

## PREDICCIÓN DEL DESARROLLO DE FISURAS EN PRESAS DE HORMIGÓN DE GRAVEDAD UTILIZANDO EL MODELO *CONCRETE DAMAGED PLASTICITY*

M.P. Zappitelli<sup>a,\*</sup>, E.I. Villa<sup>a</sup>, J. Fernández-Sáez<sup>b</sup> y C. Rocco<sup>a</sup>

<sup>a</sup> Departamento de Construcciones, Facultad de Ingeniería, Universidad Nacional de La Plata.  
Calle 48 y 115 s/n, (B1900TAG) La Plata, Buenos Aires, República Argentina.  
e-mail: paula.zappitelli@ing.unlp.edu.ar

<sup>b</sup> Departamento de Mecánica de Medios Continuos y Teoría de Estructuras.  
Universidad Carlos III de Madrid.  
Avda. de la Universidad, 30, 28911 Leganés, Madrid, España.

### 1. INTRODUCCIÓN

Las presas de gravedad de hormigón son estructuras que mantienen su estabilidad frente a las cargas de diseño a través de su geometría y de la masa y resistencia del material [1]. En aquellos casos en los cuales se encuentran construidas en zonas de riesgo sísmico, debe verificarse si son capaces de resistir las cargas dinámicas asociadas a este fenómeno. De acuerdo con las recomendaciones del USACE [1], pueden emplearse técnicas modales para analizar el comportamiento tensional de presas de hormigón sometidas a acciones sísmicas. Estas técnicas incluyen modelos simplificados empleando espectros de respuesta y la utilización del Método de los Elementos Finitos (*MEF*).

A los efectos de identificar las posibles zonas fisuradas en una presa y determinar su configuración de daño, deben utilizarse modelos no lineales. El comportamiento no lineal del hormigón puede simularse a través de dos procesos que involucran al material y su comportamiento mecánico: daño y plasticidad. La principal hipótesis de la teoría de la plasticidad, ampliamente utilizada para describir el comportamiento del hormigón, es la existencia de una superficie de fluencia que incluye sensibilidad a la presión, al camino, flujo no asociado y endurecimiento. Sin embargo, esta teoría no predice la degradación de la rigidez del material debido a la microfisuración. Por otro lado, la teoría del continuo que emplea el concepto de daño también ha sido utilizada para modelar el comportamiento no lineal del hormigón mediante un conjunto de variables internas a nivel macroscópico. Es necesaria la utilización conjunta de las teorías de plasticidad y de daño para poder modelar el comportamiento observado en el hormigón en forma experimental [2].

En este trabajo se estudia la configuración de daño de la presa *Portezuelo del Viento* utilizando el modelo Concrete Damaged Plasticity (*CDP*), el cual se encuentra disponible en el código comercial de análisis por el MEF Abaqus/Standard [1]. La presa objeto del análisis está proyectada para ser emplazada en la provincia de Mendoza, República Argentina, en la zona sísmica 3, de acuerdo con la normativa CIRSOC 103 [3].

### 2. MODELADO DEL PROBLEMA

*CDP* es un modelo continuo que permite describir el comportamiento del hormigón, basado en la teoría de la plasticidad, que considera la presencia de daño. El mismo asume la existencia de dos mecanismos de rotura: fisuración cuando se encuentra sometido a tracción y aplastamiento cuando las tensiones son de compresión. La evolución de la superficie de fluencia está controlada por dos variables de endurecimiento,  $\sim \varepsilon_t^{pl}$  y  $\sim \varepsilon_c^{pl}$ , vinculadas a los mecanismos de falla bajo cargas de tracción y compresión respectivamente [4]. La respuesta tensión-deformación bajo cargas uniaxiales sigue una relación elástica lineal hasta alcanzar el valor de la tensión de rotura ( $\sigma_{t0}$ ), la cual se corresponde con el inicio de la microfisuración en el hormigón, como puede observarse en la Figura 1 (a).

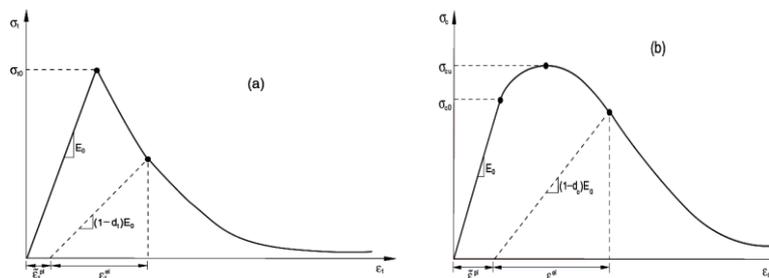


Figura 1: Respuesta del hormigón frente a cargas axiales (a) de tracción y (b) de compresión.

