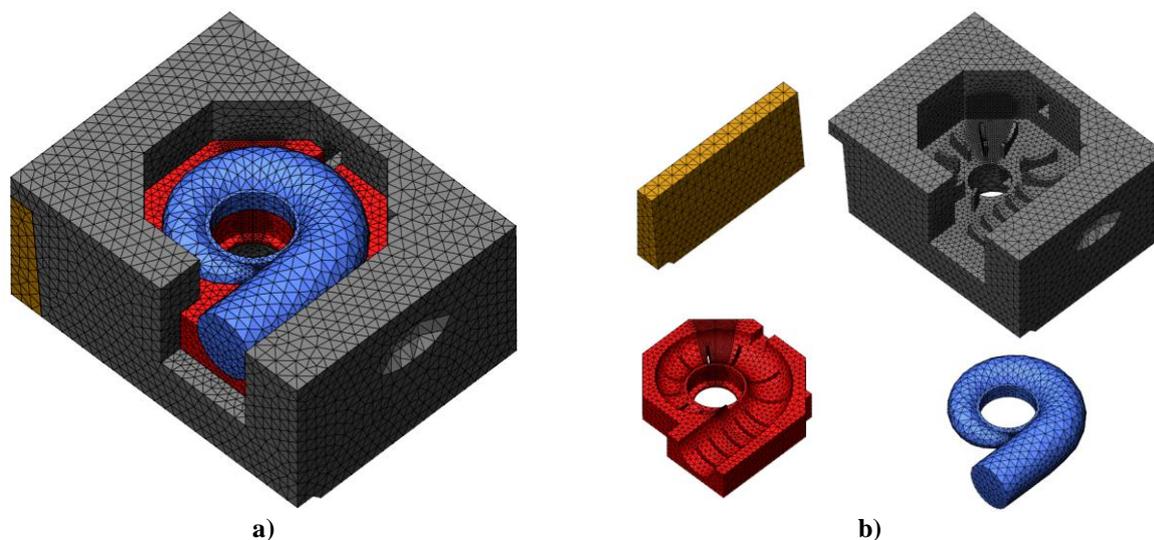


Figura 5. Malha de EF: vista geral; b) vários conjuntos.

3.4. Propriedades dos materiais

A composição do betão inclui 273kg/m^3 de cimento CP III 40 RS [21] (60% de escória de alto forno), 196kg/m^3 de água (relação água/cimento de 0.72), 815kg/m^3 de areia natural e 1025kg/m^3 de brita calcária. O potencial de geração de calor do betão foi caracterizado através de calorimetria isotérmica, através da metodologia de extrapolação descrita em [19]. Nesse sentido foram obtidos os seguintes resultados: $E_a = 3.6509\text{kJmol}^{-1}$, $a = 1.7499 \times 10^9\text{W}$,

$Q_\infty = 8.6757 \times 10^7 \text{Jm}^{-3}$. A função $f(\alpha)$ é caracterizada pelo seguinte conjunto de dados: $[\alpha; f(\alpha)] = [0.00; 0.00], [0.05; 0.826], [0.10; 0.993], [0.15; 0.975], [0.20; 0.889], [0.25; 0.729], [0.30; 0.802], [0.35; 0.827], [0.40; 0.804], [0.45; 0.645], [0.50; 0.446], [0.55; 0.320], [0.60; 0.239], [0.65; 0.174], [0.70; 0.118], [0.75; 0.081], [0.80; 0.054], [0.85; 0.036], [0.90; 0.019], [0.95; 0.010]$ e $[1.00; 0.000]$. A condutibilidade térmica e o calor específico do betão foram determinados analiticamente através de uma média ponderada das propriedades térmicas dos componentes da mistura, com base em [22], resultando $k = 3.0 \text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ e $\rho c = 2420 \text{kJm}^{-3}\text{K}^{-1}$. Estes valores conduzem a uma difusibilidade térmica de $0.107 \text{m}^2/\text{dia}$, que é coerente com o valor determinado em laboratório de $0.106 \text{m}^2/\text{dia}$. O módulo de elasticidade E_c e a resistência à tração f_{ct} do betão foram avaliados em várias idades para uma $T_{ref} = 23^\circ\text{C}$ (ver Figura 6a e Figura 6b). A fluência básica do betão foi avaliada nas idades de 3, 7 e 28 dias, ajustando-se posteriormente uma LDP (ver Figura 6c). A evolução da deformação autogénea está representada na Figura 6d, na qual se observa uma expansão volumétrica durante os primeiros 20 dias – comportamento peculiar também relatado em pastas de cimento com elevada relação água/cimento [23,24]. O coeficiente de dilatação térmica do betão α_{cT} foi avaliado experimentalmente in-situ a partir do extensómetro corretor S3, do qual resultou um valor de 10^{-5}C^{-1} . Para o coeficiente de Poisson foi adotado o valor de 0.2.

O betão endurecido (preexistente) possui as mesmas propriedades térmicas do betão jovem, embora obviamente não tenha associada qualquer geração de calor de hidratação do cimento; em termos mecânicos desprezou-se a deformação autogénea deste betão e considerou-se um comportamento viscoelástico para um carregamento aplicado aos 28 dias.

Para o maciço de fundação, composto por filitos quartzíticos, assumiu-se $k = 2.87 \text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ e $\rho c = 2261 \text{kJm}^{-3}\text{K}^{-1}$ [25]. De acordo com [26] considerou-se para esse maciço um módulo de elasticidade de $\sim 1.1 \text{GPa}$. Além disso, considerou-se um coeficiente de Poisson de 0.2 e um coeficiente de dilatação térmica de 10^{-5}C^{-1} .

