Development of a methodology for simulation of the cooling coils effect: Application to an arch dam during construction

> José Conceição Rui Faria Miguel Azenha Manuel Miranda

Resumo

Nas barragens abóbada, os gradientes térmicos devidos ao calor de hidratação do cimento e à baixa condutibilidade térmica do betão conduzem a deformações volumétricas que, caso restringidas, podem originar tensões de tração significativas. Portanto, torna-se necessária a adoção de medidas de controlo da temperatura por forma a evitar a fendilhação do betão. Uma das ações mais eficazes prende-se com a adoção de serpentinas de refrigeração, que também são usadas na redução da temperatura da abóbada até à temperatura de injeção das juntas de contração. Apesar da relevância deste tema, os estudos referentes à simulação da construção de barragens abóbada são escassos na bibliografia, particularmente no que se refere à simulação numérica das serpentinas, pois as metodologias existentes, geralmente baseadas no Método dos Elementos Finitos (MEF), requerem um elevado esforço computacional ou a alteração dos códigos de análise. Para ultrapassar estas dificuldades, no presente artigo propõe-se que o efeito térmico das serpentinas seja reproduzido através de superfícies equivalentes de refrigeração.

Abstract

In arch dams the thermal gradients due to the cement heat of hydration and to the low thermal conductivity of concrete lead to significant volumetric deformations, which, if restrained, may induce the occurrence of high tensile stresses. Therefore, it is necessary the adoption of temperature control measures in order to avoid the cracking of concrete. One of the most effective interventions concerns the use of cooling coils, which are also used for reducing the dam temperature prior the injection of the contraction joints. Despite the relevance of this topic, numerical studies of arch dams during construction are quite scarce in the existing literature, particularly in what concerns the numerical simulation of the cooling coils, since the existing methodologies, usually based on the Finite Element Method, entail a high computational effort or the change of the codes of analysis. To overcome these difficulties, in this paper a new methodology is proposed, in which the coils are reproduced through equivalent cooling surfaces.

Palavras-chave: Barragens abóbada / Serpentinas de refrigeração / Simulação Keywords: Arch dams / Cooling coils / Numerical simulation numérica

Desenvolvimento de uma metodologia para a simulação do efeito das serpentinas de refrigeração: Aplicação a uma barragem abóbada durante a construção José Conceição, Rui Faria, Miguel Azenha, Manuel Miranda

José Conceição

Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto Departamento de Engenharia Civil – CONSTRUCT Porto, Portugal dec10021@fe.up.pt

Rui Faria

Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto Departamento de Engenharia Civil – CONSTRUCT Porto, Portugal rfaria@fe.up.pt

Miguel Azenha

Departamento de Engenharia Civil da Escola de Engenharia da Universidade do Minho – ISISE Guimarães, Portugal miguel.azenha@civil.uminho.pt

Manuel Miranda

Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto Departamento de Engenharia Civil Porto, Portugal manuelpinhomiranda@gmail.com

Aviso legal

As opiniões manifestadas na Revista Portuguesa de Engenharia de Estruturas são da exclusiva responsabilidade dos seus autores.

Legal notice

The views expressed in the Portuguese Journal of Structural Engineering are the sole responsibility of the authors.

CONCEIÇÃO, J. [*et al.*] – Desenvolvimento de uma metodologia para a simulação do efeito das serpentinas de refrigeração: Aplicação a uma barragem abóbada durante a construção. **Revista Portuguesa de Engenharia de Estruturas**. Ed. LNEC. Série III. n.º 9. ISSN 2183-8488. (março 2019) 45-58.

1 Introdução

Nas estruturas massivas, as tensões de origem térmica são a principal causa de fendilhação do betão nas primeiras idades [1]. O calor liberado pela hidratação do cimento conduz ao aparecimento gradientes térmicos que, por sua vez, originam deformações volumétricas; quando restringidas, geram tensões de tração suscetíveis de fendilhar o betão jovem [2-5]. No caso das barragens torna-se necessário o controlo destas tensões autoinduzidas, caso contrário a aparência, a durabilidade e a estanguidade podem ficar comprometidas [2, 5, 6]. Portanto, a avaliação das tensões geradas pelo calor de hidratação, tendo em conta os efeitos da fluência, constitui um dos aspetos mais relevantes a considerar no projeto e na construção das barragens de betão [4, 7]. Aliás, no que respeita às barragens abóbada, a simulação do comportamento termomecânico durante a construção está entre os tópicos que carecem de investigação [8]. Contudo, tanto os engenheiros como os investigadores têm dificuldade em simular numericamente a totalidade da construção das barragens abóbada [9]. Na bibliografia, as simulações tridimensionais realistas da construção de barragens abóbada são bastante incomuns, pois constituem um dos desafios mais complexos no que se refere à avaliação da segurança das estruturas [10]. As contribuições mais relevantes estão disponíveis em [9-12].

A construção de barragens abóbada com betão convencional requer blocos de tamanho limitado, de forma a evitar a ocorrência de fissuração de origem térmica [2]. Portanto, as barragens abóbadas são construídas através de blocos individuais (ver Figura 1a), separados por juntas de contração, que adotam um espaçamento de cerca de 15 m; por sua vez, cada bloco é dividido em várias camadas de betonagem, com espessuras de 1,5, 2,0 ou de 3,0 m [5, 13, 14]. Além disso, o betão nas idades jovens deve ser objeto de cura e proteção adequadas, obrigando à adoção de medidas de controlo, das quais se destacam: a refrigeração artificial prévia dos constituintes do betão (pré-refrigeração); a utilização de cimentos de baixo calor de hidratação ou de pozolanas; o uso de agregados com elevada difusibilidade e/ou com baixa deformabilidade térmica; a betonagem com camadas pouco espessas; o ajuste do cronograma construtivo, nomeadamente do intervalo entre camadas sucessivas, da diferença entre blocos adjacentes, ou a paralisação dos trabalhos (condições extremas); a proteção térmica das superfícies exteriores, isto é, a adoção de mantas térmicas e a protelação da remoção de cofragens; e a refrigeração artificial do betão (pós-refrigeração) [4, 5, 13]. Esta última medida consiste na circulação de água fria em serpentinas colocadas, em geral, sobre a superfície de cada camada (ver Figura 1b) [5, 13, 15]. Este sistema assume ainda um papel relevante na garantia da natureza monolítica da abóbada, visto que a continuidade horizontal necessária à obtenção do efeito de arco exige o enchimento das juntas de contração com calda de cimento e, por sua vez, a abertura mínima das juntas necessária à operação de injeção depende da contração volumétrica do betão promovida pela pós-refrigeração [5, 14, 15].