Superada la tensión de rotura, la formación de microfisuras se representa macroscópicamente a través de un ablandamiento en la respuesta tensión-deformación que induce la localización de las deformaciones. Bajo la acción de compresión uniaxial, Figura 1 (b), la repuesta es de tipo lineal hasta la tensión de fluencia inicial ( $\sigma_{c0}$ ). En régimen plástico la respuesta se encuentra caracterizada por un endurecimiento de las tensiones seguido por un ablandamiento en las deformaciones luego de superada la tensión última ( $\sigma_{cu}$ ) [4].

Se asume que las curvas tensión-deformación uniaxial pueden convertirse en curvas tensión-deformación plástica empleando las siguiente expresiones:

$$\tilde{\varepsilon}_t^{pl} = \tilde{\varepsilon}_t^{ck} - \frac{d_t}{(1-d_t)} \frac{\sigma_t}{E_0} \quad (1)$$

$$\tilde{\varepsilon}_c^{pl} = \tilde{\varepsilon}_c^{in} - \frac{d_c}{(1-d_c)} \frac{\sigma_c}{E_0} \quad (2)$$

donde  $\sim \varepsilon_t^{pl}$  y  $\sim \varepsilon_c^{pl}$  son las deformaciones plásticas equivalentes en tracción y compresión,  $\sim \varepsilon_t^{ck}$  es la deformación por fisuración,  $\sim \varepsilon_c^{in}$  es la deformación inelástica,  $d_t$  y  $d_c$  son las variables de daño en tracción y compresión,  $\sigma_t$  y  $\sigma_c$  las tensiones de tracción y compresión y  $E_0$  es el módulo de elasticidad del material sin daño. Las variables de daño,  $d_t$  y  $d_c$ , son funciones de las deformaciones plástica, la temperatura y otras variables de campo; pueden tomar valores entre 0 y 1.

Considerando las expresiones anteriores puede concluirse que la relación tensión-deformación bajo cargas de tracción y compresión se escribe como se indica a continuación:

$$\sigma_t = (1-d_t)E_0(\varepsilon_t - \tilde{\varepsilon}_t^{pl}) \quad (3)$$

$$\sigma_c = (1-d_c)E_0(\varepsilon_c - \tilde{\varepsilon}_c^{pl}) \quad (4)$$

Es importante mencionar que en el caso de hormigón simple sometido a cargas de tracción, se utiliza una curva tensión-desplazamiento en lugar de una curva tensión-deformación. Para el cálculo de los *desplazamientos plásticos* se emplea la siguiente expresión:

$$u_t^{pl} = u_t^{ck} - \frac{d_t}{(1-d_t)} \frac{\sigma_t l_0}{E_0} \quad (5)$$

donde  $l_0$  es la longitud del espécimen, la cual se considera de valor unitario.

### 2.1. Descripción del modelo numérico

Para el estudio de la configuración de daño en la presa *Portezuelo del Viento* se realizó un modelo de elementos finitos bidimensional de un módulo de la presa empleando el código comercial Abaqus/Standard. La geometría y dimensiones de la presa puede observarse en la Figura 2, junto con la malla de elementos finitos empleada [5]. En el mallado de la

geometría de la presa se utilizaron elementos triangulares de tres nodos bajo la hipótesis de tensión plana.

Se realizaron análisis de tipo estático y dinámico no lineal, empleando un método de integración implícito de las ecuaciones temporales.

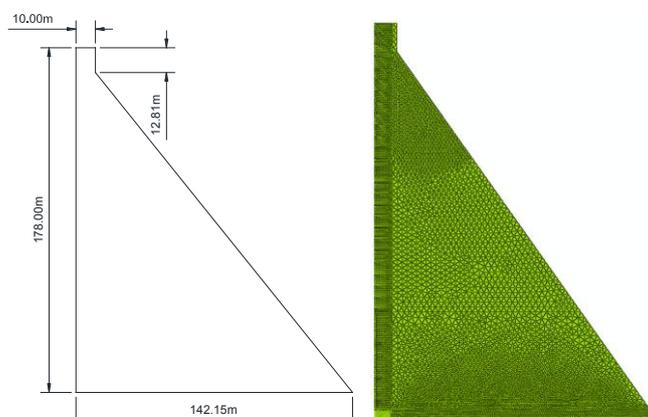


Figura 2: Perfil de la presa y malla.

