

Simulación numérica del comportamiento termo-mecánico de presas de HCR Parte II: Aplicación a la Presa de Rialb

Miguel Cervera y Julio García Soriano
ETS de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos
Universidad Politécnica de Cataluña
Gran Capitán s/n, Campus Norte, Módulo C1
08034 Barcelona, España
Tel.: 34-93-401 64 92, Fax: 34-93-401 10 48
e-mail: Miguel.Cervera@upc.es
e-mail: julio@cimne.upc.es

Resumen

Se presenta en este trabajo un procedimiento numérico para la simulación del proceso de construcción de presas de Hormigón Compactado con Rodillo (HCR). El método se aplica a la presa de Rialb, recientemente contruida en España utilizando HCR con fuerte adición de cenizas volantes. Se obtienen como resultado la distribución y evolución de la temperatura en el interior de la presa durante y después de su construcción, así como la evolución de las resistencias a compresión y tracción y del módulo elástico. La metodología permite determinar el campo de tensiones en la presa en cualquier momento durante y después de su construcción. Para ello, se tienen en cuenta tanto los efectos mecánicos a largo plazo, incorporando un modelo de fluencia que tiene en cuenta el envejecimiento del hormigón, como el riesgo de fisuración a tracción, incorporando un modelo de degradación adecuado.

NUMERICAL SIMULATION OF THE THERMO-MECHANICAL BEHAVIOUR OF RCC DAMS

Summary

In this work a numerical procedure for the simulation of the construction process of Roller Compacted Concrete (RCC) dams is presented. The method is applied to the Rialb Dam, recently built in Spain using RCC with important fly-ash admixtures. The temperature distribution and evolution inside the dam are obtained before and after the completion of the dam, and also the evolution of the compressive and tensile strengths and elastic moduli can be predicted. The methodology determines the stress field inside the dam at any time during the construction and the following years. Long term mechanical effects are included by incorporating a creep model which naturally accounts for the aging effects; the risk of tensile damage is also considered.

INTRODUCCIÓN

A partir de los años 50 el porcentaje de nuevas grandes presas de hormigón empieza a disminuir de forma considerable, sobre todo en los valles anchos, en favor de presas de materiales sueltos, económicamente más competitivas, debido sobre todo a la eficacia y rapidez de su puesta en obra. Pero, desafortunadamente, en este último siglo se han producido numerosas roturas de presas de materiales sueltos, tanto por erosión interna como por desbordamiento por coronación. Por ello, a partir de los años 70 surge el concepto de presas de hormigón compactado con rodillo, HCR, donde el hormigón es colocado, extendido y compactado utilizando la maquinaria habitualmente utilizada en el movimiento de tierras (camiones, palas empujadoras y rodillos vibrantes). De esta forma se consigue construir estructuras que aúnan la rapidez de construcción y economía de las presas de materiales sueltos con las propiedades más atractivas del hormigón: su resistencia mecánica, la resistencia a la erosión y la durabilidad.

Las principales características de las presas de hormigón compactado son:

- a) el cuerpo de la presa se construye extendiendo el hormigón sobre una gran superficie, formando grandes bloques;
- b) se construyen juntas transversales de dilatación, ya sean encofradas o mediante hincado de chapa;
- c) no se construyen juntas longitudinales;
- d) no se utilizan serpentines para la post-refrigeración, pero sí pueden usarse métodos de pre-refrigeración del hormigón o de alguno de sus componentes;
- e) se reducen o se eliminan al máximo las galerías, desagües y aliviaderos en el cuerpo de la presa;
- f) se utilizan hormigones con un bajo contenido en cemento, en muchos casos con un elevado porcentaje de sustitución de cenizas volantes.

Por otra parte, el elevado ritmo de producción que potencialmente permite esta técnica de construcción hace que deba extremarse el control de las temperaturas, en aras a disminuir al máximo el riesgo de fisuración. Las elevadas inversiones necesarias para el control de las temperaturas de puesta en obra, así como el aumento del riesgo de fisuración que pueden suponer incidencias tales como las interrupciones de la construcción o las bajadas bruscas de las temperaturas hacen que sea de vital importancia la realización de un análisis termomecánico que sea capaz de simular el riesgo de fisuración teniendo en cuenta las principales características de las de presas de HCR. Estudios térmicos de presas de HCR se han realizado con anterioridad, destacándose aquí los trabajos de Fujisawa y Nagayama,¹ Hirose *et al.*,² de Blas *et al.*,⁵ Yamazumi *et al.*³ y Cervera *et al.*⁸

En este artículo se presenta el análisis termo-mecánico de la presa de Rialb (Lleida), recientemente contruida en España utilizando la técnica del HCR y utilizando un hormigón con fuerte adición de cenizas volantes. Se utiliza para ello el modelo numérico presentado en la Parte I de este trabajo¹². El estudio abarca el periodo de su construcción y los primeros años de la puesta en servicio de la obra.

LA PRESA DE RIALB

La presa de Rialb se encuentra situada en el cauce del río Segre, a unos cuatro kilómetros de la localidad de Ponts (Lleida, España). Se trata de una presa de usos múltiples, siendo su función principal la regulación del río Segre para atender las demandas de los regantes de las zonas regables del Canal d'Urgell, el Canal Segarra-Garrigues, de las Garrigues Altas y de las Garrigues Bajas. Por otra parte, el embalse reforzará el abastecimiento de 200.000 personas, repartidas entre 80 poblaciones, además de proporcionar un caudal ecológico de

3,5 m³/s. Igualmente, se laminarán las avenidas extraordinarias y ya está proyectándose la construcción de una central a pie de presa para su futuro aprovechamiento hidroeléctrico.

Los trabajos para su construcción empezaron en 1993 y quedaron finalizados a principios de 2000. Actualmente es la presa europea construida con un mayor volumen de hormigón compactado y también la de mayor altura sobre cimientos.