Do ponto de vista numérico, a simulação da pós-refrigeração constitui um dos principais desafios no que respeita ao estudo térmico das barragens abóbada durante a construção. Geralmente, o efeito das serpentinas é simulado através de modelos numéricos suportados Desenvolvimento de uma metodologia para a simulação do efeito das serpentinas de refrigeração: Aplicação a uma barragem abóbada durante a construção José Conceição, Rui Faria, Miguel Azenha, Manuel Miranda

pelo MEF, de acordo com os seguintes métodos: (i) discreto; e (ii) equivalente. Salienta-se que, nos últimos anos, vários autores têm usado tanto o método discreto [17-20] como o equivalente [10, 12, 13, 21]. O primeiro método é amplamente usado no estudo térmico das estruturas de betão, garantindo resultados de elevada precisão; porém, a sua aplicação torna-se difícil no caso de grandes barragens, visto que os tubos são reproduzidos através de EF 1D e, portanto, exigem um elevado refinamento da malha. O segundo método [4, 16] implica um menor refinamento da malha e, portanto, uma menor capacidade de processamento computacional; por este motivo é amplamente usado na engenharia de barragens; neste caso, o efeito dos tubos é traduzido por uma fonte de remoção de calor, distribuída uniformemente na massa de betão; como desvantagem, não reproduz os gradientes térmicos em torno dos tubos de refrigeração e, além disso, implica a reprogramação dos códigos MEF existentes.





Figura 1 Construção de uma barragem abóbada: a) vista geral; b) serpentinas de refrigeração

Por conseguinte, o presente artigo pretende fornecer um novo método para a simulação das serpentinas, com base em superfícies equivalentes de refrigeração, nas quais são usados EF de fronteira descritos pela lei de Newton do arrefecimento. Com isto, evita-se um esforço computacional excessivo, bem como uma alteração dos códigos de cálculo existentes. A sua adequabilidade é testada através da análise térmica de um bloco central de uma barragem abóbada construída em Portugal, para a qual existem dados relativos à monitorização *in situ* das temperaturas e à caracterização laboratorial do betão. As simulações numéricas foram realizadas através do programa DIANA FEA [17]; o problema térmico foi reproduzido por meio de um modelo transiente, que engloba a geração do calor de hidratação, tal como os fluxos para o meio ambiente e para as serpentinas. Por fim, salienta-se que a estratégia de modelação adotada é similar à reportada pelos autores em [3, 18, 19].

2 Modelo térmico

2.1 Lei de Fourier, geração de calor e condições fronteira

O campo de temperaturas é calculado a partir da equação de balanço energético [20]

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

onde *k* é a condutibilidade térmica, *T* é a temperatura, \dot{Q} diz respeito à geração interna de calor e ρc é o calor específico volumétrico. A taxa de geração interna de calor que traduz a natureza termoativada das reações de hidratação do cimento é reproduzida por meio da Lei de Arrhenius [21]

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

onde *a* é uma constante (Js⁻¹), *f* (α) é uma função que descreve a evolução da geração de calor normalizado, α corresponde ao rácio 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*_{*w*}, *E*_{*a*} é a energia de ativação aparente (Jmol⁻¹), *R* é a constante universal dos gases perfeitos (8,314 Jmol⁻¹ K⁻¹). As fronteiras térmicas são descritas pela Lei de Newton de arrefecimento [22]

$$q = h_c \left(T_b - T_a \right) \tag{3}$$

na qual *q* é fluxo de calor por unidade de área (W/m²), h_c é o coeficiente de convecção (Wm⁻² K⁻¹), T_b é a temperatura da superfície do betão, T_a é a temperatura do ar ambiente. Geralmente, o efeito da radiação é reproduzido conjuntamente com a convecção, por meio de um coeficiente h_{cr} , que substitui h_c na Equação (3) [18]. Caso as superfícies do betão não contactem diretamente com o ar, devido à utilização de cofragens ou de mantas de cura, a consideração das várias camadas de materiais (entre o betão e ar) pode ser traduzida através de um coeficiente de convecção-radiação equivalente h_{eq} [18]

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

onde A é a unidade de área na qual ocorre a transferência de calor, l_i é a espessura de cada camada, k_i é a condutibilidade térmica de cada material. A implementação computacional da Equação (1) através do MEF permite determinar o campo transiente de temperaturas.

A sua resolução numérica conduz a um problema não-linear e, portanto, o sistema global de equações é revolvido através de um processo incremental-iterativo baseado no método Newton-Raphson. O modelo térmico acima descrito está implementado no programa DIANA FEA [17], que foi usado como ferramenta no presente trabalho.

2.2 Tubos de refrigeração

2.2.1 Método discreto

A variação da temperatura da água T_{mw} ao longo do tubo (na direção z) é calculada através de [22]

$$\dot{m}_{w} c_{w} \frac{dT_{m,w}}{dz} = h_{w} P(T_{s,w} - T_{m,w})$$
(5)

onde \dot{m}_{w} é o caudal mássico da água, c_{w} é o calor específico da água, $T_{m,w}$ é a temperatura média da água, h_{w} é o coeficiente de transferência convectiva de calor entre a água e o betão, P é o perímetro da superfície do tubo e $T_{s,w}$ é a temperatura do betão – ver mais detalhes em [23]. Se $T_{s,w} > T_{m,w}$ o calor é transferido para a água e $T_{m,w}$ cresce com z; se $T_{s,w} < T_{m,w}$ ocorre o contrário. Neste método, as serpentinas são compostas por vários EF conectados de forma sequencial. Em cada passo de tempo, a temperatura da água é calculada em cada nó, começando pelos nós que correspondem à entrada do fluido. Portanto, torna-se necessária a predefinição da temperatura da água à entrada da serpentina $T_{w,n}$. Refira-se ainda que a implementação da Equação (5) pelo MEF – que se encontra disponível no DIANA FEA [17] – conduz a uma não-linearidade adicional, devido à interação térmica entre os tubos e o betão.

2.2.2 Método equivalente

Segundo Zhu [4], a equação de balanço energético Equação (1) pode ser reescrita de maneira a considerar o efeito equivalente das serpentinas de refrigeração, resultando

$$k\nabla \cdot (\nabla T) + \rho c \left[\left(T_{c,in} - T_{w,in} \right) \frac{\partial \phi}{\partial t} + \Theta_0 \frac{\partial \Psi}{\partial t} \right] = \rho c \ \dot{T}$$
(6)

onde $T_{c,in}$ é a temperatura inicial do betão, $T_{w,in}$ é a temperatura da água à entrada das serpentinas, θ_0 é a elevação da temperatura num calorímetro adiabático, $\phi(t) \in \psi(t)$ são funções que descrevem o efeito das serpentinas de refrigeração – consultar detalhes em [4].