Los estados de carga considerados incluyen: (i) peso propio; (ii) presión hidrostática producida por el embalse, el cual presenta una altura de 175 m; (iii) presión hidrodinámica producida por la interacción entre la presa y el embalse durante la excitación sísmica y (iv) un sismo representado a través de las componentes horizontales y verticales de la aceleración del terreno, como puede observarse en la Figura 3.

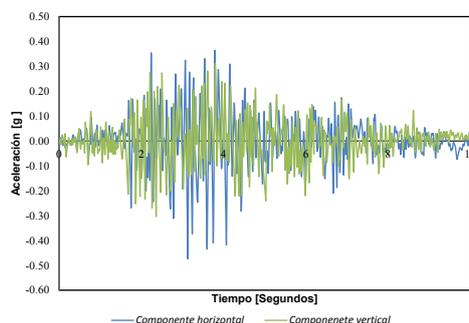


Figura 3: Acelerogramas considerado como uno de los estados de carga de la presa.

La interacción dinámica entre la presa y el embalse, ocasionada por la componente horizontal del sismo, se consideró en el modelo a partir de la aplicación del método de Westergaard [6]. De acuerdo con el mismo, las presiones hidrodinámicas ejercidas por el agua sobre la presa durante un sismo son las mismas que produce un volumen de agua que se mueve junto con la presa mientras que el resto del embalse se mantiene quieto. La masa agregada por unidad de área del paramento aguas arriba se determina en forma aproximada a partir de la expresión  $\frac{7}{8}\rho_w\sqrt{h_w(h_w-y)}$ , con  $y \leq h_w$ , donde  $\rho_w = 1000 \text{ kg/m}^3$  es la densidad del agua.

La presión hidrodinámica resultante de la acción de la componente vertical del sismo se considera despreciable por lo que se desprecia en las simulaciones [4]. En este modelo se asume que la base de la presa se encuentra empotrada. Generalmente se acepta en las presas un amortiguamiento en el rango del 2 al 5%. En este trabajo se consideró una fracción del amortiguamiento crítico igual al 3% para el primer modo de vibración de la presa. Asumiendo un amortiguamiento de Rayleigh, el factor  $\beta$  necesario para generar una fracción  $\xi_1$  de amortiguamiento crítico para el primer modo de vibración se define a partir de

$$\beta = \frac{2\xi_1}{\omega_1}$$

[4]. La frecuencia natural obtenida para el primer modo de vibración de la presa analizada es  $\omega_1 = 15.79$  rad/seg. De acuerdo con ello,  $\beta$  es igual a  $3.8E^{-3}$  seg.

### 2.1. Casos analizados

Se analizaron tres perfiles de presa considerando tres pendientes distintas en el paramento agua abajo: 0.7, 0.8 y 0.9, siendo 0.7 la pendiente más empinada y por lo tanto se la referirá como la mayor de las tres. En todos los casos también se estudió la influencia de las propiedades de los materiales a través de la consideración de tres tipos de hormigones denominados C10, C15 y C20, de acuerdo con las recomendaciones del CEB [8].

En la Tabla 1 se presentan las propiedades de los materiales considerados. La resistencia a tracción del material se incrementó en un 50% por efecto del empleo de solicitaciones sísmicas, de forma tal de considerar la carga abrupta [1]. Los parámetros requeridos por el modelo son los siguientes: ángulo de dilatación ( $20^\circ$ ), excentricidad (1), relación entre compresión biaxial y uniaxial (1.2) y factor K (0.6666).

Hormigón		C10	C15	C20	
Densidad	[Kg/m <sup>3</sup> ]	2400	2400	2400	-
E	[Pa]	2.62E <sup>10</sup>	2.84E <sup>10</sup>	3.03E <sup>10</sup>	Módulo de elasticidad
$\nu$	[-]	0.15	0.15	0.15	Coefficiente de Poisson
$\sigma_{cu}$	[Pa]	1.80E <sup>7</sup>	2.30E <sup>7</sup>	2.80E <sup>7</sup>	Tensión última de compresión
$\sigma_{t0}$	[Pa]	2.10E <sup>6</sup>	2.75E <sup>6</sup>	3.33E <sup>6</sup>	Tensión de rotura en tracción

Tabla 1. Propiedades de los materiales considerados.

Con la finalidad de evitar efectos de la malla en los resultados debido a la falta de armadura en la estructura, el comportamiento en tracción posterior se representa a través de una curva tensión-desplazamiento en lugar de una curva tensión-deformación [4]. De la misma forma, la variable de daño  $d_t$  se especifica como una función de los desplazamientos.