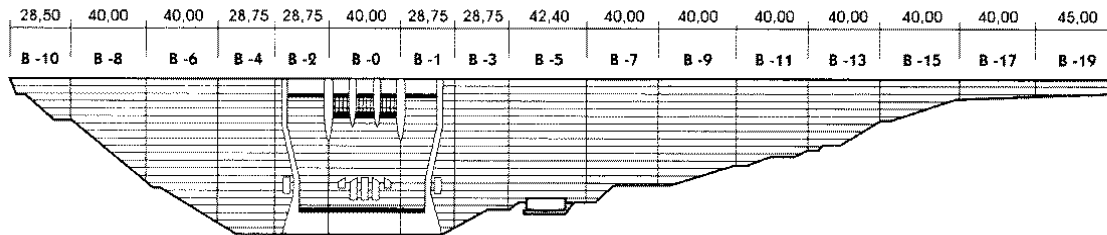


Figura 1. Vista frontal de la presa de Rialb

Geometría

El cuerpo de presa es una estructura de gravedad y planta recta realizada con hormigón compactado con rodillo. La longitud de coronación es de 595 m, siendo la altura sobre cimientos y sobre el nivel del río de 101 m y de 87 m, respectivamente. En cuanto a los taludes, aguas arriba nos encontramos un talud con una relación $H/V = 0,15$ desde la coronación, cota 436, hasta la cota 386. A partir de esta última cota y hasta la cimentación el perfil tiene una relación $H/V = 0,35$, mientras que aguas abajo tenemos un primer perfil con una relación $H/V = 0,40$, que va desde la coronación hasta la cota 416. A partir de aquí y hasta la cimentación el perfil es $H/V = 0,65$. Esta combinación de perfiles tiene su explicación en los cálculos sísmicos realizados, pues la presa está ubicada en una zona de sismicidad media-alta. El cuerpo de presa se divide en 16 bloques separados por juntas verticales, oscilando la distancia entre las mismas entre los 40 m y los 28,75 m, en las secciones próximas al aliviadero, siendo la longitud de éste de 82,2 m.

Materiales

Dentro de la evolución sufrida por el concepto de presa de hormigón compactado, podemos considerar la presa de Rialb como una presa de alto contenido en pasta, es decir, el contenido de conglomerante es superior a 150 kg/m³.

El cuerpo de la presa de Rialb está formado por dos tipos de hormigones, HC1 y HC2, diferenciándose básicamente en un menor tamaño de árido máximo en el caso del primero, con el objetivo de dotar al paramento aguas arriba de una mayor impermeabilidad.

El hormigón HC1 es un hormigón fabricado con cinco tamaños de áridos, siendo el tamaño máximo de 70 mm. Tiene un alto contenido en pasta, 200 kg/m³, y se extiende desde el paramento aguas arriba hasta aproximadamente el eje de presa (Figura 2). Su relación cenizas-cemento es de $f/(c + f) = 0,65$, siguiendo la tendencia de las presas españolas de HCR. El otro hormigón compactado, el HC2, tiene fundamentalmente la misma composición que el anterior, aunque el tamaño máximo de árido sea en este caso 100 mm y su contenido en pasta ligeramente menor, 195 kg/m³.

La utilización de dos tipos diferentes de hormigón en el cuerpo de presa está motivada por la tendencia constructiva habitual en España de no disponer elemento impermeable alguno en el paramento aguas arriba. Por ello, se dota al HC1 de un mayor contenido en pasta,

Propiedades	HC1	HC2	HC1-Vib.	H0	Roca
a/c	0,45	0,41	0,650	1,00	–
ρ [10^3 kg/m ³]	2,50	2,50	2,50	2,44	2,70
C [10^6 J/m ³ °C]	2,44	2,44	2,44	2,44	2,37
k_T [10^3 J/m hs °C]	7,10	7,10	7,10	6,81	7,74
α_T [10^{-6}]	7,80	7,80	7,80	8,0	–
Q_ξ [10^7 J/m ³]	7,00	7,00	7,00	7,79	–
f_∞^- [MPa]	42,00	40,00	40,00	30,00	50,00
f_∞^+ [MPa]	4,20	4,00	4,00	3,00	5,00
E_∞ [GPa]	23,00	23,00	23,00	31,00	40,00

Tabla II. Propiedades de los materiales utilizados en la presa de Rialb

RITMO DE EJECUCIÓN

Los primeros trabajos de excavación y movimiento de tierras de la presa de Rialb se inician en el año 1993. La construcción del cuerpo de presa se inicia en el verano de 1995 con el hormigonado de la cimentación. A partir de Septiembre de ese mismo año se inicia la colocación del hormigón compactado, en tongadas de 30 cm. El proceso de construcción sufre una parada desde Octubre de 1996 hasta Marzo de 1997, continuándose a partir de esa fecha hasta Diciembre de 1998 en el caso del bloque 1 y finalizándose el cuerpo de presa completamente en Abril de 1999.

En cuanto al ritmo de ejecución de tongadas, éste viene marcado, fundamentalmente, por el tiempo máximo entre tongadas para que se produzca una correcta unión entre las mismas sin necesidad de utilizar tratamiento alguno (juntas calientes). De este modo, y después de un exhaustivo estudio en losa de ensayo, se determinó un factor de madurez máximo de $180\text{ °C} \times \text{h}$. A partir de estos resultados se puede determinar el ritmo de ejecución necesario para evitar la formación de juntas frías. En consecuencia, en la presa de Rialb se ejecutaban una serie de tongadas de forma consecutiva, de 6 hasta 10, oscilando el intervalo de tiempo entre tongadas entre las 6 y las 8 horas. Posteriormente, se hacía un tratamiento de la junta fría con mortero de retoma, para volver a hormigonar después de un periodo que oscilaba entre los 10 y los 20 días. De este manera se permite una cierta disipación del calor por convección con el ambiente, en un orden de magnitud que depende del tiempo entre grupos de tongadas.

MODELO NUMÉRICO

Para el análisis 2D realizado se ha discretizado por elementos finitos la sección central del bloque 1, uno de los bloques de la parte central de la presa (Figura 1). La malla utilizada representa el cuerpo de presa, los paramentos, la cimentación y la roca de apoyo. Cada una de las tongadas de 30 cm se ha discretizado mediante dos filas de 30 elementos cada una, siendo el número total de elementos utilizado de 19.000, 17.500 de ellos en el cuerpo de presa.

El modelo utilizado permite la simulación del ritmo real de construcción mediante la activación automática de cada una de las tongadas, de acuerdo con el proceso constructivo seguido. Igualmente, se activan automáticamente las condiciones iniciales y se actualizan las condiciones de contorno. En cuanto a las condiciones iniciales, es decir, la temperatura

de puesta en obra del hormigón, ésta se ha tomado como la temperatura ambiente correspondiente a la época de hormigonado $+2\text{ }^{\circ}\text{C}$, para tener en cuenta las condiciones de almacenamiento y manipulación de los materiales.

A partir de un análisis numérico unidimensional se determinó que la temperatura en la superficie superior de cada tongada debía fijarse en la temperatura ambiente $+4,5\text{ }^{\circ}\text{C}$ en verano y en $+2\text{ }^{\circ}\text{C}$ el resto del año. De esta manera se tienen en cuenta, de forma aproximada, los efectos de radiación e insolación sobre la cara superior de las tongadas.^{5,10}

En cuanto a la transferencia de calor por convección-radiación a través de los laterales de la presa hacia el exterior, se toma un parámetro $h = 25.000\text{ J/m}^2$ constante para todo el análisis. Además, la temperatura ambiente varía según el ritmo estacional medio del área de estudio. Por otra parte, una vez finalizada la construcción de la presa, el estudio continúa durante los 10 años siguientes, con el objetivo de seguir la evolución de las temperaturas durante el proceso de enfriamiento.