2.2.3 Método da superfície equivalente

Tal como referido anteriormente, o método equivalente implica a resolução da Equação (6) e, desta forma, exige uma alteração dos códigos existentes; além disso, o efeito dos tubos é tido em conta através da modificação da fonte interna de calor. Consequentemente, a geração do calor de hidratação não pode ser expressa através de uma lei de Arrhenius. Ademais, a influência dos tubos está restrita à temperatura média da camada de betão; logo, os gradientes verticais (entre o plano da serpentina e o núcleo da camada) não podem ser adequadamente previstos. Por estas razões, apresenta--se uma nova metodologia, na qual a serpentina de refrigeração é

reproduzida através de uma fronteira térmica descrita pela Lei de Newton de arrefecimento, na qual o fluxo de calor $q_{_{w,eq}}$ (Wm⁻²) é traduzido por

$$q_{w,eq} = h_{w,eq} \left(T_d - T_w \right) \tag{7}$$

onde T_d é a temperatura do betão, T_w é a temperatura da água (igual a $T_{w,in}$), e $h_{w,eq}$ é o coeficiente de convecção da superfície equivalente (numa área $A_{w,eq}$). Contudo, este último coeficiente não pode ser avaliado experimentalmente – o método das superfícies equivalentes é um artifício numérico. Logo, propõe-se uma fórmula para a estimação de $h_{w,eq}$, com auxílio dos estudos [4, 16, 24], na qual

$$h_{w,eq} = \frac{\dot{m}_{w} c_{w} \times \left[1 - (1 - g) \times e^{-\xi}\right] \times (1 - e^{-2.70\xi})}{A_{wea}}$$
(8)

tendo em conta que

$$\xi = \frac{k_b L}{c_w \, \rho_w \, q_w} \tag{9}$$

$$g = \frac{\ln(100)}{\ln(b/r_e) + (k_c/k_p) \times \ln(r_e/r_i)}$$
(10)

$$b = \sqrt{1,07S_hS_v/\pi}$$
 (arranjo retangular dos tubos) (11)

onde \dot{m}_w (kgs⁻¹) é o caudal mássico da água, c_w (Jkg⁻¹ K⁻¹) é o calor específico da água, ρ_w é a massa volúmica da água (kg/m³), k_c (Wm⁻¹ K⁻¹) é a condutibilidade térmica do betão, L (m) é o comprimento da serpentina, q_w (m³/s) é o caudal da água, b (m) é o raio do cilindro equivalente de betão refrigerado por cada serpentina, r_e (m) é o raio exterior dos tubos, r_i (m) é o raio interior dos tubos, k_p é a condutibilidade térmica dos tubos, S_h (m) é o espaçamento horizontal, e S_v (m) é o espaçamento vertical.

Em seguida, pretende-se validar o método da superfície equivalente (SE), comparando suas previsões com os resultados obtidos pelo método discreto (MD). Para esse fim, considerou-se um bloco de betão composto por duas camadas de 2 m de espessura, refrigeradas por uma serpentina de polietileno. Trata-se de um bloco com 19,0 × 19,0 m² de dimensões em planta e uma altura de 2,0 m, cujas superfícies exteriores definem fronteiras adiabáticas (ver Figura 2). Para a condutibilidade térmica e o calor específico do betão assumiu-se $k_c = 2,6 \text{ Wm}^{-1} \text{ K}^{-1} \text{ e } \rho_c c_c = 2087 \text{ kJm}^{-3} \text{ K}^{-1}$. A serpentina considerou as características seguintes: $S_{h} = S_{v} = 2$ m, L = 200 m, $k_{\rm p} = 0,46 \ {\rm Wm^{-1}} \ {\rm K^{-1}}, \ r_{\rm e} = 0,0125 \ {\rm m}, \ r_{\rm i} = 0,0102 \ {\rm m}, \ \rho_{\rm w} = 998,4 \ {\rm kgm^{-3}},$ $v'_{w} = 0,6 \text{ ms}^{-1}, c_{w} = 4188,5 \text{ Jkg}^{-1} \text{ K}^{-1}, \dot{m}_{w} = 0,1958 \text{ kgs}^{-1} \text{ e } T_{win} = 20 \text{ °C}.$ Em vista do objetivo exposto, o efeito da serpentina foi analisado através de dois modelos numéricos distintos: o modelo MD (método discreto) descreve a serpentina através de EF lineares de 2 nós, nos quais $\dot{m}_{w} = 0,1958 \text{ kgs}^{-1} \text{ e} h_{w} = 179,2 \text{ Wm}^{-2} \text{ K}^{-1} - \text{este último}$ coeficiente foi avaliado por meio de fórmulas disponíveis em [28]; o modelo SE (superfície equivalente) reproduz o efeito serpentina através de EF quadriláteros de 4 nós, que assumiram um coeficiente de convecção $h_{wea} = 1,67 \text{ Wm}^{-2} \text{ K}^{-1}$ em conformidade com a Equação (8). Ademais, importa referir que os modelos MD e SE foram avaliados nos seguintes cenários: (i) refrigeração final, na qual T_{cin} = 40 °C; (ii) refrigeração inicial, na qual $T_{cin} = 20$ °C e $\theta(t)$ igual a [t(dias), $\theta(t)$] = [0,00; 20,00], [0,01; 20,20], [0,10; 22,00], [0,20; 23,70], [0,30;

José Conceição, Rui Faria, Miguel Azenha, Manuel Miranda





Figura 3 Evolução da temperatura do betão: a) ponto P1; b) ponto P2

25,20], [0,50; 27,60], [1,00; 31,70], [1,15; 33,90], [2,00; 35,20], [3,00; 36,70], [4,00; 37,60], [5,00; 38,30], [6,00; 38,80], [7,00; 39,40], [10,00; 40,60], [15,00; 42,00], [20,00; 42,9], [25,00; 43,4], [30,00; 43,70], [40,00; 43,90], [50,00; 44,00] e [60,00; 44,10]. Para estes cenários, apresentam-se na Figura 3 as evoluções da temperatura no núcleo da camada (ponto P1, a 1 m serpentina) e num ponto a meia distância entre o núcleo e o plano da serpentina (ponto P2, a 0,5 m da serpentina); as linhas azul e vermelha correspondem aos cenários (*i*) e (*ii*), respetivamente; o cenário (*ii*) é ainda denotado pela letra "H", em correspondência com "hidratação do cimento". Os resultados obtidos evidenciam uma boa concordância entre as curvas MD e SE, com desvios máximos de 0,3 °C e de 0,8 °C nos pontos P1 e P2, respetivamente. Portanto, o método da superfície equivalente encontra-se validado.

3 Aplicação: barragem abóbada durante a construção

3.1 Descrição geral

As estratégias numéricas descritas no capítulo anterior serão utilizadas para prever o comportamento térmico de um bloco central de uma barragem abóbada, construída no norte de Portugal. Este bloco possui 111 m de altura (entre as cotas 113 e 224) e uma espessura que varia entre 30,5 m e 8,15 m; além disso, possui 17 m de largura. A operação de betonagem foi dividida em 60 camadas, durante cerca de ~672dias (ver Quadro 1). Isto significa que a consola foi maioritariamente construída com camadas de 2 m de espessura – exceto junto à fundação e ao coroamento. As cofragens foram mantidas durante os primeiros 3-4 dias de idade do betão; no entanto, durante o inverno, as operações de remoção foram adiadas até aos 7 dias. A pós-refrigeração foi usada na redução do pico de temperatura durante as primeiras idades do betão (refrigeração inicial), bem como na redução uniforme da temperatura da barragem necessária à injeção das juntas de contração (refrigeração intermédia e/ou final). Para isso, usaram-se serpentinas de polietileno com 1 polegada. Estes tubos adotaram um espaçamento horizontal de ~1,9 m (10 ramos) e um espaçamento vertical máximo de 2,0 m. A fase inicial de refrigeração decorreu entre os 4-20 dias de idade do betão, através da circulação de água natural do rio. Entre as cotas 113 e 146 foi igualmente realizada uma refrigeração intermédia com água do rio, que teve início aos ~272 dias e durou cerca de 30 dias. A refrigeração final foi realizada aos ~568dias com água refrigerada a ~5 °C ou com água natural do rio, dependendo se a temperatura do betão estava ou não próxima da desejável. Por fim, deve-se notar que o estudo está restrito a ~766 dias, isto é, o período necessário para ter em conta a presença dos blocos adjacentes e a pós-refrigeração.