No caso da água contida na espiral a transmissão de calor é governada por um processo de convecção natural. De acordo com [10] este fenómeno pode ser simulado através de condução, desde que a condutibilidade térmica k seja substituída por uma condutibilidade térmica efetiva $k \times Nu$ (Nu é o número de *Nusselt*). Esta simplificação é muito conveniente, uma vez que a transferência de calor por convecção natural depende de muitos fatores, tais como a geometria do invólucro, a respetiva orientação, a variação de temperatura nas superfícies e as propriedades do fluido envolvido. Contudo, a complexidade da espiral (geometria e fronteiras) torna difícil a obtenção de estimativas fiáveis de Nu a partir das relações analíticas disponíveis na literatura. Portanto, a condutibilidade efetiva foi determinada por meio de um processo tentativa-e-erro, de forma a que as temperaturas obtidas no modelo numérico durante a fase de arrefecimento coincidam com a evolução registada pelo sensor S4 (o mais próximo da água). Assim, o coeficiente de condutibilidade térmica da água (igual a 0.6) foi substituído por um coeficiente de condutibilidade térmica efetiva de 4.0. As restantes propriedades assumidas para a água foram: $\rho c = 4187 \text{kJm}^{-3}\text{K}^{-1}$, $\alpha_{wT} = 10^{-4}\text{C}^{-1}$, módulo de rigidez volumétrico $K_w = 2.11 \text{GPa}$ e módulo de elasticidade transversal $G_w = 0 \text{MPa}$.

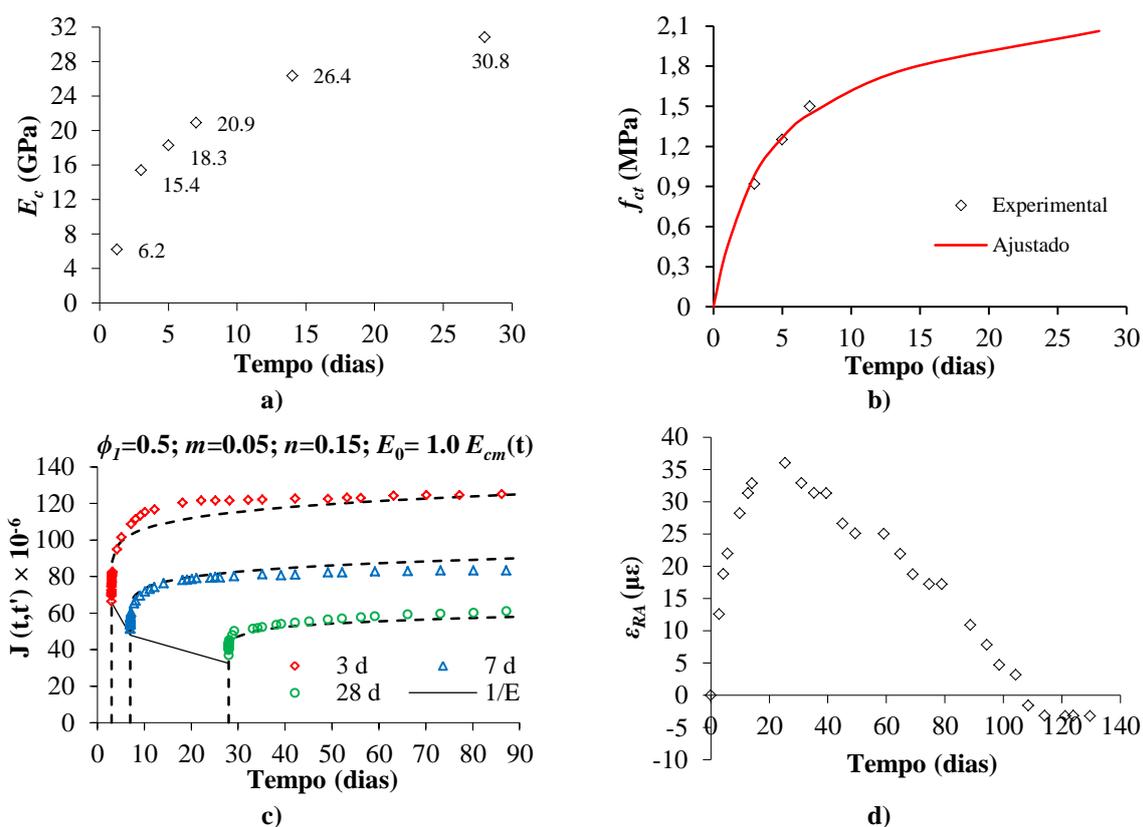


Figura 6. Propriedades mecânicas do betão jovem, $T_{ref} = 23^\circ\text{C}$: a) módulo de elasticidade E_c ; b) resistência à tração f_{ct} ; c) fluência básica; d) retração autogénea ϵ_{RA} .

3.5. Temperaturas

As previsões numéricas das temperaturas na seção 1-1 estão reproduzidas na Figura 7. O período de aquecimento começa imediatamente após a colocação do betão, atingindo a temperatura máxima de $\sim 58^\circ\text{C}$ à idade de 1.4 dias. Em seguida as altas temperaturas no núcleo do betão jovem dissipam-se através das fronteiras externas e dos elementos vizinhos (água e betão endurecido). Contudo, após 17 dias ainda não foi alcançado o equilíbrio térmico com o ambiente, devido à baixa condutibilidade e ao volume do betão jovem.