## 3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Si se estudia el cambio en la energía disipada por daño para perfiles de presas modelados con diferentes pendientes y hormigón C15 se observa que en los perfiles con mayor pendiente (0.7 en este trabajo) se disipa más energía, tal como se observa en la Figura 4 (izquierda). La razón de este comportamiento se encuentra en la reducción de material resistente en los perfiles con mayores pendientes.

La Figura 4 (derecha) muestra el desplazamiento horizontal en la esquina izquierda del coronamiento para diferentes pendientes y hormigón C15. Los valores positivos representan desplazamientos en la dirección aguas abajo. El perfil con la pendiente más grande presenta los mayores desplazamientos debido a que éste concentra el mayor nivel de daño por tracción cerca del coronamiento de la presa.

Por otro lado, en la Figura 5 (izquierda) puede observarse la energía disipada por daño para el perfil con pendiente 0.8 considerando cada uno de los hormigones propuestos. Del análisis de la figura resulta que la mayor cantidad de energía es disipada por el perfil modelado con hormigón C10, debido a que éste tiene la menor resistencia a tracción en comparación a los otros hormigones estudiados por lo que el daño por tracción es significativamente más alto en este caso.

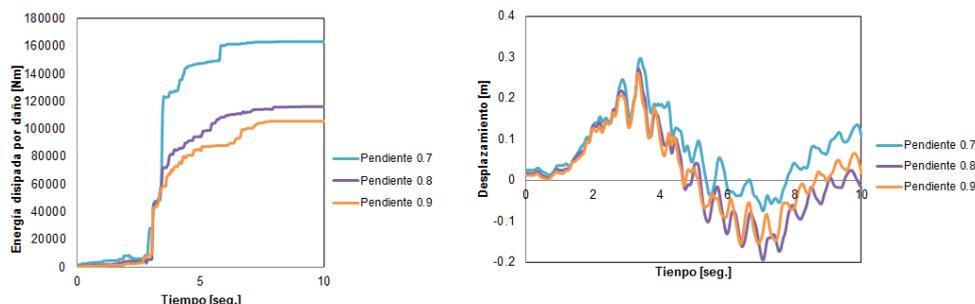


Figura 4: Energía disipada por daño para diferentes pendientes y hormigón C15 (izquierda). Desplazamiento en la esquina izquierda del coronamiento para diferentes pendientes y hormigón C15 (derecha).

Si se analiza el desplazamiento horizontal en la esquina izquierda del coronamiento de la presa, puede observarse que los desplazamientos son similares para todos los materiales estudiados, pero que los mayores valores corresponden al hormigón C20, como se observa en la Figura 5 (derecha). La razón para este comportamiento puede encontrarse en que la distribución de daño en tracción se localiza cerca del coronamiento de la presa cuando la resistencia del hormigón se incrementa en lugar de distribuirse en el cuerpo de la misma.

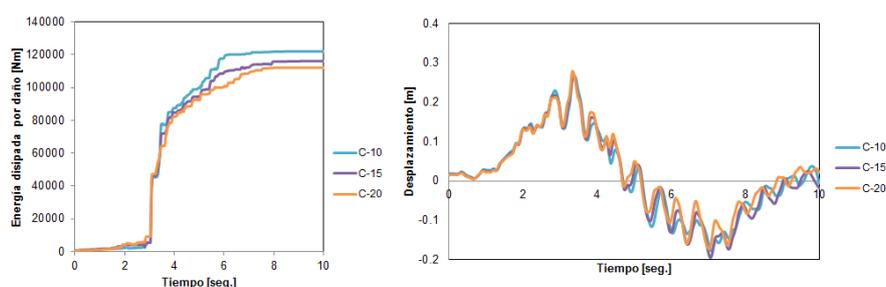


Figura 5: Energía disipada por daño para hormigones con diferente resistencia y pendiente 0.8 (izquierda). Desplazamiento horizontal en la esquina izquierda del coronamiento de la presa para hormigones con diferente resistencia y pendiente 0.8 (derecha).

En la Figura 6 se representa la componente horizontal del sismo junto con la velocidad de disipación de energía por daño para un hormigón C15 y un perfil de presa con pendiente 0.8. Como puede observarse, las velocidades más altas de energía disipada por daño tienen lugar en correspondencia con los mayores niveles de aceleración, los cuales ocurren entre los 3 y 5 segundos, lo que muestra que el daño por tracción crece en ese período de tiempo, y luego del mismo se mantiene sin incrementarse en forma significativa. Lo anteriormente expuesto también puede verse en la Figura 7, en donde el daño por tracción se encuentra medido a través de la variable DAMAGET. Esta variable, disponible en el código utilizado, toma valores entre 0 y 1, donde 1 representa una estructura completamente dañada. El daño comienza en el talón de la presa al final del análisis estático y continúa creciendo en esa zona durante el análisis dinámico, luego de lo cual el daño comienza a desarrollarse en el paramento de aguas arriba y continúa hacia el paramento de aguas abajo.