José Conceição, Rui Faria, Miguel Azenha, Manuel Miranda

Quadro 1 Faseamento construtivo	(células a negrito foram estimadas)
---------------------------------	-------------------------------------

Camada	Cota	Betonagem (d)	Descofragem (d)	Т _{с,in} (°С)	Camada	Cota	Betonagem (d)	Descofragem (d)	Т _{с,in} (°С)
1	113-114,15	0,0	3,5	21,5	31	170-172	247,3	254,3	10,0
2	114,15-115	8,5	12,0	21,8	32	172-174	258,8	265,8	10,0
3	115-116	20,0	23,5	25,0	33	174-176	267,6	274,6	13,6
4	116-118	33,8	37,3	25,0	34	176-178	279,3	286,3	17,3
5	118-120	41,3	44,8	25,0	35	178-180	292,4	299,4	16,6
6	120-122	49,1	52,6	25,0	36	180-182	301,4	304,9	21,2
7	122-124	56,0	59,5	25,0	37	182-184	307,1	310,6	18,8
8	124-126	63,3	66,8	25,0	38	184-186	315,9	319,4	16,8
9	126-128	71,5	75,0	25,0	39	186-188	325,5	329,0	16,2
10	128-130	83,1	86,6	25,0	40	188-190	338,3	341,8	18,5
11	130-132	92,4	95,9	22,9	41	190-192	346,7	350,2	24,0
12	132-134	99,4	102,9	25,0	42	192-194	353,7	357,2	16,1
13	134-136	106,4	109,9	25,0	43	194-196	363,4	366,9	25,0
14	136-138	112,7	116,2	23,9	44	196-198	372,0	375,5	24,3
15	138-140	120,0	123,5	25,0	45	198-200	386,7	390,2	19,0
16	140-142	126,6	130,1	25,0	46	200-202	401,5	405,0	24,1
17	142-144	134,2	137,7	25,0	47	202-204	415,5	419,0	25,0
18	144-146	142,3	145,8	19,5	48	204-206	429,5	433,0	24,9
19	146-148	149,4	152,9	19,1	49	206-207,5	443,8	447,3	25,0
20	148-150	160,3	163,8	15,6	50	207,5-209	457,7	461,2	21,7
21	150-152	168,6	172,1	15,0	51	209-210,5	472,4	475,9	25,0
22	152-154	176,1	183,1	16,8	52	210,5-212	485,9	489.,4	22,7
23	154-156	183,4	190,4	15,4	53	212-213,5	500,1	503,6	22,4
24	156-158	189,5	196,5	14,5	54	213.5-215	514,6	518,1	14,3
25	158-160	195,4	202,4	17,2	55	215-216,5	538,2	541,7	16,0
26	160-162	203,3	210,3	13,2	56	216,5-218,5	554,2	561,2	13,8
27	162-164	216,7	223,7	12,3	57	218,5-219,5	569,4	576,4	18,3
28	164-166	224,1	231,1	10,0	58	219,5-220,5	583,6	590,6	10,0
29	166-168	231,2	238,2	12,3	59	220,5-222,5	654,2	661,2	15,4
30	168-170	239,3	246,3	13,5	60	222,5-224	672,2	675,7	16,5

Refrigeração inicial/ intermédia Refrigeração final Cota Serp, Início-Fim T_{w,in} (°C) h_{w,eq} (Wm⁻²K⁻¹) h_{w,eq} (Wm⁻²K⁻¹) (m) (m) Início-Fim T_{w,in} (°C) (m/s) (Wm⁻¹K⁻¹) (m/s) (Wm⁻¹K⁻¹) (dias) (dias) 1 114,15 315,1 1,88 12,5-28,5 21,3 0,6 179,2 1,36 567,7-657,9 5,3 0,6 179,2 1,36 2 1,88 37,8-53,8 24,1 0,6 179,2 5,3 0,6 179,2 1,35 116 316,1 1,35 567,7-657,9 3 118 45,3-61,3 179,2 179,2 317,2 1,88 24,7 0,6 1,34 567,7-657,9 5,3 0,6 1,34 4 318,3 25,3 120 1,88 53,1-69,1 0,6 179,2 1,33 567,7-657,9 5,3 0,6 179,2 1,33 5 122 319,4 1,88 60,0-76,0 25,8 179,2 567,7-657,9 179,2 1,32 0,6 1,32 5,3 0,6 6 124 320,3 67,3-83,3 26,1 179,2 0,6 179,2 1,31 1,89 0,6 1,31 567,7-657,9 5,3 7 1,31 126 320,7 1,89 75,5-91,5 26,4 0,6 179,2 1,31 567,7-657,9 5,3 0,6 179,2 8 128 320,8 1,89 87,1-103,1 26,4 0,6 179,2 1,30 567,7-657,9 5,3 0,6 179,2 1,30 9 130 320,7 1,89 96,4-112,4 26,2 0,6 179,2 1,30 567,7-657,9 5,3 0,6 179,2 1,30 10 1,90 26,0 179,2 132 320,1 103,4-119,4 0,6 1,30 567,7-657,9 5,3 0,6 179,2 1,30 11 134 318,7 1,90 110,4-126,4 25,6 179,2 567,7-657,9 0,6 179,2 1,30 0,6 1,30 5,3 12 136 317,0 1,90 116,7-132,7 25,2 0,6 179,2 1,30 567,7-657,9 5,3 0,6 179,2 1,30 124,0-140,0 13 1,90 179,2 0,5 1,15 138 314,7 24,6 0,6 1,31 567,7-652,9 5,3 175,5 14 140 312,1 1,90 130,6-146,6 24,0 0,6 179,2 1,31 567,7-652,9 5,3 0,5 175,5 1,14 15 142 309,0 1,90 138,2-154,2 23,2 0,6 179,2 1,32 567,7-652,9 5,3 175,5 1,15 16 144 305,8 1,91 146,3-162,3 21,2 0,6 179,2 1,33 567,7-652,9 5,3 0,5 175,5 1,16 17 146 302,4 1,91 153,4-169,4 18,4 0,6 179,2 567,7-652,9 0,5 175,5 1,16 1,34 5,3 18 148 298,4 1,91 164,3-180,3 16,8 0,6 179,2 1,35 567,7-652,9 5,3 0,5 175,5 1,18 294,0 19 1,91 12,2 179,2 0,5 1,19 150 172,6-188,6 0,6 1,36 567,7-652,9 5,3 175,5 20 152 289,4 1,91 180,1-196,1 12,3 0,6 179,2 1,38 567,7-652,9 5,3 0,5 175,5 1,20 21 567,7-652,9 154 284,6 1,91 187,4-203,4 11,3 0,6 179,2 1,39 5.3 0.5 175,5 1,22 567,7-630,8 \ 193,5-209,5 22 156 279,8 1,91 11,5 0,6 179,2 1,41 7,8 \ 3,4 0,5 \ 0,6 175,5 \ 179,2 1,23 \1,41 645,8-652,8 567,7-630,8 \ 23 158 274,5 1,91 199,4-215,4 11,2 0,6 179,2 1,43 7,8 \ 3,4 0,5 \ 0,6 175,5 \ 179,2 1,25 \ 1,43 645,8-652,8 567,7-630,8 \ 24 160 269,1 1,91 207,3-223,3 10,8 0,6 179,2 1,45 7,8 \ 3,4 0,5 \ 0,6 175,5 \ 179,2 1,27 \ 1,45 645,8-652,8 567,7-630,8 \ 25 162 263,9 1,91 220,7-236,7 11,0 0,6 179,2 1,47 7,8 \ 3,4 0,5 \ 0,6 175,5 \ 179,2 1,29 \ 1,47 645,8-652,8 567,7-630,8 \ 26 164 258,3 1,91 228,1-244,1 11,4 0,6 179,2 1,49 7,8 \ 3,4 0,5 \ 0,6 175,5 \ 179,2 1,31 \ 1,49 645,8-652,8 567,7-630,8 \ 27 166 253.1 1,91 235,2-251,2 12,1 0.6 179,2 1,51 7,8 \ 3,4 0,5 \ 0,6 175,5 \ 179,2 1,33 \ 1,51 645,8-652,8 567,7-630,8 \ 28 168 247.6 1,91 243.3-259.3 13.0 0,6 179,2 1,53 7,8 \ 3,4 0,5 \ 0,6 175,5 \ 179,2 1,35 \ 1,53 645,8-652,8 567,7-630,8 \ 29 170 241,7 1,91 251,3-267,3 15,2 0,6 179,2 1,56 7,8 \ 3,4 0,5 \ 0,6 175,5 \ 179,2 1,38 \ 1,56 645,8-652,8