A comparação dos resultados numéricos com os resultados monitorizados pode ser observada na Figura 8. Em geral, verifica-se uma boa concordância entre ambas as curvas, o que evidencia uma escolha adequada dos parâmetros térmicos e das opções de modelação. A discrepância dos picos previstos nos sensores S1 e S5 (ver Figura 8a e Figura 8d) deve-se à atribuição de um campo inicial de temperatura uniforme ao betão endurecido. No sensor S2 (ver Figura 8b) verifica-se uma excelente coerência, tendo sido previsto pelo modelo numérico o pico monitorizado de $\sim 58^\circ\text{C}$. No sensor S4 (ver Figura 8c) nota-se uma coerência razoável, dado que existe um desvio de $\sim 1.5^\circ\text{C}$ no valor da temperatura máxima;

no entanto o período de arrefecimento não foi previsto tão corretamente, visto que se assumiu um valor constante de Nu quando, na realidade, este valor varia no tempo em função das temperaturas na superfície da espiral. Todavia os resultados numéricos obtidos para os restantes sensores confirmam a razoabilidade da estratégia de modelação adotada. No sensor S6 detetou-se um comportamento inesperado (Figura 8e): este sensor apresenta uma temperatura inicial mais elevada do que os restantes. Esta diferença pode dever-se a uma possível perturbação elétrica. Contudo, verifica-se uma boa concordância com os resultados numéricos (desvios máximos de $\sim 2^\circ\text{C}$), caso a curva monitorizada seja deslocada verticalmente de forma a apresentar uma leitura inicial de 32°C . Portanto, considera-se que o efeito da temperatura ambiente foi satisfatoriamente capturado. Noutra secção o modelo numérico detetou uma temperatura máxima de 61°C à idade $t = 1.8$ dias. Face aos resultados obtidos, as temperaturas obtidas numericamente consideram-se válidas, e portanto existe confiança suficiente para utilizá-las na determinação do campo de tensões de origem térmica.

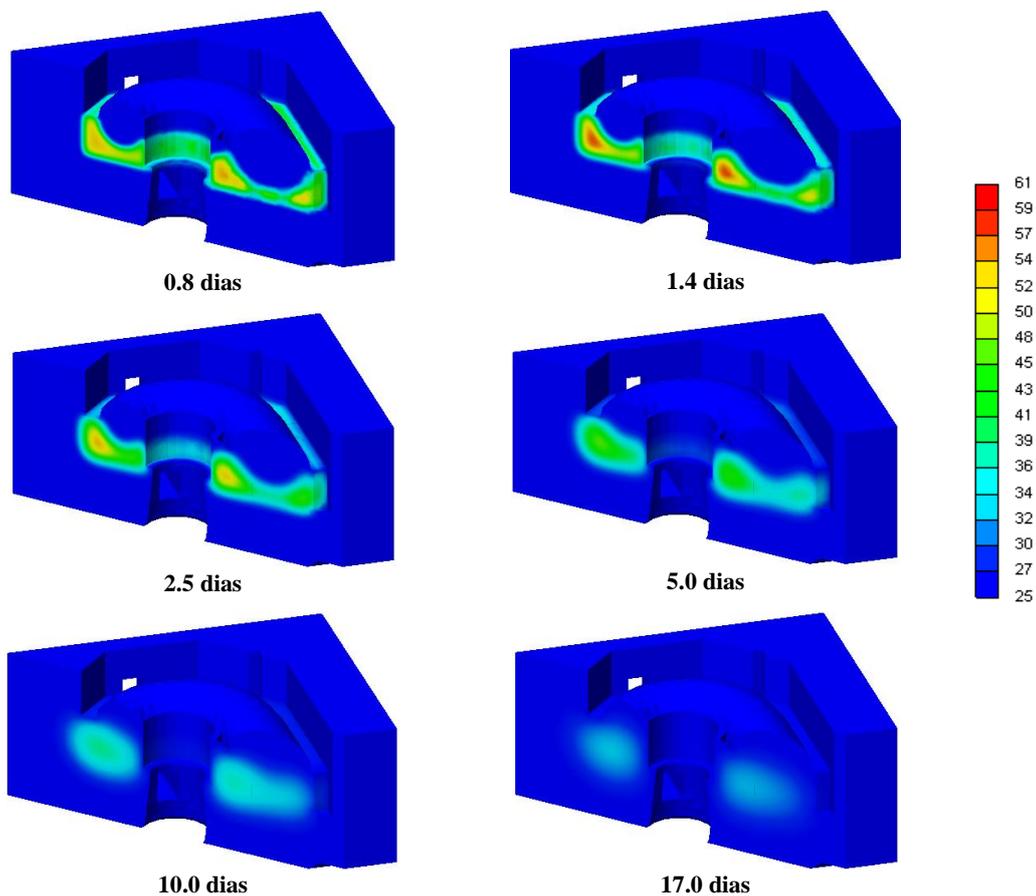


Figura 7. Temperaturas ($^\circ\text{C}$) ao longo da secção 1-1.