ANÁLISIS TÉRMICO

La Figura 3 presenta la evolución de las temperaturas durante el periodo de construcción de la presa para una serie de termómetros instalados en la cota 392 del bloque 1, a diferentes distancias de los paramentos. En línea continua se presentan los resultados obtenidos en la simulación numérica y los asteriscos indican las mediciones en obra.

La Figura 3d presenta la evolución de temperaturas en un termómetro equidistante de los dos paramentos (a $17,25\text{ m}$ de cada uno de ellos). Dicho instrumento se encuentra por tanto en condiciones quasi-adiabáticas durante la construcción de la presa y no se ve prácticamente afectado por la oscilación térmica ambiental. Vemos cómo el modelo representa fielmente la evolución de las temperaturas. Así, se observa un primer pico de temperatura correspondiente a la ejecución del grupo de tongadas. Seguidamente se produce una bajada térmica de unos $2\text{ }^{\circ}\text{C}$ debida a la interrupción de la construcción, volviendo a aumentar la temperatura hasta Julio de 1999, debido tanto al calor de hidratación generado por la propia tongada, como al flujo de calor vertical procedente de las capas superiores e inferiores. A partir de Julio de 1999 comienza el enfriamiento natural de la presa, disminuyendo lentamente la temperatura.

Los restantes gráficos de la Figura 3 muestran cómo a medida que nos acercamos a los paramentos la evolución de la temperatura se ve influenciada por las condiciones ambientales del exterior. En las Figuras 3c y 3e, situadas a $9,25\text{ m}$ de los paramentos aguas arriba y aguas abajo, respectivamente, vemos cómo a partir de Enero de 1999 empiezan a notarse las oscilaciones térmicas ambientales. Este efecto es más acusado para el termómetro 392-04 situado a $4,75\text{ m}$ del paramento aguas arriba (Figura 3b). Los termómetros 392-02 y 392-08, Figuras 3a y 3f, respectivamente, siguen la oscilación térmica ambiental desde inmediatamente después del primer pico de temperatura. Nótese cómo el ajuste entre el modelo y los resultados medidos *in situ* es muy bueno, sobre todo para aquellos puntos situados en el cuerpo de presa, menos influenciados por las imprecisiones introducidas en la modelización de la temperatura ambiente.

La Figura 4 muestra las líneas de isotemperaturas en el cuerpo de presa durante su construcción. Cada una de las figuras corresponde a los siguientes meses y cotas alcanzadas: a) Mayo/96, 363 m , b) Mayo/97, 372 m , c) Enero/98, 390 m , d) Agosto/98, 412 m y e) Enero/99, 436 m . Las temperaturas más elevadas corresponden a los periodos de construcción en verano, aunque en los veranos de 1996 y de 1997 el ritmo de construcción fue muy lento, por lo que el número de tongadas ejecutadas en esos periodos fue muy pequeño. La máxima temperatura se alcanza en verano de 1998, coincidiendo con un elevado ritmo de puesta en obra, colocándose en el periodo Junio-Septiembre 35 tongadas. Nótese que entre la imagen 4a y la 4b hay un calentamiento de las tongadas colocadas en invierno, debido al

calor de hidratación generado y al flujo térmico vertical procedente de las capas inferiores. Las variaciones estacionales sólo afectan a las capas más superficiales, siendo las diferencias térmicas entre la superficie y el interior de la presa muy acusadas, del orden de 25 °C para las tongadas ejecutadas en verano de 1998, como se observa en la imagen 4e.