Quadro 2 Refrigeração artificial (valores a negrito foram estimados)

Serp, Cota		<i>L</i> (m)	s, (m)	Refrigeração inicial/ intermédia				Refrigeração final					
	Cota			Início-Fim (dias)	T _{w,in} (°C)	v (m/s)	<i>h</i> _w (Wm ⁻¹ K ⁻¹)	<i>h</i> (Wm ⁻² K ⁻¹)	Início-Fim (dias)	T _{w,in} (°C)	v (m/s)	<i>h</i> (Wm ^{−1} K ^{−1})	<i>h</i> (Wm ⁻² K ⁻¹)
30	172	235,8	1,91	262,8-278,8	16,5	0,6	179,2	1,58	567,7-630,8 \ 645,8-652,8	7,8 \ 3,4	0,5 \ 0,6	175,5 \ 179,2	1,40 \ 1,58
31	174	229,9	1,91	271,6-287,6	15,1	0,6	179,2	1,61	567,7-630,8 \ 645,8-652,8	7,8 \ 3,4	0,5 \ 0,6	175,5 \ 179,2	1,43 \ 1,61
32	176	224,1	1,91	283,3-299,3	14,6	0,5	175,5	1,46	567,7-652,7	6,7	0,6	179,2	1,63
33	178	218,4	1,91	296,4-312,4	16,4	0,6	179,2	1,67	567,7-652,7	6,7	0,6	179,2	1,67
34	180	212,7	1,91	305,4-321,4	16,0	0,6	179,2	1,69	567,7-652,7	6,7	0,6	179,2	1,69
35	182	207,0	1,90	311,1-327,1	15,3	0,5	175,5	1,55	567,7-589,7	13,9	0,34	165,6	1,17
36	184	201,4	1,90	319,9-335,9	15,1	0,5	175,5	1,58	567,7-589,7	13,9	0,34	165,6	1,20
37	186	195,6	1,90	329,5-345,5	15,4	0,5	175,5	1,61	567,7-589,7	13,9	0,34	165,6	1,23
38	188	189,7	1,90	342,3-358,3	20,0	0,6	179,2	1,82	567,7-589,7	13,9	0,34	165,6	1,26
39	190	184,1	1,89	350,7-366,7	22,0	0,6	179,2	1,86	567,7-589,7	13,9	0,34	165,6	1,30
40	192	178,4	1,89	357,7-373,7	23,1	0,6	179,2	1,89	567,7-589,7	13,9	0,34	165,6	1,33
41	194	172,6	1,89	367,4-383,4	23,3	0,6	179,2	1,93	567,7-589,7	13,9	0,34	165,6	1,37
42	196	166,7	1,88	376,0-392,0	23,3	0,6	179,2	1,97					
43	198	160,9	1,88	390,7-406,7	24,8	0,6	179,2	2,01					
44	200	155,4	1,88	405,5-421,5	26,1	0,6	179,2	2,05					
45	202	149,4	1,87	419,5-435,5	26,3	0,6	179,2	2,10					
46	204	143,3	1,87	433,5-449,5	27,2	0,6	179,2	2,14					
47	206	137,3	1,86	447,8-463,8	26,5	0,6	179,2	2,19					
48	207,5	133,0	1,86	461,7-477,7	26,2	0,6	179,2	2,27					
49	209	128,9	1,86	476,4-492,4	26,0	0,6	179,2	2,30					
50	210,5	124,7	1,85	489,9-505,9	23,0	0,6	179,2	2,34					
51	212	120,4	1,85	504,1-520,1	21,1	0,6	179,2	2,38					
52	213,5	115,9	1,85	518,6-534,6	14,6	0,6	179,2	2,43					
53	215	111,9	1,84	542,2-558,2	12,5	0,6	179,2	2,47					
54	216,5	108,1	1,84	558,2-574,2	13,3	0,6	179,2	2,51					
55	218,5	102,8	1,84	573,4-589,4	12,6	0,6	179,2	2,52					
56	220,5	97,5	1,83	658,2-674,2	8,5	0,6	179,2	2,58					
57	222.5	92.8	1.83	676.2-692.2	8.5	0.6	179.2	2.64					

Quadro 2 Refrigeração artificial (valores a negrito foram estimados) (continuação)

Refrigeração inicial/ intermédia Refrigeração final S Serp, Cota T_{w,in} (°C) h_{w,eq} (Wm⁻²K⁻¹) T_{w,in} (°C) h_{w,eq} (Wm⁻²K⁻¹) (m) (m) Início-Fim v (m/s) h__ Início-Fim h_w V_w (Wm⁻¹K⁻¹) (m/̈́s) (dias) $(Wm^{-1}K^{-1})$ (dias) 1,88 271,6-301,4 14,8 0,6 1 114,15 315,1 179,2 1,36 2 116 316,1 1,88 271,6-301,4 14.8 0.6 179.2 1.35 3 118 317,2 1,88 271,6-301,4 14,8 0,6 179,2 1,34 4 120 318,3 1,88 271,6-301,4 14,8 0,6 179,2 1,33 5 122 319,4 271,6-301,4 14,8 0,6 179,2 1,32 1,88 6 124 320,3 1,89 271,6-301,4 14,8 0,6 179,2 1,31 7 126 320,7 1,89 271,6-301,4 14,8 0,6 179,2 1,31 8 128 320,8 271,6-301,4 14,8 0,6 179,2 1,30 1,89 9 130 320,7 1,89 271,6-301,4 14,8 0,6 179,2 1,30 10 132 320,1 1,90 271,6-301,4 14,8 0,6 179,2 1,30 11 134 318,7 271,6-301,4 14,8 0,6 179,2 1,30 1,90 12 179,2 136 317,0 1,90 271,6-301,4 14,8 0,6 1,30 13 138 314,7 1,90 271,6-301,4 14,8 0,6 179,2 1,31 14 140 312,1 1,90 271,6-301,4 14,8 0,6 179,2 1,31 15 142 309,0 1,90 271,6-301,4 14,8 0,6 179,2 1,32 16 144 305,8 1,91 271,6-301,4 14,8 0,6 179,2 1,33 17 146 302,4 1,91 271,6-301,4 14,8 0.6 179.2 1,34