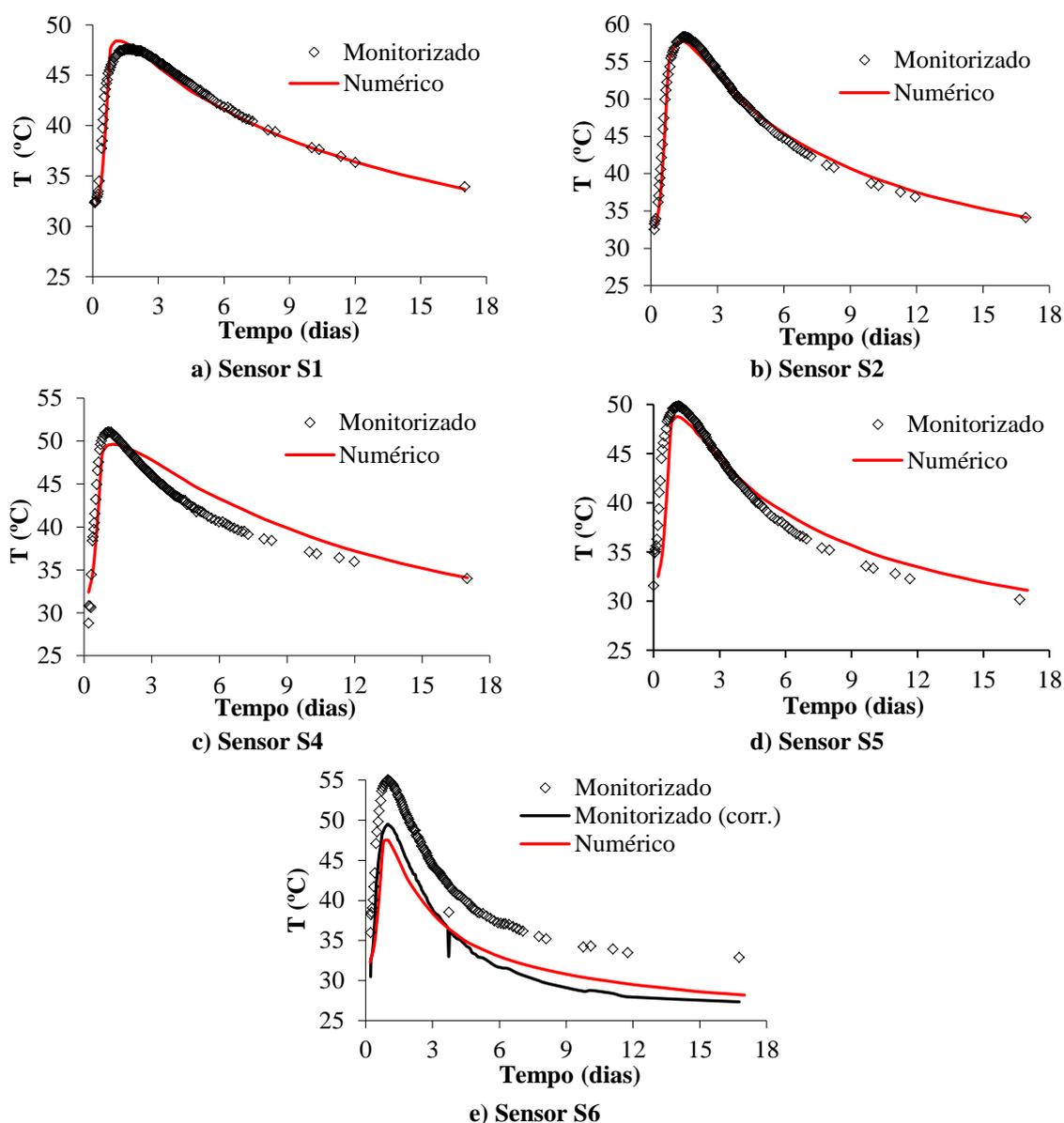


Figura 8. Temperaturas no betão jovem: numérico versus monitorizado.

3.6. Extensões e tensões

A simulação realizada com o modelo mecânico irá ser avaliada através da comparação das extensões totais obtidas numericamente com as extensões totais monitorizadas. Contudo, nas primeiras idades não existe uma metodologia 100% robusta de zeragem dos extensómetros. Este facto deve-se a duas razões: (i) dificuldade em determinar o instante de compatibilidade total entre o sensor e o betão e (ii) o extensómetro, por si só, induz uma perturbação na extensão que se pretende medir. Portanto, as extensões medidas pelos sensores Carlson estão, sem dúvida, afetadas de distúrbios que têm de ser ultrapassados através de uma abordagem

prática. Neste trabalho a zeragem dos extensómetros foi efetuada deslocando verticalmente a curva das extensões monitorizadas, de tal forma que o seu pico coincidissem com o do modelo numérico. Este pico ocorre no instante em que o betão começa a arrefecer e, portanto, já existe uma solidarização do sensor ao betão (ver detalhes em [27]). Esta metodologia permite comparar diretamente as tendências de evolução das extensões numéricas e das monitorizadas, visto que os ‘incrementos de extensão’ do betão são bem capturados após o instante de ‘compatibilidade total’. Com base nesta metodologia apresentam-se na Figura 9 as evoluções das extensões numéricas e monitorizadas para os sensores S1, S2, S4, S5 e S6.