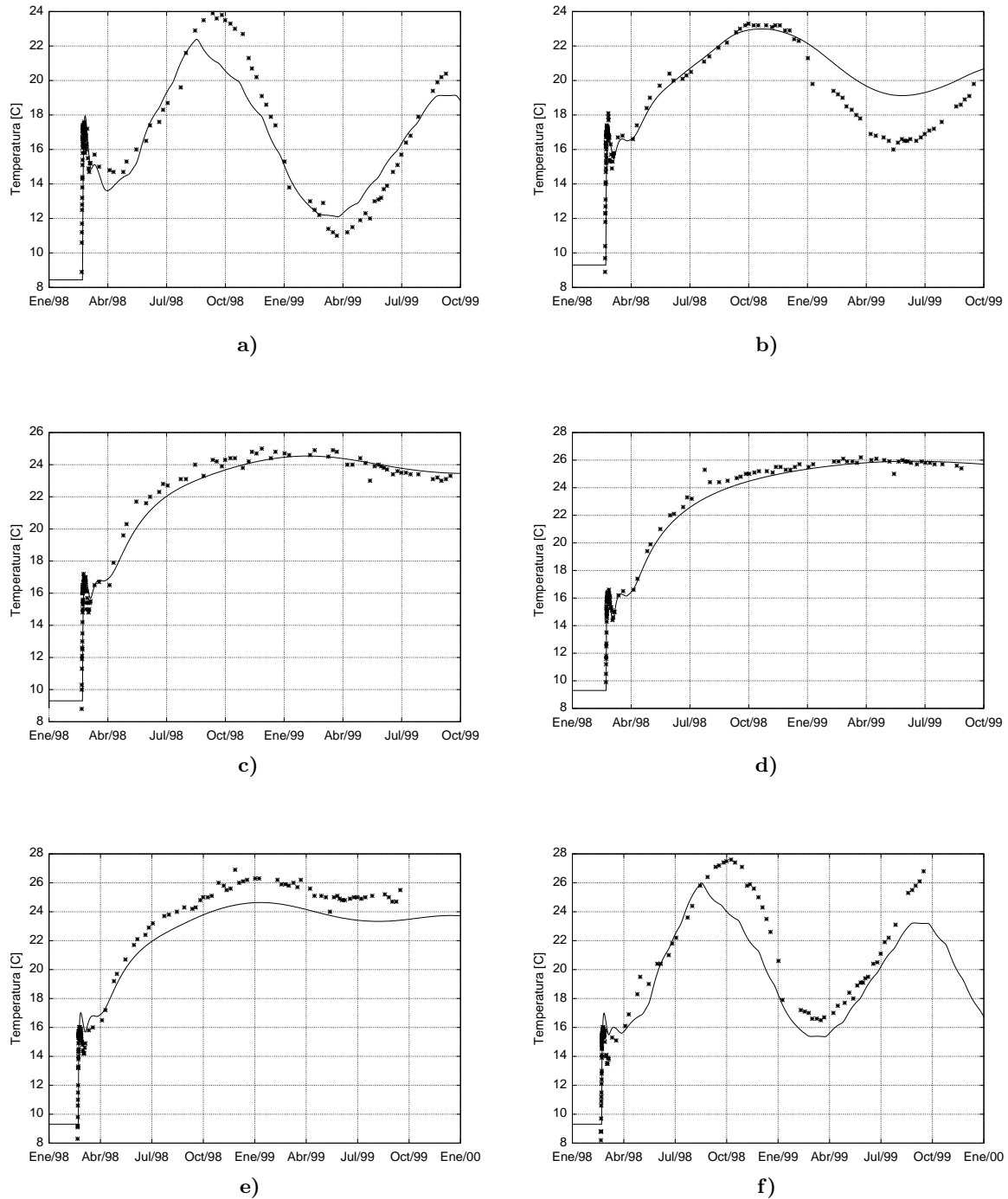


Figura 3. Evolución de temperaturas en los termómetros: a) 392-02, b) 392-04, c) 392-05, d) 392-06, e) 392-07 y f) 392-08

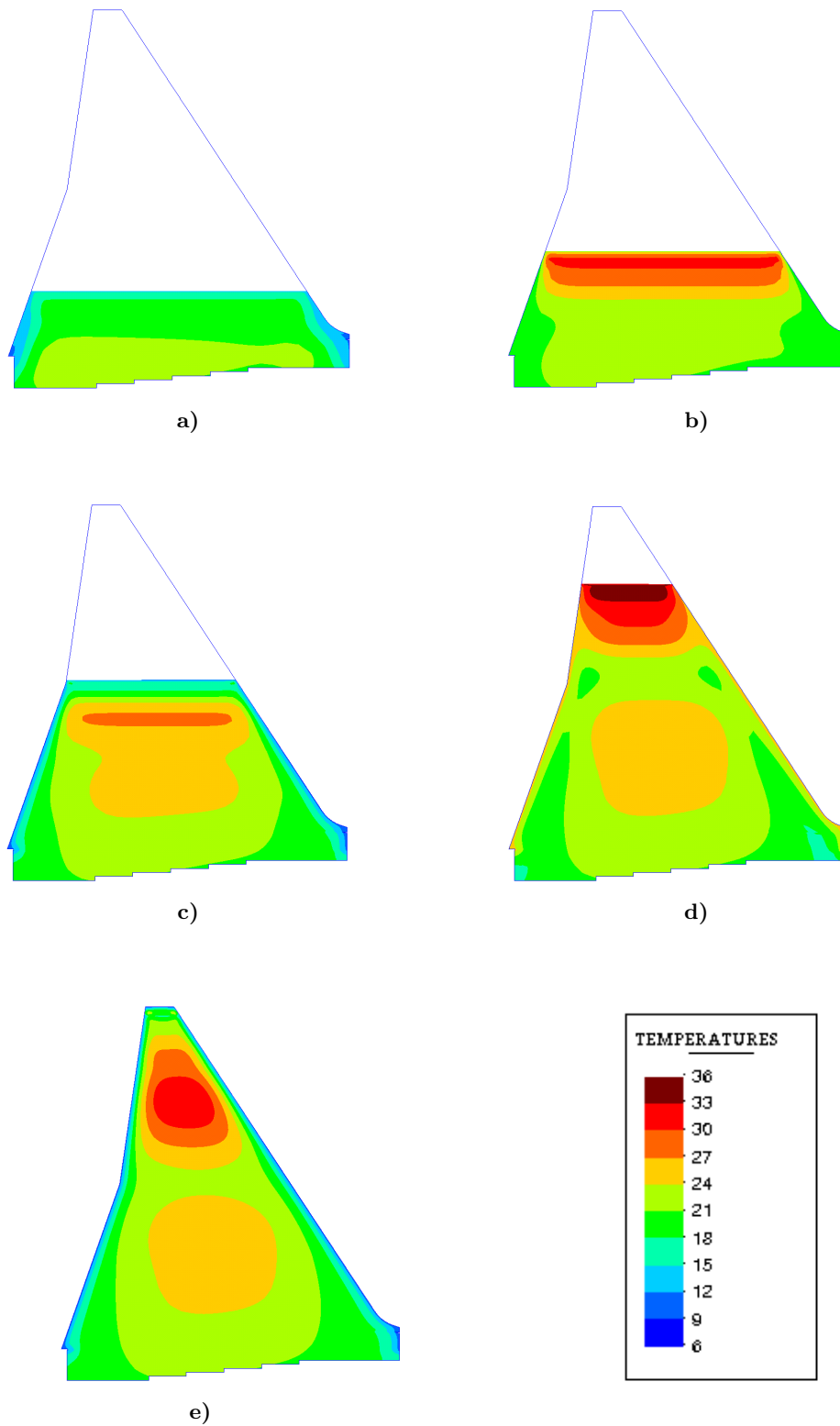


Figura 4. Evolución de las temperaturas a corto plazo: a) Mayo/96, 363 m, b) Mayo/97, 372 m, c) Enero/98, 390 m, d) Agosto/98, 412 m y e) Enero/99, 436 m