Quadro 2 Refrigeração artificial (valores a negrito foram estimados) (continuação)

3.2 Estratégia de modelação

As evoluções das temperaturas foram simuladas através de análises térmicas faseadas e com recurso a uma discretização 3D. Ademais, realça-se que o efeito das serpentinas de refrigeração foi estudado de acordo com dois métodos distintos: o primeiro representa as serpentinas através de EF lineares de 2 nós (método discreto); a segundo adota EF de fronteira, compostos por quadriláteros de 4 nós, nos planos das serpentinas (superfícies equivalentes). Portanto, estas duas metodologias foram incorporadas em dois modelos independentes que, por uma razão de clareza, se denominam de modelo MD (método discreto) e de modelo SE (superfícies equivalentes). Em relação ao modelo MD, a análise térmica utilizou 49896 EF hexaédricos de 8 nós para o betão (60 camadas de betonagem), 4222 EF hexaédricos de 8 nós para a fundação, EF quadriláteros de 4 nós nas fronteiras térmicas, e EF de 2 nós para os tubos de refrigeração. Por sua vez, o modelo SE é composto por 5862 EF hexaédricos de 8 nós para o betão (60 camadas), 1188 EF hexaédricos de 8 nós para a fundação, EF quadriláteros de 4 nós nas fronteiras térmicas, e EF quadriláteros de 4 nós para representar as superfícies equivalentes de refrigeração. Nas Figuras 4 e 5 encontram-se as malhas de EF adotadas.



Figura 4 Malha do modelo MD (método discreto): a) vista geral; b) serpentinas (detalhe)

José Conceição, Rui Faria, Miguel Azenha, Manuel Miranda



Figura 5 Malha do modelo SE (superfícies equivalentes): a) vista geral; b) serpentinas (detalhe)

Acrescenta-se ainda uma observação importante relativamente ao refinamento da malha: o número de EF foi mantido o menor possível, tentando não comprometer os resultados e evitando um esforço computacional excessivo. Ademais, o objetivo do trabalho reside na determinação da evolução geral do comportamento térmico da barragem e, isto posto, não se pretende um estudo detalhado do

controlo da fendilhação térmica. As galerias não foram discretizadas, pois não se obtiveram informações sobre a temperatura do ar no interior e sobre as datas de remoção das suas cofragens; adotou-se ainda uma simplificação geométrica na parte superior do bloco, onde se desprezou o descarregador de cheias existente – no seu lugar assumiu-se a forma teórica delimitada pelos arcos da abóbada. As propriedades do bloco foram consideradas uniformes e iguais ao betão do núcleo.

Em ambos os modelos foram assumidas 4 fronteiras térmicas: (i) fronteira 1, superfícies de betão ou da fundação em contacto com o ar, assumindo um coeficiente de convecção-radiação h... (Figura 6a) estimado segundo [25], e tendo em conta a velocidade média diária do vento v_{vento} (Figura 6b) registada na estação meteorológica mais próxima – a cerca de 6 km da barragem, mas com \sim 360 m de diferença em altitude; (*ii*) fronteira 2, superfícies de betão em contacto com camadas dos blocos adjacentes e superfícies dos planos mais distantes da fundação, nas quais os fluxos de calor são nulos (condição adiabática); (iii) fronteira 3, superfícies de betão com cofragens de madeira (20 mm de espessura), onde o coeficiente h_{cof} (Figura 6c) foi avaliado a partir da Equação (4); (iv) fronteira 4, superfícies de betão protegidas por mantas de geotêxtil com 4 mm de espessura (condutibilidade de 0,10 Wm⁻¹ K⁻¹), cujo coeficiente h_{ac} foi calculado através da Equação (4). Nestas últimas, a especificações construtivas referiam que as superfícies deveriam ser protegidas para temperaturas mínimas do ar inferiores a + 1 °C. A temperatura média diária do ar T_{a} (Figura 6d) foi estimada a partir da estação meteorológica mais próxima. A temperatura de colocação do betão T_{cin} (Quadro 1) foi prevista tendo em conta as premissas



Figura 6 Fronteiras térmicas: a) h_{cr} ; b) v_{vento} ; c) h_{cof} ; d) T_{a}



seguintes: (i) a temperatura da mistura do betão calculada de acordo com [13]; (ii) as temperaturas máxima e mínima de colocação de 25 °C (adição de gelo, caso necessário) e de 10 °C, respetivamente; (*iii*) a fabricação/transporte do betão implicavam um agravamento de + 2 °C na temperatura calculada em (*i*). Para a fundação foi adotada uma temperatura inicial de 14,8 °C, em correspondência com a temperatura média anual do ar. As análises foram realizadas em 289 fases, cobrindo um período de ~766 dias, com 2565 passos de tempo (de 1 hora a 1 dia). Apesar de o artigo conter apenas dados relativos às análises térmicas (por razão de concisão), as malhas de EF foram igualmente usadas na previsão do comportamento mecânico do bloco da barragem. Os tempos de cálculo decorrentes das análises termomecânicas dos modelos MD e SE foram 11,1 horas e 125,7 horas, respetivamente.

3.3 Propriedades dos materiais

A composição do betão inclui 110 kg/m³ de cimento CEM I 42,5R, 110 kg/m³ de cinza volante (classe F), 124 kg/m³ de água (relação água/ligante = 0,56), 552 kg/m³ de areia (granito), 1400 kg/m³ de brita (granito, $D_{max} = 150$ mm) e 0,88 kg/m³ de adjuvante (Pozzolith 398 N). A geração de calor de hidratação foi caraterizada através de calorimétrica isotérmica, da qual se obtiveram os resultados seguintes: $E_{2} = 39,7501 \text{ kJmol}^{-1}, a = 1,1363 \times 10^{10} \text{ W},$ $Q_{\infty} = 5,0244 \times 10^7 \text{ Jm}^{-3} \text{ e} f(\alpha) \text{ igual a } [\alpha, f(\alpha)] = [0,00; 0,000], [0,05;$ 0,633], [0,10; 0,898], [0,15; 0,986], [0,20; 0,991], [0,25; 0,896], [0,30; 0,768], [0,35; 0,616], [0,40; 0,435], [0,45; 0,271], [0,50; 0,154], [0,55; 0,099], [0,60; 0,072], [0,65; 0,053], [0,70; 0,041], [0,75, 0,032], [0,80; 0,026], [0,85; 0,180], [0,90; 0,008], [0,95; 0,004] 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 nos valores propostos por [26], resultando os valores: $k_c = 2,6 \text{ Wm}^{-1} \text{ K}^{-1} \text{ e } \rho_c c_c = 2087 \text{ kJm}^{-3} \text{ K}^{-1}$. Para o maciço granítico de fundação assumiram-se como propriedades térmicas: $k_r = 3,0 \text{ Wm}^{-1} \text{ K}^{-1}$ e $\rho_f c_f = 1882,5 \text{ kJm}^{-3} \text{ K}^{-1}$ [26]. No modelo MD, os coeficientes h, foram calculados através das velocidades de circulação monitorizadas (ver Quadro 2) e de fórmulas analíticas disponíveis na referência [20] para escoamentos turbulentos em tubos lisos; a temperatura da água à entrada T_{win} foi considerada constante e igual ao valor médio monitorizado no período de refrigeração. No modelo SE, os coeficientes $h_{w,eq}$ foram calculados através da Equação (8). Em ambos os modelos, os caudais mássicos da água foram considerados iguais a 0,1958 kg/s, 0,1632 kg/s, e 0,1110 kg/s, para velocidades de circulação de 0,6 m/s, 0,5 m/s e 0,34 m/s, respetivamente; para o calor específico da água foi adotado o valor $c_{\rm w} = 4188,5 \,{\rm Jkg^{-1} \, K^{-1}}.$