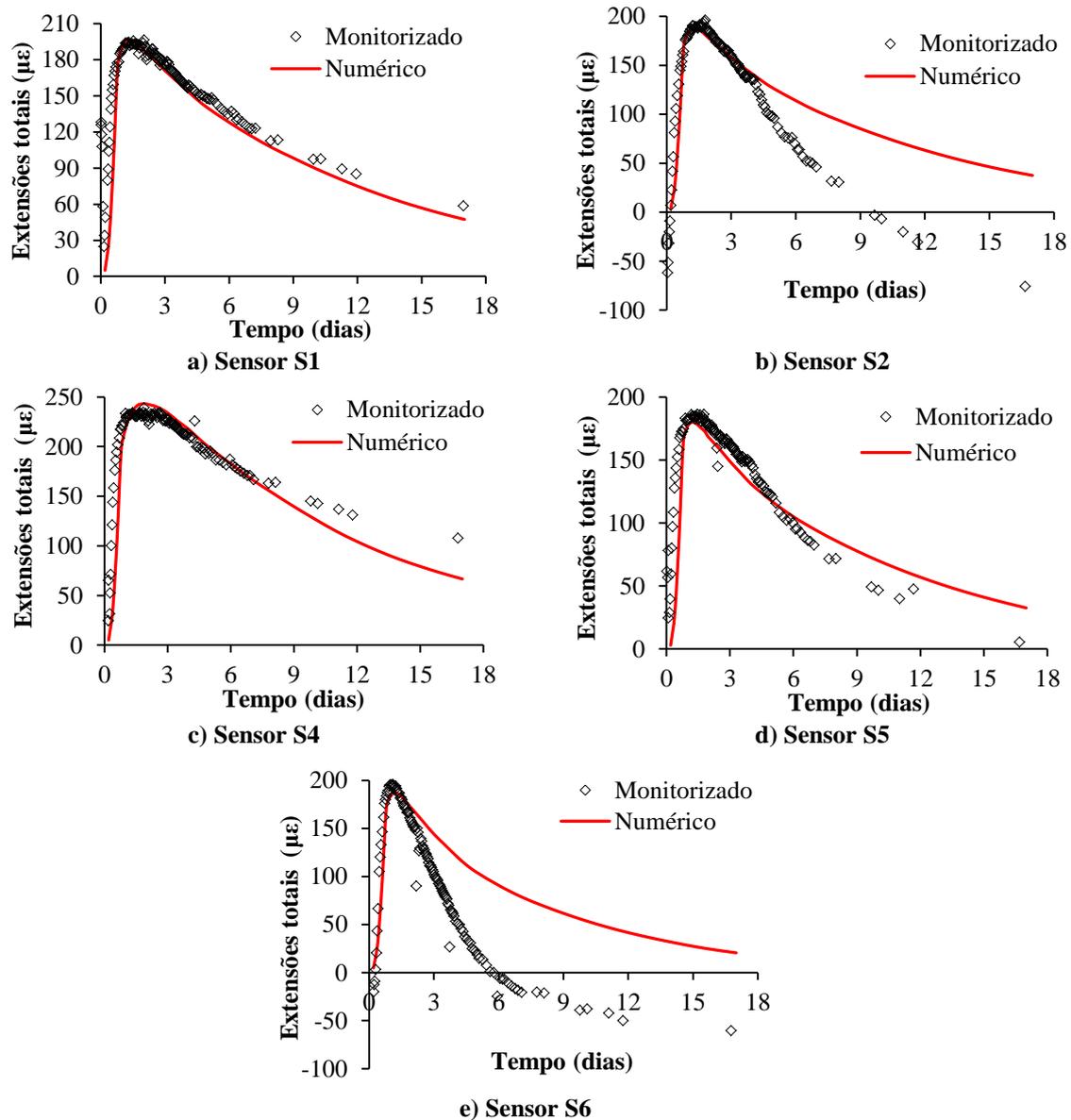


Figura 9. Extensões totais no betão jovem: numérico *versus* monitorizado.

Verifica-se uma boa concordância entre as curvas numéricas e as decorrentes da monitorização nos sensores S1, S4 e S5. Porém, no caso dos sensores S2 e S6 existe uma concordância claramente pobre. É de salientar que o sensor S6 foi provavelmente afetado por uma perturbação elétrica, pelo que não será considerado nas futuras discussões, uma vez que as suas medições podem estar comprometidas devido a esse fator imprevisto. No que respeita ao sensor S2 observa-se que nos primeiros 4 dias as previsões numéricas são bastante coerentes com as monitorizadas, mas a partir daí o modelo numérico subestima a tendência da descida da extensão monitorizada. Isto deve-se possivelmente a uma menor restrição à deformação imposta pelo betão circundante, ou em resultado de uma fenda que possa ter ocorrido perto do sensor S2.

Na Figura 10 reproduzem-se as tensões principais calculadas pelo modelo numérico junto aos sensores S2 e S3, onde se pode observar que a resistência à tração do betão f_{ct} nunca é atingida. No entanto, deve-se realçar que o sensor S3 (dispositivo corretor) foi colocado 0.10m acima do sensor S2, e que este detalhe não foi considerado no modelo numérico, pelo que as tensões reais junto ao sensor S2 poderão estar afetadas pela proximidade do extensómetro corretor. Por outro lado, destaca-se a dificuldade na medição de extensões totais nas primeiras idades, uma vez que estas dependem da solidarização dos extensómetros ao betão. Como os sensores S2 e S6 foram possivelmente afetados de perturbações indesejáveis, a comparação da evolução das extensões numéricas com as monitorizadas só pode ser realizada corretamente nos sensores S1, S4 e S5. Nestes sensores, a Figura 9 mostra que as tendências de evolução das extensões totais monitorizadas foram satisfatoriamente capturadas pelo modelo numérico. Além das extensões, as tensões do betão também dependem do modelo de fluência (devidamente calibrado com ensaios laboratoriais) e das deformações térmica e autógena – a primeira dependente do campo de temperaturas e do α_{cT} e a segunda foi caracterizada em laboratório. Portanto, considera-se que foram respeitados os requisitos necessários à obtenção de previsões numéricas satisfatórias.