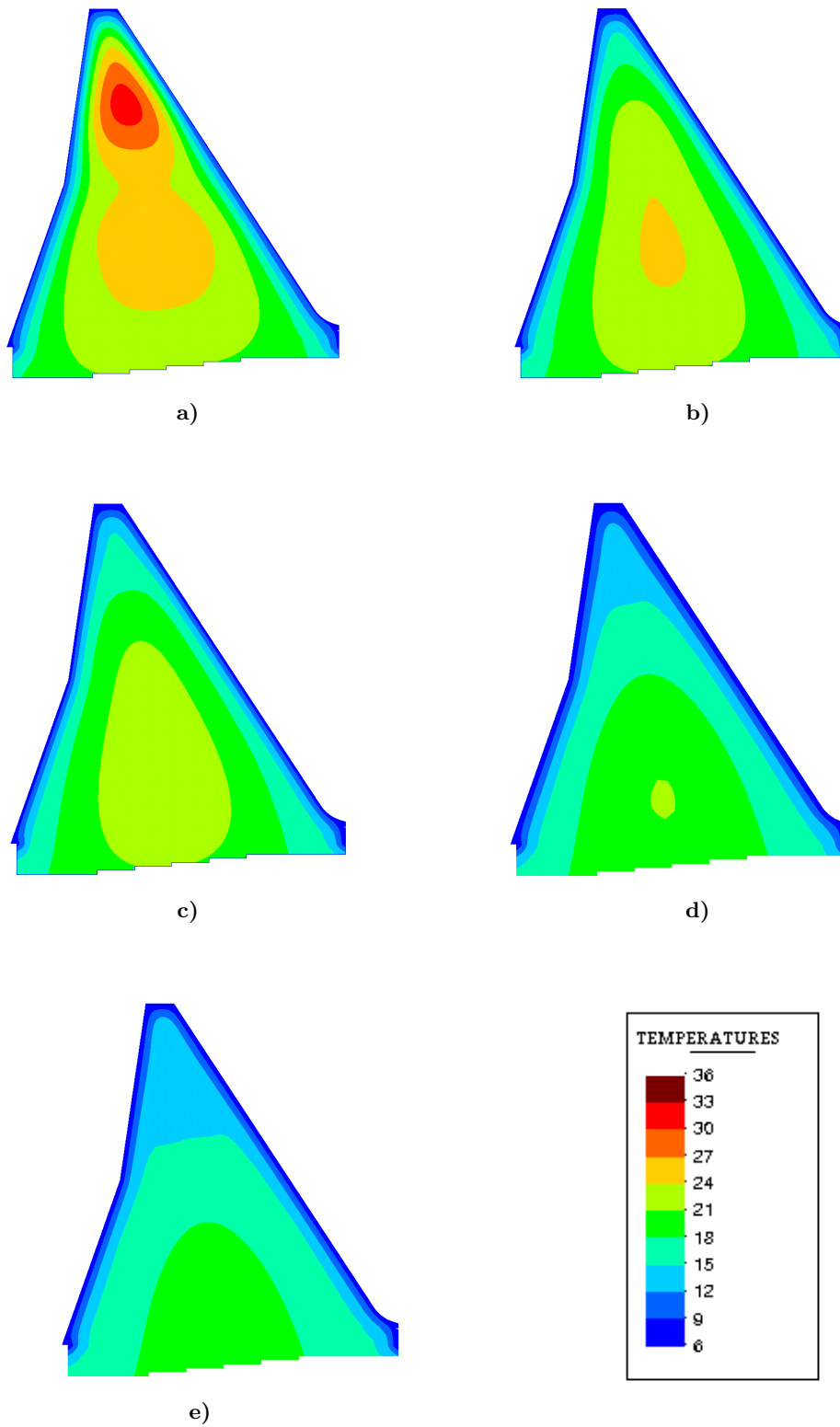


Figura 5. Evolución de las temperaturas a largo plazo: a) 1999, b) 2001, c) 2003, d) 2005 y e) 2008

La Figura 5 muestra las líneas de isoterma para los 10 años siguientes a la finalización de la construcción. Todas las imágenes corresponden a la época de invierno, al mes de Enero de los siguientes años: a) 1999, b) 2001, c) 2003, d) 2005 y e) 2008. En esta figura se puede apreciar cómo la temperatura va disminuyendo progresivamente, a medida que se produce la disipación del calor generado durante las reacciones de hidratación del hormigón hacia el medio ambiente y, en menor medida, hacia la roca de cimentación. El ritmo más lento de enfriamiento corresponde a la zona más próxima a la cimentación y el más rápido a la zona superior, de menor anchura.

En la Figura 6 se muestra la evolución de las temperaturas a largo plazo para diferentes cotas. Los números corresponden a las cotas: (1) 352 m, (2) 360 m, (3) 377 m, (4) 392 m y (5) 408 m. Se observa claramente cómo el enfriamiento es tanto más rápido cuanto mayor sea la cota. La cota 408 es la que presenta una mayor velocidad de enfriamiento, a la vez que es la más afectada por la oscilación térmica de las condiciones ambientales. Se puede apreciar en las Figuras 5 y 6 cómo la temperatura tiende a estabilizarse lentamente y la distribución de temperaturas tiende a quedar sujeta solamente a las variaciones estacionales, sobre todo en las zonas cercanas a los paramentos.

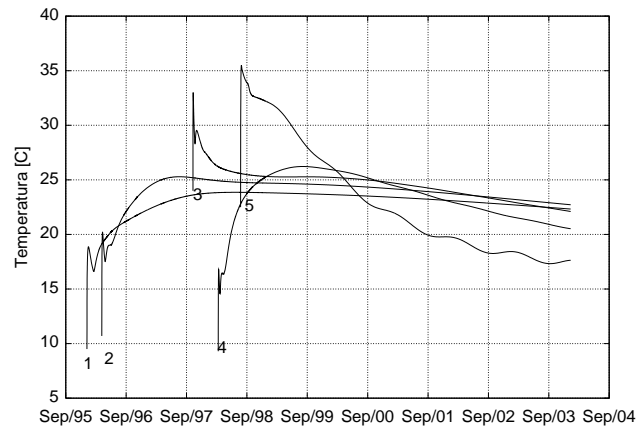


Figura 6. Evolución de la temperatura a largo plazo para diferentes cotas

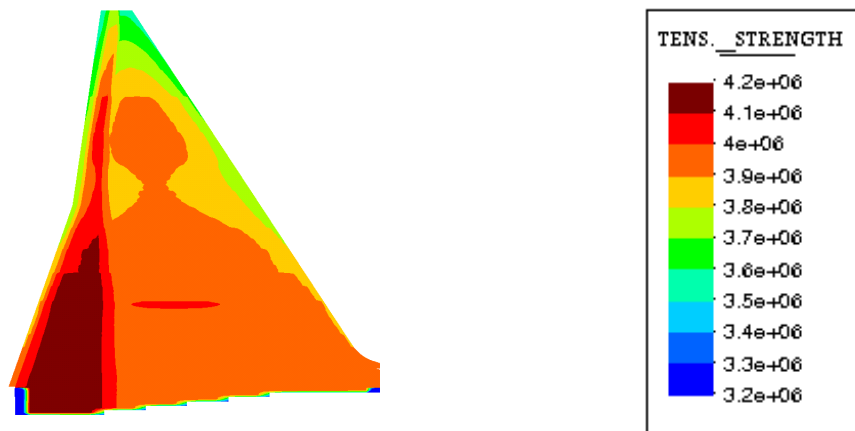


Figura 7. Distribución de la resistencia a tracción (en Pa) un año después de la finalización de la presa

En la Figura 7 se muestra la distribución de la resistencia a tracción un año después de la finalización de la construcción. El desarrollo de las resistencias a tracción y a compresión está ligado a la temperatura a la que se ha realizado el proceso de curado, debido al efecto de termoactivación de la reacción de hidratación del hormigón, por lo que la distribución de resistencia no es homogénea. Nótese cómo en el núcleo de la presa la resistencia alcanzada es mayor que en los paramentos, debido a las condiciones quasi-adiabáticas en que se encuentra el hormigón del interior de la presa.