3.4 Resultados e discussão

A comparação dos resultados dos modelos (MD e SE) com as evoluções de temperatura 7 registadas em 6 sensores (MON) colocados em obra pode ser observada na Figura 7. Estes sensores foram instalados, a diferentes cotas, no núcleo das camadas do bloco. Importa ainda referir que os sensores S1, S2 e S3 dizem respeito a camadas betonadas no outono; o sensor S4 foi instalado

no inverno; ao passo que os sensores S5 e S6 foram posicionados na primavera – ver a evolução da temperatura média do ar *TMD*. Em geral, verifica-se uma clara concordância entre as curvas numéricas e monitorizadas, quer em termos das tendências de evolução, quer das magnitudes dos valores máximos. Além disso, constata-se uma coerência bastante satisfatória entre as temperaturas numéricas previstas pelos modelos MD e SE, com diferenças máximas de 3,4 °C, 2,5 °C, 2,3 °C, 2,3 °C, 2,5 °C e 2,4 °C para os sensores S1, S2, S3, S4, S5 e S6, respetivamente. Contudo, no final da construção, a diferença entre as temperaturas numéricas (MD e SE) é sempre inferior a 0,9 °C.

Esta coerência pode também ser notada na Figura 8, que contém os mapas de temperatura, bem como os valores máximo e mínimo, previstos pelos modelos numéricos nos instantes que definem o início e o fim das refrigerações intermédia e final. Como pode ser visto, a diferença máxima entre as temperaturas extremas previstas pelos dois modelos é de 0,9 °C. Por conseguinte, considera-se válida a estratégia de modelação adotada e que as simulações numéricas são representativas da realidade observada entre as cotas 139 e 186. Nesta região verifica-se que a elevação da temperatura começa imediatamente após a colocação do betão, alcançando-se o valor máximo por volta de 1,5-2,5 dias. Nesta fase, os picos de temperatura foram devidamente previstos pelos modelos numéricos; isto torna--se particularmente evidente nos sensores S3, S4, S5 e S6; todavia, nos sensores S1 e S2 verifica-se uma ligeira discordância que, possivelmente, se deve a uma sobrestimação da temperatura inicial do betão. Realça-se que a temperatura de colocação foi estabelecida a partir das premissas da secção 3.1. e que, face à impossibilidade da obtenção dos registos em obra, constituem a forma de estimação possível. Em geral, nos meses mais quentes foram previstos picos entre 40 e 45 °C, enquanto nos meses mais frios entre 30 e 35 °C - nestes últimos verificam-se temperaturas de colocação mais baixas e, além disso, uma maior influência das fronteiras no arrefecimento do betão.

Pela análise da Figura 7 verifica-se que a refrigeração inicial (4-20 dias de idade do betão) foi satisfatoriamente reproduzida pelos modelos numéricos. Após a betonagem de cada camada observa-se uma inflexão (no sentido ascendente) da curva de temperatura da camada precedente; por vezes, esta elevação de T não foi simulada rigorosamente. Além disso, as curvas numéricas tendem a apresentar uma ténue subestimação face às monitorizadas nos períodos que antecedem as refrigerações intermédia e final e, durante estas refrigerações, as curvas numéricas nem sempre acompanham as curvas monitorizadas de uma forma precisa - este aspeto torna--se mais evidente no modelo MD. Estas discrepâncias poderão dever-se a vários fatores, dos quais se destacam: (i) a temperatura média diária do ar e a velocidade do vento estimadas através da estação mais próxima são ligeiramente diferentes da realidade; (ii) a temperatura inicial do betão não foi avaliada precisamente; (iii) nas serpentinas, o modelo numérico assume parâmetros com valor médio dos dados monitorizados em cada fase de refrigeração; (*iv*) na refrigeração intermédia, os parâmetros assumidos no modelo numérico foram estimados sem suporte de monitorização in situ; (v) a influência térmica das galerias internas foi desprezada; (vi) o efeito térmico da betonagem das camadas dos blocos adjacentes foi refletido por meio de uma condição adiabática – a colocação de

José Conceição, Rui Faria, Miguel Azenha, Manuel Miranda



Figura 7 Temperatura do betão: numérico vs. monitorizado

uma camada adjacente implicava a alteração de uma fronteira do tipo 1 para uma fronteira do tipo 2. Apesar das ligeiras discordâncias, as previsões numéricas de *T* revelam-se bastante concordantes com as monitorizadas *in situ* após a conclusão da refrigeração final. Logo, considera-se que, o campo térmico previsto no final da construção (antes da injeção das juntas) constitui uma boa aproximação da realidade entre as cotas 139 e 186.

A este respeito deve-se frisar que a validação efetuada tem um carácter pontual e que está restringida ao núcleo do bloco, pois não existem dados monitorizados junto aos paramentos, e que, para além disso, as galerias não foram discretizadas. Outrossim, destaca-

-se a complexidade dos parâmetros envolvidos e das condições de construção; alguns parâmetros foram fornecidos pelo dono de obra, mas estimou-se uma parte substancial; esta última inclui as datas de remoção das cofragens, os dados relativos à operação do sistema de refrigeração em certas regiões do bloco, o comprimento das serpentinas, a temperatura média do ar, a velocidade do vento, tal como as temperaturas do betão inicial. Por estes motivos, nas restantes regiões, os campos térmicos previstos devem ser vistos apenas como uma aproximação da realidade. Apesar de não constar no artigo, importa salientar que as tensões previstas pelos modelos MD e SE mostraram uma concordância satisfatória entre si. Desenvolvimento de uma metodologia para a simulação do efeito das serpentinas de refrigeração: Aplicação a uma barragem abóbada durante a construção José Conceição, Rui Faria, Miguel Azenha, Manuel Miranda