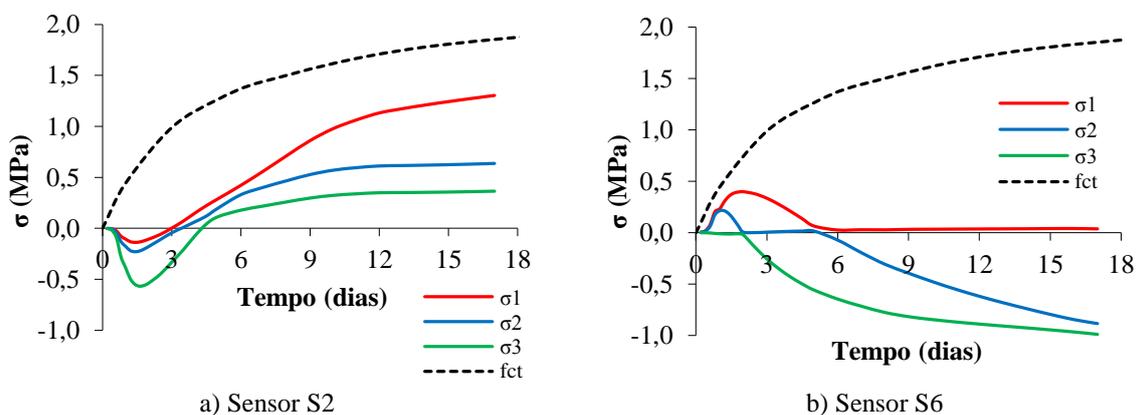


Figura 10. Evolução das tensões principais e da resistência à tração do betão.

Os mapas do desenvolvimento das tensões σ_x (radial), σ_y (vertical) and σ_z (circunferencial) estão reproduzidos na Figura 11. As tensões do betão variam significativamente devido à

evolução do campo de temperaturas introduzido pela hidratação do cimento. Durante a fase de aquecimento, que dura até aos 1.4 dias, verifica-se uma maior expansão volumétrica no núcleo do que nas superfícies e, portanto, estas últimas restringem a expansão térmica do primeiro. Por conseguinte, ocorrem tensões de tração nas superfícies e tensões de compressão no núcleo. Na fase de arrefecimento (entre os 1.4 e os 17 dias) ocorre uma maior contração volumétrica no núcleo do que nas superfícies exteriores, de modo que ocorrem tensões de compressão nas superfícies e tensões de tração no núcleo. Este comportamento já tinha sido apresentado na Figura 10 para os sensores S2 (núcleo) e S6 (superfície): S2 atinge uma tensão máxima de tração de 1.3MPa aos 17 dias, enquanto que em S6 ocorre uma tensão máxima de tração de 0.4MPa aos 1.8 dias. A Figura 11 permite ainda observar que as tensões normais são maiores na direção Z do que nas direções X e Y, de modo a direção Z constitui a direção mais desfavorável em termos das restrições volumétricas.

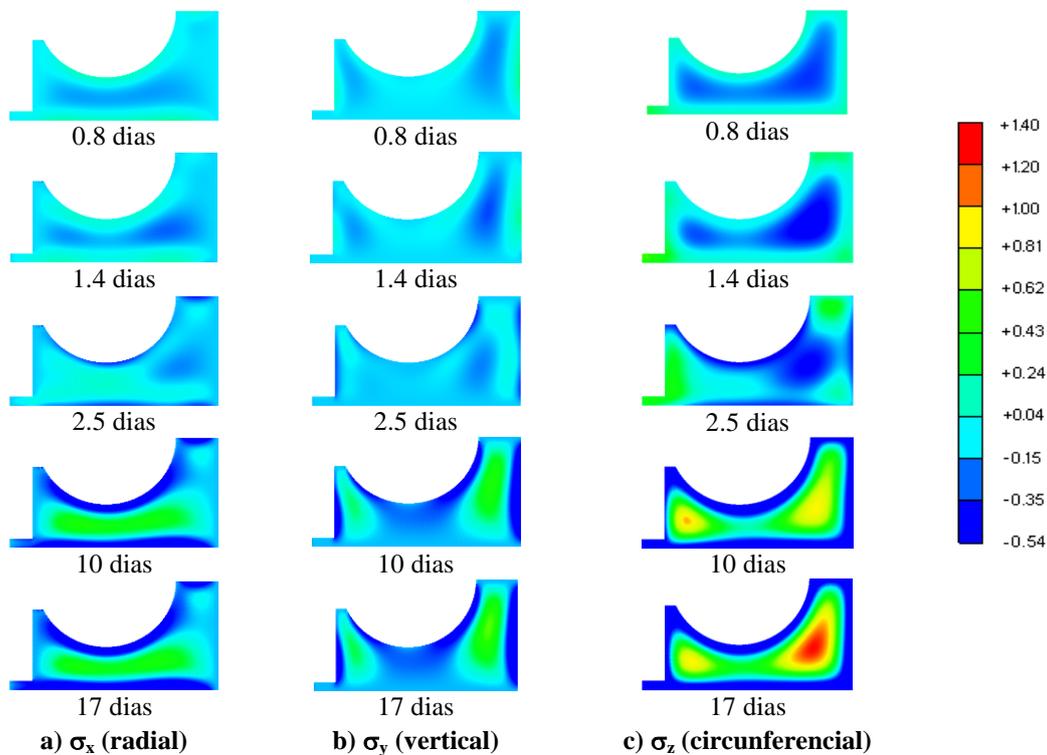


Figura 11. Tensões normais (MPa) do betão jovem na secção 1-1.