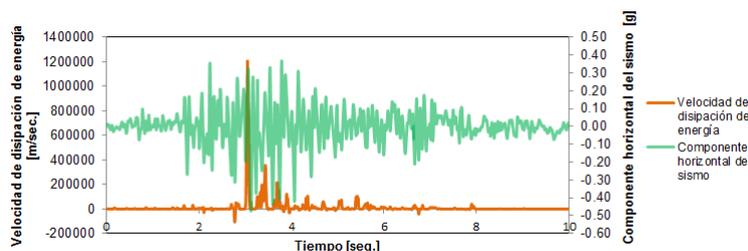


Figura 6: Componente horizontal del sismo junto con la velocidad de la energía disipada por daño para un hormigón C15 y una presa con pendiente 0.8.

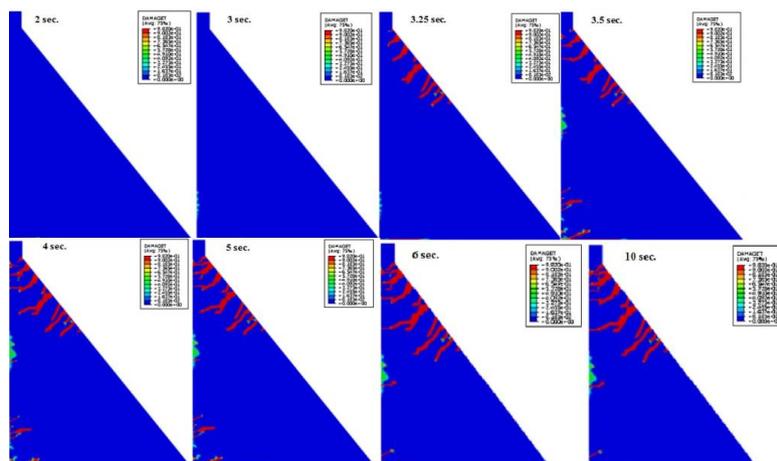


Figura 7: Configuración de daño por tracción para pendiente 0.8 y hormigón C15.

### 3. CONCLUSIONES

En el presente trabajo se estudió la configuración de daño de la presa *Portezuelo del Viento* considerando tres pendientes diferentes para el paramento aguas debajo de la misma: 0.7, 0.8 y 0.9. En todos los casos se consideró la influencia de las propiedades del material mediante el análisis de tres hormigones: C10, C15 y C20. Se empleó un modelo disponible en el código utilizado, el *Concrete Damaged Plasticity*, que considera el comportamiento plástico del hormigón. Previamente a la excitación provocada por el sismo, se sometió a la presa a la acción de su peso propio y a la presión hidrostática generada por el embalse.

Puede concluirse que el mayor daño por tracción ocurre para los perfiles con la mayor pendiente (0.7) y el hormigón con menor resistencia a la tracción (C10). También puede decirse que el daño por tracción crece durante un corto período de tiempo, alrededor de 2 segundos, y después de ese período se mantiene sin un crecimiento significativo. Esto es importante porque en ese período de tiempo deberían emplearse algún mecanismo disipador de energía con el objetivo de reducir el nivel de daño.

### BIBLIOGRAFÍA

- [1] US Army Corp of Engineers, *Gravity dam desing*, EM 1110-2-2200, 1995.
- [2] Omid, O., Valliappan, S., Lotfi, V., *Seismic cracking of concrete gravity dams by plastic-damage model using different damping mechanisms*, Finite Elements in Analysis and Desing, 63:80-97, 2013.
- [3] *Reglamento INPRES-CIRSOC 103: Reglamento Argentino para Construcciones Sismoresistentes. Parte I. Construcciones en general*, 2013.
- [4] ABAQUS, *User's Manual Version 6.13*, Hibbitt, Karlsson and Sorensen Inc., 2014.
- [5] Gobierno de la provincia de Mendoza, Ministerio de Infraestructura, Vivienda y Transporte, Secretaría de Obras Públicas: *Pliego Aprovechamiento Integral del Río Grande Presa y Central Hidroeléctrica Portezuelo del Viento*.
- [6] Westergaard, H. M., *Water Pressures on Dams during Earthquakes*. Transactions of the American Society of Civil Engineers, 98:418-433, 1933.
- [8] CEB-FIB, *Model Code 1990. Part I*, 1991.