ANÁLISIS TENSIONAL

Se estudia en primer lugar la construcción del bloque 1 de la presa. El programa de construcción coincide con el descrito anteriormente, destacando la parada que se realizó entre Octubre de 1996 y Marzo de 1997. Se consideran también en la simulación los periodos en los que el ritmo de construcción fue muy bajo, como en Febrero-Marzo de 1996 y en Junio-Julio de 1997, en los que los intervalos entre series de tongadas fueron superiores a un mes.

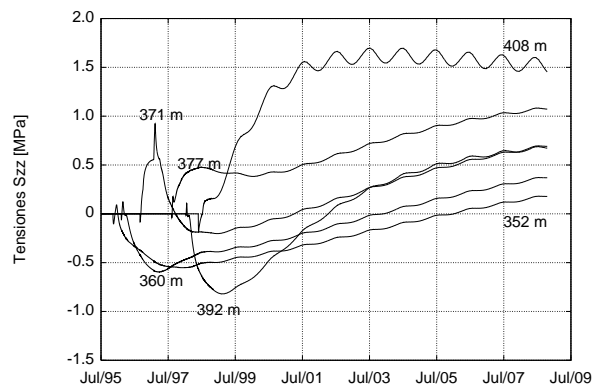


Figura 8. Evolución a largo plazo de las tensiones longitudinales para diferentes cotas

En la Figura 8 se presenta la evolución de las tensiones longitudinales en puntos interiores situados a diferentes cotas. Las (cotas)-fechas de hormigonado de cada una de ellos son: (352)-Diciembre/95, (360)-Marzo/96, (371)-Septiembre/96, (377)-Junio/97, (392)-Enero/98 y (408)-Junio/98. Se observa cómo para las tongadas colocadas en invierno aparecen primero muy pequeñas compresiones, debidas al calentamiento inicial. Pero, al ser la temperatura exterior inferior a la temperatura del hormigón, el hormigón tiende a enfriarse, apareciendo tracciones debido a la restricción externa que impone la tongada inmediatamente inferior. Estas tracciones duran hasta que se produce un nuevo calentamiento del hormigón, debido al calor de hidratación. En las tongadas ejecutadas en verano la secuencia es diferente, pues la tongada no cesa de enfriarse hasta que alcanza la estabilidad térmica, lo cual ocurre a muy largo plazo. Por ello, a tempranas edades estas tongadas se encuentran traccionadas. Nótese cómo en la cota 371 se produce un fuerte incremento de las tracciones, coincidiendo con la interrupción de la puesta en obra que se produjo en esa misma cota.

A largo plazo se produce un enfriamiento progresivo de la presa. A medida que éste se produce, las tensiones de compresión se van convirtiendo en tensiones de tracción. Este enfriamiento es tanto más rápido cuanto mayor es la cota, debido a la menor distancia a los paramentos. Para la cota más elevada, la 408, se llega a la estabilidad térmica tan sólo dos años después de finalizada la presa, notándose tan sólo las variaciones térmicas estacionales a partir de ese momento. Para las cotas inferiores esta variación estacional es mucho menos acusada, por lo que el valor de las tensiones prácticamente no oscila a lo largo del año.

Para estimar el riesgo de fisuración debe compararse la evolución de las tensiones de tracción con la evolución de la resistencia a tracción. En el presente trabajo esto se realiza mediante el denominado índice de tracción, que se define, para un punto e instante dado, como la relación entre la norma del tensor de tracciones y la resistencia a tracción. A medida que su valor se acerca a la unidad, mayor es el riesgo de fisuración.

En la Figura 9 se presenta la evolución del índice de tracción en el bloque 1. Las instantáneas corresponden a las siguientes épocas y cotas: a) Mayo/96, 363 m, b) Enero/98, 390 m, c) Enero/99, 436 m, d) Enero/00, 436 m y e) Enero/04, 436 m. Puede apreciarse cómo el mayor riesgo de fisuración corresponde a la época invernal, sobre todo para aquellas cotas cuya ejecución se ha llevado a cabo en verano. Esto es debido a que el cuerpo de presa aún se encuentra a una temperatura superior a los 25 °C, lo que produce fuertes gradientes térmicos en la superficie que aumentan el riesgo de fisuración de los paramentos. Puede observarse en la instantánea 9c cómo en las tongadas ejecutadas en verano de 1998 el riesgo de fisuración en la superficie es muy alto en verano de 1999, llegándose a valores del índice de tracción superiores a 0,6. No obstante, este riesgo fue tenido en cuenta por los proyectistas, ejecutándose juntas transversales a lo largo de toda la presa cuya separación oscila entre los 28 y 40 m. En las instantáneas 9d y 9e se puede apreciar cómo el riesgo de fisuración en los paramentos se va reduciendo, ya que el enfriamiento progresivo del cuerpo de presa reduce los gradientes térmicos superficiales. Por contra, este enfriamiento de las zonas interiores provoca que progresivamente se vayan generando en ellas estados de tracción. Este aumento de las tracciones es muy evidente en la parte superior de la presa, donde el enfriamiento es más rápido. Pese a ello, nunca se superan valores del índice de tracción superiores a 0,5.

Fisuración térmica del bloque 6

El bloque 6, al igual que los demás bloques pares, se fisuró por causas de origen térmico en invierno de 1998. Debido a un cambio en el proceso constructivo se interrumpió la construcción de dicho bloque desde Octubre de 1998 hasta finales de Enero de 1999. La construcción se paró cuando se llegó la cota 417 m, finalizándose en Abril de 1999. El hecho de dejar sin protección las tongadas ejecutadas en el verano de 1998, unido a una bajada brusca de las temperaturas, condujo a la formación de importantes gradientes térmicos superficiales, lo que provocó la fisuración. Estas fisuras se sellaron inmediatamente, pero en el invierno de 2000 se volvieron a abrir.

Para simular numéricamente la construcción del bloque 6 se utiliza la misma malla de elementos finitos usada para el bloque 1, ya que aunque el bloque 6 es ligeramente de menor altura que el 1, ambos siguieron idéntico ritmo de construcción hasta Septiembre de 1998. En la Figura 10 se presenta la evolución del índice de tracción en el bloque 6 para los meses siguientes: a) Octubre/98, b) Noviembre/98, c) Enero/99, d) Enero/00 y e) Enero/02. Se observa cómo en el mes de Octubre/98 el riesgo de fisuración es bajo, pues la temperatura exterior es todavía elevada, del orden de los 16 °C. En Noviembre/98 la temperatura exterior baja hasta los 8 °C, mientras en la zona superior de la presa hay temperaturas superiores a los 30 °C. El consiguiente aumento de los gradientes térmicos superficiales provoca que el índice de tracción alcance valores superiores a 0,8 en algunos puntos del paramento en ese mes, para llegar hasta 0,9 en el mes de Diciembre/99.