A Figura 12 contém a avaliação do índice de fendilhação IF do betão em dois instantes relevantes. Esta figura fornece também informações sobre a percentagem do volume de betão compreendido entre cada intervalo de IF (por exemplo, aos 0.8 dias de idade 35.5% do betão possui $0 < IF < 0.1$). Um $IF(t) = 1$ significa que a tensão principal máxima atingiu o valor da resistência à tração do betão (ambas no instante t). Emborg [28] sugere que um valor máximo de $IF = 0.7$ garante um risco de fendilhação razoavelmente baixo, tendo em conta as incertezas do comportamento do betão nas primeiras idades e as simplificações introduzidas

na análise mecânica. Por outro lado, as JCI Guidelines [18] recomendam um valor máximo de $IF = 0.54$, ao qual corresponde uma probabilidade de fendilhação térmica de 5%. Na Figura 12a observa-se um IF maior do que 0.7 em apenas 0.7% do volume do betão (idade $t = 0.8$ dias), e que o limite $IF = 1$ nunca é atingido. Deve-se salientar que os valores de pico observados devem-se a concentrações de tensões em ‘cantos afiados’ localizados na ‘pele’ da malha de EF. Esta potencial fendilhação superficial é insignificante, pois as tensões de tração tendem a desaparecer das superfícies durante o arrefecimento do núcleo. Todavia, prevê-se que cerca de 6.6% do volume de betão possua um IF compreendido entre 0.5 e 0.7.

A Figura 12b mostra que aos 17 dias de idade apenas 0.1% do volume de betão apresenta um $IF \geq 0.7$, mas um volume considerável de betão (~14.7%) apresenta um IF compreendido entre 0.5 e 0.7. Finalmente, realça-se que apesar de algumas regiões da camada 1 apresentarem um IF significativo, a estrutura não apresentou qualquer evidência de fendilhação térmica nas primeiras idades.

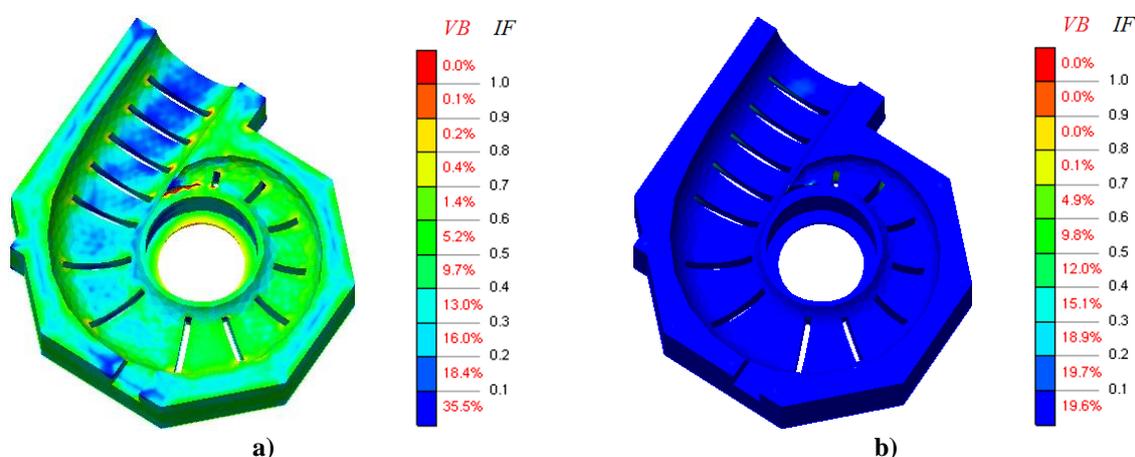


Figura 12. Índice de fendilhação (IF) para duas idades em função da percentagem de ocorrência dentro do volume de betão (VB): a) 0.8 dias; b) 17 dias.

4. CONCLUSÕES

Neste trabalho foi apresentada a análise termomecânica do envolvimento em betão da espiral da barragem da Batalha (Brasil), com enfoque na primeira camada de betonagem e durante um período de 17 dias. Este caso de estudo real permitiu descrever o comportamento nas primeiras idades deste tipo de estruturas massivas de betão. Para isso foi realizada uma caracterização laboratorial das propriedades térmicas e mecânicas do betão, bem como a medição in-situ de temperaturas e de extensões no betão por intermédio de sensores Carlson. A estratégia de modelação foi brevemente descrita, com especial ênfase na definição das propriedades dos materiais e das condições fronteira. Os resultados numéricos obtidos permitiram constatar o seguinte:

- O modelo térmico mostrou-se adequado para a previsão das temperaturas no betão, tendo em conta o calor libertado pela reação de hidratação do cimento e os fluxos através das fronteiras. As previsões numéricas das temperaturas mostraram-se bastante concordantes

com as monitorizadas in-situ, tanto em termos da tendência geral das respetivas evoluções como dos valores máximos.

- A simulação do comportamento térmico da água através da adoção de uma condutibilidade térmica efetiva revelou-se uma estratégia satisfatória.
- As evoluções das extensões monitorizadas foram razoavelmente previstas pelo modelo numérico. Contudo, destaca-se a dificuldade na definição do instante de compatibilidade total entre os extensómetros e o betão.
- O índice de fendilhação IF foi avaliado na primeira camada de betonagem do envolvimento da espiral. Em certas regiões foram previstos valores consideravelmente elevados (parcialmente relacionados com concentrações de tensões devidas a singularidades na malha de EF), mas a maior parte do volume de betão permaneceu com um valor de IF inferior a 0.7.

AGRADECIMENTOS

Agradece-se à Fundação para a Ciência e a Tecnologia o financiamento concedido às Unidades de Investigação CONSTRUCT e ISISE. Os autores agradecem ainda à Eletrobras/Furnas o fornecimento dos dados relativos à caracterização laboratorial do betão e à campanha de monitorização realizada in-situ.