Modelo MD 35 32 29 Tempo 271,6 dias 301,4 dias 567,7 dias 766.4 dias 26 23 8.8 °C: 33.5 °C 11,8 °C; 27,2 °C 12,0 °C; 26,0 °C 5,9 °C; 33,1 °C Tmin; Tmax 20 17 14 11 8 5 **Modelo SE** 271,6 dias 301,4 dias 766,4 dias Tempo 567,7 dias 8,2 °C; 34,2 °C 11.2 °C: 27.8 °C 12,4 °C; 26,5 °C 6,8 °C; 33,0 °C Tmin; Tmax

Figura 8 Evolução da temperatura no núcleo do bloco

4 Conclusões

Neste trabalho foi apresentada uma nova metodologia para a simulação das serpentinas de refrigeração, com recurso a EF de fronteira descritos pela lei de Newton do arrefecimento. A representação do efeito das serpentinas através de superfícies equivalentes (de refrigeração) constitui um artifício numérico e, portanto, o artigo propõe uma fórmula matemática – consultar a Equação (8) – para a estimação dos respetivos coeficientes de convecção. Além disso, foi realizada a análise térmica de um bloco de betão, composto por duas camadas e por uma serpentina de refrigeração, com vista a comparar as temperaturas previstas pelo método da superfície equivalente (SE) com as temperaturas obtidas pelo método discreto (MD); salienta-se que se registou uma boa concordância entre ambos os métodos: no núcleo das camadas, que dista 1 m da serpentina, o desvio máximo entre as curvas não excedeu 0,3 °C.

Os métodos referidos anteriormente foram igualmente usados na previsão do comportamento térmico de um bloco central de uma barragem abóbada durante a construção, para a qual estavam disponíveis dados monitorizados *in situ*. A estratégia de modelação foi descrita em detalhe, com especial ênfase nos aspetos relativos ao sistema de pós-refrigeração. Os resultados numéricos obtidos permitiram constatar o seguinte:

- as temperaturas monitorizadas *in situ* foram adequadamente previstas pelos modelos numéricos (MD e SE), tanto em termos das tendências de evolução como em termos da magnitude dos picos.
- as curvas de temperatura previstas pelos modelos numéricos (MD e SE) mostraram uma coerência bastante satisfatória, com diferenças máximas de ~2,5 °C; após a refrigeração final, a diferença máxima entre ambos os modelos foi de 0,9 °C.

Por fim, salienta-se que método das superfícies equivalentes (SE) pode ser usado como alternativa ao método discreto (MD), pois ambos os métodos apresentam resultados semelhantes; ademais, o método SE implica um esforço computacional bastante inferior e uma construção da malha menos trabalhosa e, portanto, a sua aplicação pode ser claramente vantajosa no estudo de grandes barragens.

Referências

- [1] JCI JCI Guidelines for Control of Cracking of Mass Concrete. Japan Concrete Institute; 2016.
- [2] ICOLD Bulletin n.º 107. "Concrete dams: control and treatment of cracks". International Commission on Large Dams; 1997.

José Conceição, Rui Faria, Miguel Azenha, Manuel Miranda

- [3] Conceição, J.; Faria, R.; Azenha, M.; Mamede, F.; Souza, F. "Early-age behaviour of the concrete surrounding a turbine spiral case: Monitoring and thermo-mechanical modelling". *Engineering Structures*. 2014; 81:327-40.
- [4] Zhu, B. *Thermal Stresses and Temperature Control of Mass Concrete*. First ed: Elsevier Inc.; 2014.
- USBR Design of Arch Dams. Denver: Department of the Interior, Bureau of Reclamation; 1977.
- [6] ICOLD Bulletin n.º 136. "The specification and quality control of concrete dams". International Commission on Large Dams; 2009.
- [7] ICOLD Bulletin n.º 122. "Computational procedures for dam engineering: reliability and applicability". International Commission on Large Dams; 2001.
- [8] Zhang, C. Chapter 1 "Challenges of High Dam Construction to Computational Mechanics". In: Zhang, C.; Jin, F.; Wang, J.; Xu, Y. editors. *Seismic Safety Evaluation of Concrete Dams*: Butterworth-Heinemann; 2013. p. 3-43.
- [9] Fu, S.; He, T.; Wang, G.; Zhang, S.; Zou, L.; Chen, S. Evaluation of cracking potential for concrete arch dam based on simulation feedback analysis. Science China Technological Sciences. 2011; 54:565-72.
- [10] Frigerio, A.; Meghella, M.; Masarati, P. "Simulation of the thermomechanical effects occurring during the construction phases of a concrete arch dam". 10th ICOLD Benchmark Workshop on Numerical Analysis of Dams. Paris: ICOLD; 2009.
- [11] Feng, F. Simulation of Working Performance of Super-high Arch Dam during Construction Period Based on Entire Dam and Whole Process (in Chinese). Doctoral Thesis: China Institute of Water Resources & Hydropower Research (IWHR); 2013.
- [12] Zhang, C.; Chang, X.; Liu, X.; Duan, Y. "Transverse joint aperture simulation of high arch dam based on measured temperature in construction period". Wuhan University, *Journal of Natural Sciences*. 2015; 19:361-8.
- ICOLD Bulletin n.º 76. "Conventional methods in dam construction". International Commission on Large Dams; 1990.

- [14] USACE EM 1110-2-2201, Arch Dam Design. Washington D.C.: Department of the Army, U.S. Army Corps of Engineers; 1994.
- [15] ICOLD Bulletin n.º 155. "Guidelines for use of numerical models in dam engineering". International Commission on Large Dams; 2013.
- [16] Zhu, B. "Effect of Cooling by Water Flowing in Nonmetal Pipes Embedded in Mass Concrete". *Journal of Construction Engineering and Management*. 1999; 125:61-8.
- [17] DIANA-FEA Diana user's manual release 10.2. Delft, 2018.
- [18] Faria, R.; Azenha, M.; Figueiras, J. "Modelling of concrete at early ages: Application to an externally restrained slab". *Cement and Concrete Composites*. 2006; 28:572-85.
- [19] Azenha, M.; Faria, R. "Temperatures and stresses due to cement hydration on the R/C foundation of a wind tower – A case study". *Engineering Structures*. 2008; 30:2392-400.
- [20] Çengel, Y.; Turner, R. Fundamentals of thermal-fluid sciences. 2nd ed. Boston: McGraw Hill; 2005.
- [21] Reinhardt, H.; Blaauwendraad, J.; Jongedijk, J. "Temperature development in concrete structures taking account of state dependent properties". *Int Conf Concrete at Early Ages*. Paris 1982.
- [22] Incropera, F. *Fundamentals of heat and mass transfer*. 6th ed. Danvers: John Wiley and Sons; 2007.
- [23] Yang, J.; Lee, Y.; Kim, J. "Heat transfer coefficient in flow convection of pipe-cooling system in massive concrete". *Journal of Advanced Concrete Technology*. 2011; 9:103-14.
- [24] USBR Boulder Canyon Project Final reports, Part VII Cement and concrete investigations, Bulletin 3, Cooling of concrete dams. Denver: United States Department of the Interior. Bureau of Reclamation; 1949.
- [25] Lee, Y.; Choi, M.; Yi, S.; Kim, J. "Experimental study on the convective heat transfer coefficient of early-age concrete". *Cement and Concrete Composites*. 2009; 31:60-71.
- [26] Mandry, W.- Über das Kühlen von Beton: Springer-Verlag; 1961.