Valores tan altos del índice de tracción indican un elevado riesgo de fisuración, en clara correlación con el hecho de que los bloques pares de la presa sufrieran realmente fisuración inducida por efectos térmicos en esas fechas. La simulación numérica es, por tanto, capaz de predecir el aumento del riesgo de fisuración motivado por eventualidades tales como descensos bruscos de temperaturas exteriores o interrupciones en el ritmo de construcción.

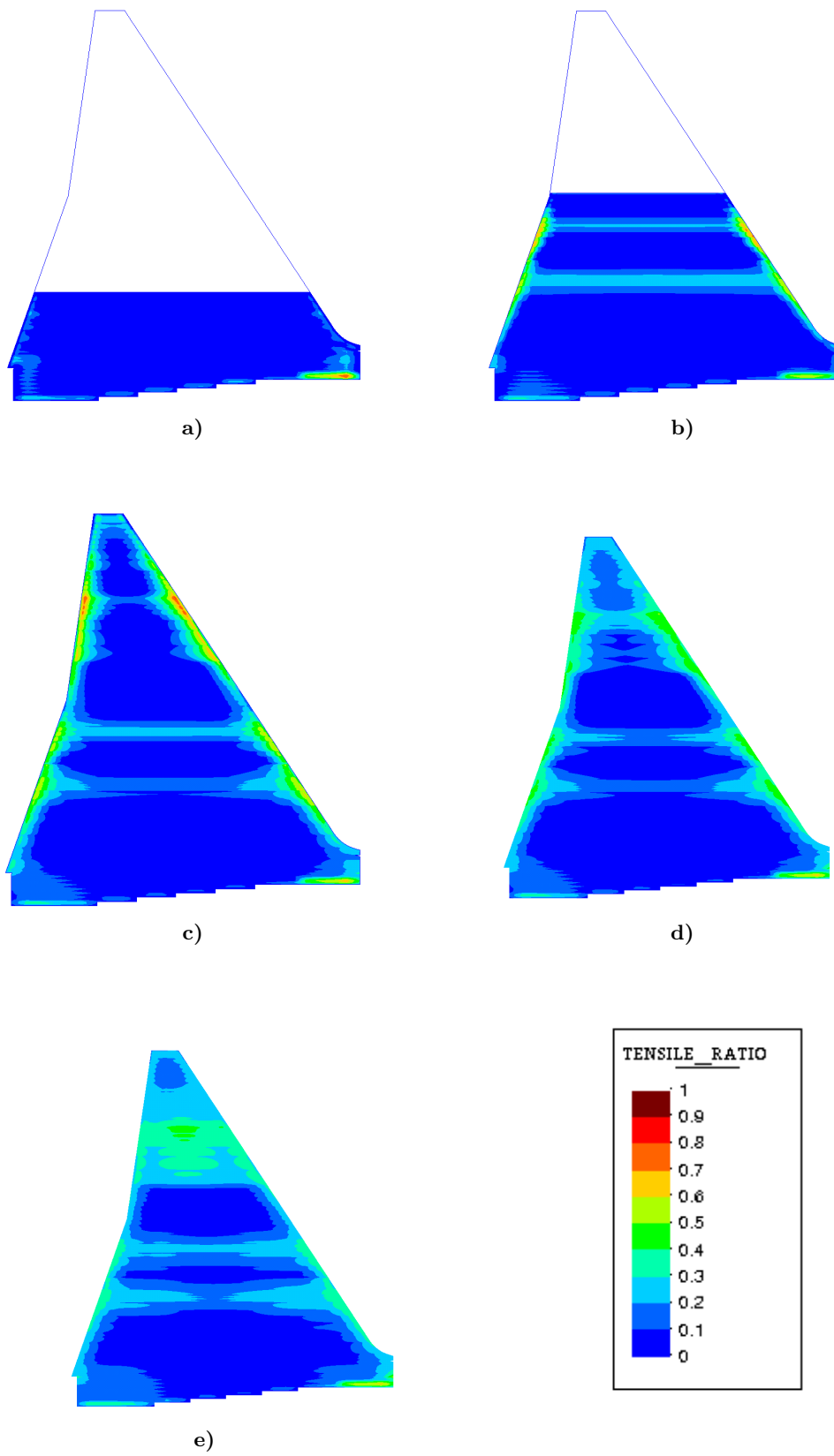


Figura 9. Evolución del índice de tracción para el bloque 1: a) Mayo/96, b) Enero/98, c) Enero/99, d) Enero/00 y e) Enero/04