REFERÊNCIAS

- [1] EM 1110-2-3001, *Engineering and Design - Planning and Design of Hydroelectric Power Plant Structures*. Washington, DC: U. S. Army Corps of Engineers, (1995).
- [2] K. Sharda, et al., “Thermal analysis of draft tube and spiral mass concrete”, *Indian Concrete Journal*. Vol. **78**, pp. 11-16, (2004).
- [3] X. Xu, Z. Ma, e H. Zhang, “Research on transient temperature of concrete surrounding spiral case and temperature effect on gaps in a hydropower station”, *Advanced Materials Research*. Vol. **163-167**, pp. 1724-1727, (2011).
- [4] X. Xu, Q. Luo, e Z. Ma, “Numerical simulation of temperature and creep of concrete surrounding spiral case in a hydraulic plant”, *Advanced Materials Research*. Vol. **194-196**, pp. 977-980, (2011).
- [5] Z. Jun, D. Ya-hui, e W. Jia-ming, “Temperature Control Research on Spiral case concrete of Xiluodu Underground Power Plant During Construction”, *Applied Mechanics and Materials*. Vol. **328**, pp. 933-941, (2013).
- [6] M. Cervera, R. Faria, J. Oliver, e T. Prato, “Numerical modelling of concrete curing, regarding hydration and temperature phenomena”, *Computers & structures*. Vol. **80 (18)**, pp. 1511-1521, (2002).
- [7] R. Faria, M. Azenha, e J. A. Figueiras, “Modelling of concrete at early ages: Application to an externally restrained slab”, *Cement and Concrete Composites*. Vol. **28 (6)**, pp. 572-585, (2006).
- [8] M. Azenha, e R. Faria, “Temperatures and stresses due to cement hydration on R/C foundation of a wind tower - A case study”, *Engineering Structures*. Vol. **30**, pp. 2392-2400, (2008).

- [9] M. Azenha, R. Lameiras, C. Sousa, e J. Barros, “Application of air cooled pipes for reduction of early age cracking risk in a massive RC wall”, *Engineering Structures*. Vol. **62-63**, pp. 148–163, (2014).
- [10] Y. Çengel, e R. Turner, *Fundamentals of Thermal-Fluid Sciences*, Second Edition, McGraw-Hill, (2005).
- [11] H. W. Reinhardt, J. Blaauwendraad, e J. Jongedijk, *Temperature development in concrete structures taking account of state dependent properties. Int. conf. concrete at early ages, Paris*, (1982).
- [12] FP. Incropera, e DP DeWitt, *Introduction to heat transfer*. New York: John Wiley & Sons, (2001).
- [13] N. Carino, N. e N. Lew, *The maturity method: from theory to application. Structures Congress & Exposition*, Washington DC, (2001).
- [14] Z. Bazant, e E. Osmand, “Double power law for basic creep of concrete, Materials and structures, Research Testing”. Vol. **9**, pp. 3-11, (1976).
- [15] TNO Diana BV, *DIANA User's Manual - Release 9.4.4*. (2011).
- [16] S. Choi, e M. Won, “Thermal Strain and Drying Shrinkage of Concrete Structures in the Field”, *ACI Materials Journal*. Vol. **107 (5)**, pp. 498-507, (2010).
- [17] J. Yeon, S. Choi, e M. Won, “In situ measurement of coefficient of thermal expansion in hardening concrete and its effect on thermal stress development”, *Construction and Building Materials*. Vol. **38**, pp. 306-315, (2013).
- [18] Japan Concrete Institute, *JCI Guidelines for Control of Cracking of Mass Concrete*. (2011).
- [19] M. Azenha, *Numerical simulation of structural behavior of concrete since its early ages*. Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Tese de Doutorado, (2009).
- [20] Y. Lee, et al., “Experimental study on the convective heat transfer coefficient of early-age concrete”, *Cement & Concrete Composites*. Vol. **31**, pp. 60-7, (2009).
- [21] Associação Brasileira de Normas Técnicas, *NBR 5735: Blast furnace slag Portland cement - Specification*. Rio de Janeiro, (1991).
- [22] K. Breugel, *Artificial cooling of hardening concrete, Concrete structures*. Delft University of Technology, (1980).
- [23] V. Baroghel-Bouny, et al., “Autogenous deformations of cement pastes Part II. W/C effects, micro-macro correlations, and threshold values”, *Cement and Concrete Research*. Vol. **36**, pp. 123-136, (2006).
- [24] Ø. Bjøntegaard, e E. Sellevold, *Autogenous and thermal deformations*. Report 25, A. Bentur, RILEM publications s.a.r.l, pp. 65-88, (2002).
- [25] D. Mottaghy, V. Hans-Dieter, e R. Schellchmidt, “Temperature dependence of the relationship of thermal diffusivity versus thermal conductivity for crystalline rocks”, *International Journal of Earth Sciences*. Vol. **97(2)**, pp. 435-442, (2008).
- [26] A. Malafaia, *Sistemas de classificação geomecânica aplicados aos taludes rochosos da UHE Batalha*. Universidade Federal do Rio de Janeiro, Tese de Mestrado, (2007).
- [27] M. Azenha, R. Faria, e D. Ferreira, “Identification of early-age concrete temperatures and strains: Monitoring and numerical simulation”, *Cement & Concrete Composites*.

- Vol. **31**, pp. 369-378, (2009).
- [28] M. Emborg, *Models and Methods for Computation of Thermal Stresses*. Report 15, R. Springenschmid, RILEM publications s.a.r.l, pp. 178-230, (1998).