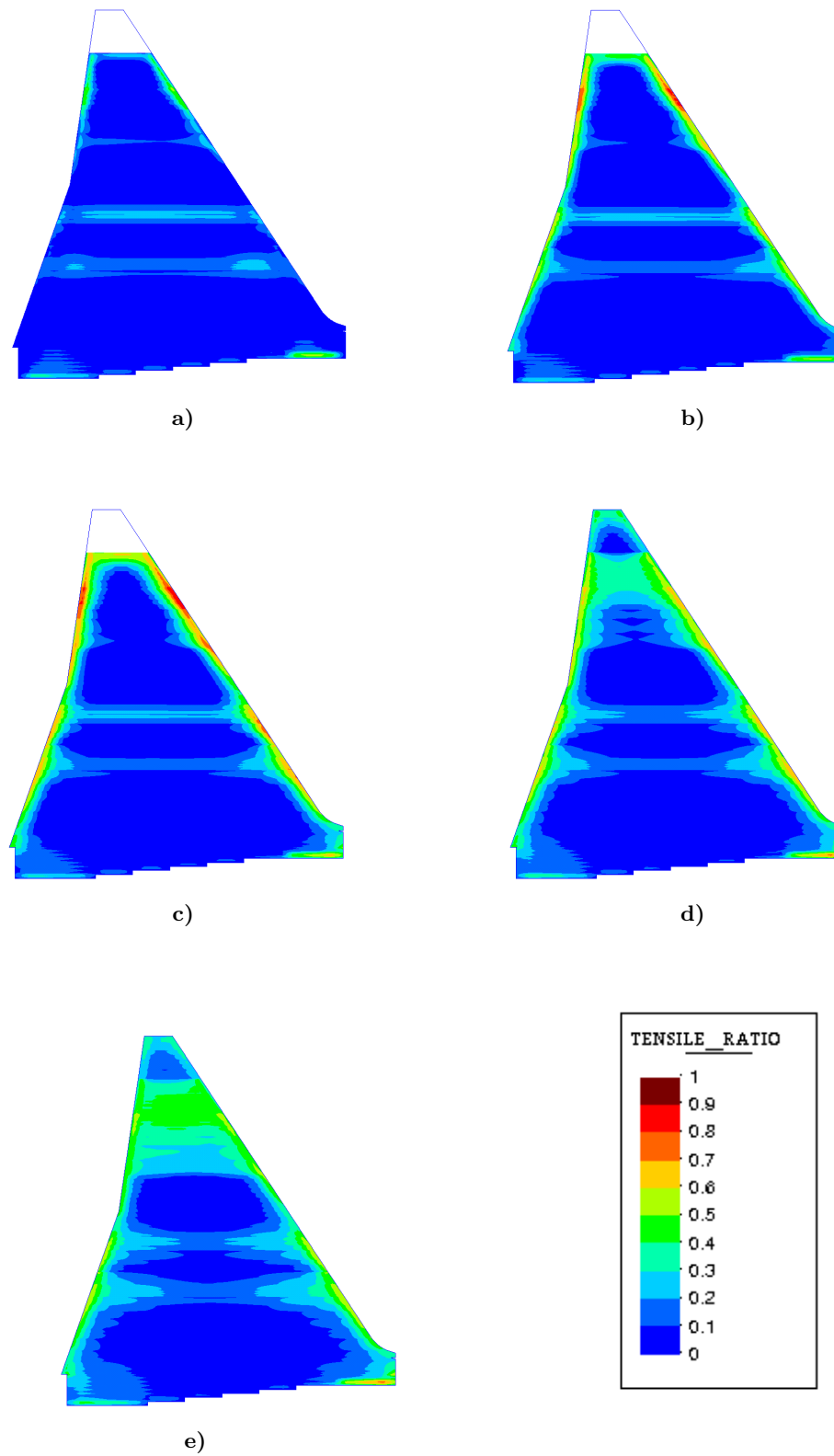


Figura 10. Evolución del índice de tracción para el bloque 6: a) Octubre/98, b) Noviembre/98, c) Enero/99, d) Enero/00 y e) Enero/02

CONCLUSIONES

Se presenta en este trabajo un procedimiento numérico para la simulación del proceso de construcción de presas de Hormigón Compactado con Rodillo (HCR).

Se utiliza un modelo bidimensional de elementos finitos para simular el proceso de construcción de la presa de Rialb, la mayor presa de HCR construída en Europa hasta la fecha. A partir del modelo termo-químico-mecánico presentado en la Parte I de este trabajo es posible predecir correctamente la evolución de los campos de temperaturas y de tensiones, tanto durante la construcción como una vez finalizada la misma.

Se comparan las temperaturas obtenidas por el modelo numérico con los datos registrados por una serie de termómetros colocados en una sección de la presa, obteniéndose acuerdos muy notables entre el modelo y las mediciones *in situ*, sobre todo para los termómetros situados en el núcleo de la presa.

En cuanto a los resultados del análisis tensional, la desigual distribución de temperaturas debidas al proceso constructivo, así como los gradientes de temperatura entre el núcleo de la presa y la superficie hacen que el riesgo de fisuración sea elevado en los paramentos. Se presenta también la simulación de la interrupción de la construcción que tuvo lugar en los bloques pares y que produjo fisuración de origen térmico en los mismos. De este modo se demuestra la capacidad del modelo para tener en cuenta el aumento del riesgo de fisuración de la presa ante cualquier incidencia que se produzca durante la construcción.

Por otra parte, en la referencia¹¹ se presenta la simulación de la construcción de la presa de Rialb manteniendo un elevado ritmo de producción durante toda la obra, completando la construcción en un año. El estudio demuestra la viabilidad de este esquema, compatible con mantener el índice de tracción y, por consiguiente, el riesgo de fisuración en niveles muy moderados.

REFERENCIAS

- 1 T. Fujisawa y I. Nagayama, "Cause and control of cracks by thermal stress in concrete dams", *Proceedings of XV Congress on Large Dams*, Vol. 2, pp. 117–143, ICOLD, Lausanne, (1985).
- 2 I. Nagayama, T. Hirose, K. Takemura y H. Sato, "A study on control of temperature cracks in large roller compacted concrete dams", *Proceedings of XVI Congress on Large Dams*, Vol. 3, pp. 119–135, ICOLD, San Francisco, (1988).
- 3 A. Yamazumi, K. Harita, S. Jikan y K. Kido, "A study of thermal control on RCD Dam", *Proceedings of the International Symposium on Roller Compacted Concrete Dams*, Vol. 1: Materials, Planning and Design, pp. 493–507, IECA y CNEGP, Santander, España, (1995).
- 4 M. Alonso Franco, "Presas de hormigón compactado en España. Evolución y detalles constructivos", *Actas del Simposio Internacional de presas de hormigón compactado con rodillo*, Vol. 3: Resúmenes generales y conferencias especiales, (versión española), pp. 1395–1417, IECA y CNEGP, Santander, España, (1995).
- 5 J. R. de Blas, J. F. Sánchez y G. Mañueco, "Análisis térmicos de la presa de Cenza", *Jornada técnica sobre presas de hormigón compactado*, IECA e Iberdrola, Verín, España, (1993).
- 6 J. R. de Blas, J. F. Sánchez y G. Mañueco, "Thermal analysis of rcc dams methodology. Application to Cenza Dam", *Proceedings of the International Symposium on Roller Compacted Concrete Dams*, Vol. 1: Materials, planning and design, pp. 575–589, IECA y CNEGP, Santander, España, (1995).
- 7 M. Cervera, J. Oliver y T. Prato, "Simulation of the construction of RCC Dams. I: Temperature and Aging", *J. Engng. Mech., ASCE*, Vol. 126, pp. 1053–1061, (2000).

- 8 M. Cervera, J. Oliver y T. Prato, “Simulation of the construction of RCC Dams. II: Stress and Damage”, *J. Engng. Mech., ASCE*, Vol. **126**, pp. 1062–1069, (2000).
- 9 J. Alcaraz y F. Lacasta, “Aspectos constructivos de la presa de Rialb”, *Cemento-Hormigón*, 761, pp. 853–864, (1996).
- 10 F. Hijós y F. Moreno, “A study of roller compacted concrete for the Rialb Dam”, *Proceedings of the International Symposium on Roller Compacted Concrete Dams*, Vol. **2**: Construction, behaviour and rehabilitation, IECA y CNEGP, Santander, España, (1995).
- 11 J. García Soriano, “Análisis termo-mecánico de presas de hormigón compactado. Aplicación a la presa de Rialb”, Tesina de Especialidad, Escuela Técnica Superior de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos de Barcelona, (2000).
- 12 M. Cervera, J. Oliver, T. Prato y J. García Soriano, “Simulación numérica del comportamiento termo-mecánico de presas de HCR. Parte I: Modelización y calibración”, *Revista Internacional de Métodos Numéricos para Cálculo y Diseño en Ingeniería*, Vol. **17**, pp. 491–504, (2001).