

EFFECTO DE LA DIRECCIÓN DE LA EXCITACIÓN EN LA RESPUESTA SÍSMICA DE LA CARA DE CONCRETO DE PRESAS DE ENROCAMIENTO

• Neftalí Sarmiento-Solano* • Miguel P. Romo-Organista •
Universidad Nacional Autónoma de México (UNAM)

*Autor de correspondencia

Resumen

Se realizan análisis dinámicos de presas de enrocamiento con cara de concreto (PECC) con un programa de diferencias finitas tridimensional. Estos modelos son simétricos en ambas direcciones: a lo largo del eje del cauce y en dirección del eje de la cortina. La cara de concreto está dividida en paneles verticales, dejando juntas constructivas (juntas verticales) entre ellos. También existe una junta entre los paneles de concreto y el plinto (junta perimetral), y entre la losa y el enrocamiento (junta transición). Estos contactos se modelaron numéricamente con un elemento de interfaz que se basa en el método de elementos discretos, evaluando de manera previa su comportamiento estático y sísmico, a partir de pruebas experimentales de deslizamiento de un bloque rígido instrumentado. Se evalúa el efecto de la dirección de la excitación de manera principal en términos de esfuerzos en las losas de concreto, aberturas y desplazamientos de corte en juntas constructivas. Los resultados obtenidos señalan la importancia de incluir la componente sísmica en la dirección del eje de la cortina en la evaluación dinámica de este tipo de presas en zonas de alto riesgo sísmico y, por consiguiente, el uso de un modelo dinámico tridimensional. También se estudia el efecto de la rigidez de la cimentación en la respuesta sísmica de la cara de concreto, donde los resultados muestran que si se tiene una roca basal con una rigidez menor del orden de cuarenta veces la rigidez del enrocamiento de la cortina, es necesario que el modelo numérico incluya la cortina y el valle.

Palabras clave: presas de enrocamiento con cara de concreto, juntas constructivas, elementos de interfaz, modelo numérico tridimensional, diferencias finitas.

Introducción

Las presas de enrocamiento con cara de concreto (PECC) están integradas por un terraplén de enrocamiento zonificado, el cual está sellado en el talud aguas arriba con una losa delgada de concreto hidráulico, que se apoya en una zapata de concreto, comúnmente conocida como plinto. En la figura 1 se muestra la zonificación que se ha utilizado en presas mexicanas como El Cajón y La Yesca, que resultó de investigaciones numéricas enfocadas a definir la sección óptima desde el punto de vista del comportamiento estático y sísmico de estas dos presas (Romo *et al.*, 2002; Romo *et al.*, 2006). Los elementos que proporcionan la impermeabilidad de la cortina

no sólo son los paneles de concreto que integran la cara, sino también las juntas constructivas verticales y horizontales (contactos entre los paneles de concreto), y la junta perimetral (unión de la losa con el plinto). Existen además zonas de filtro y de transición, que se ubican debajo de estos elementos impermeables.

Actualmente, este tipo de cortinas son consideradas como una atractiva opción en la mayoría de los sitios con cimentación rocosa y por lo general son competitivas con presas de enrocamiento de corazón impermeable, e incluso con presas de concreto, por mejoras en su diseño y procedimientos constructivos (Sherard y Cooke, 1987). El número total de PECC que se encuentran en operación, en

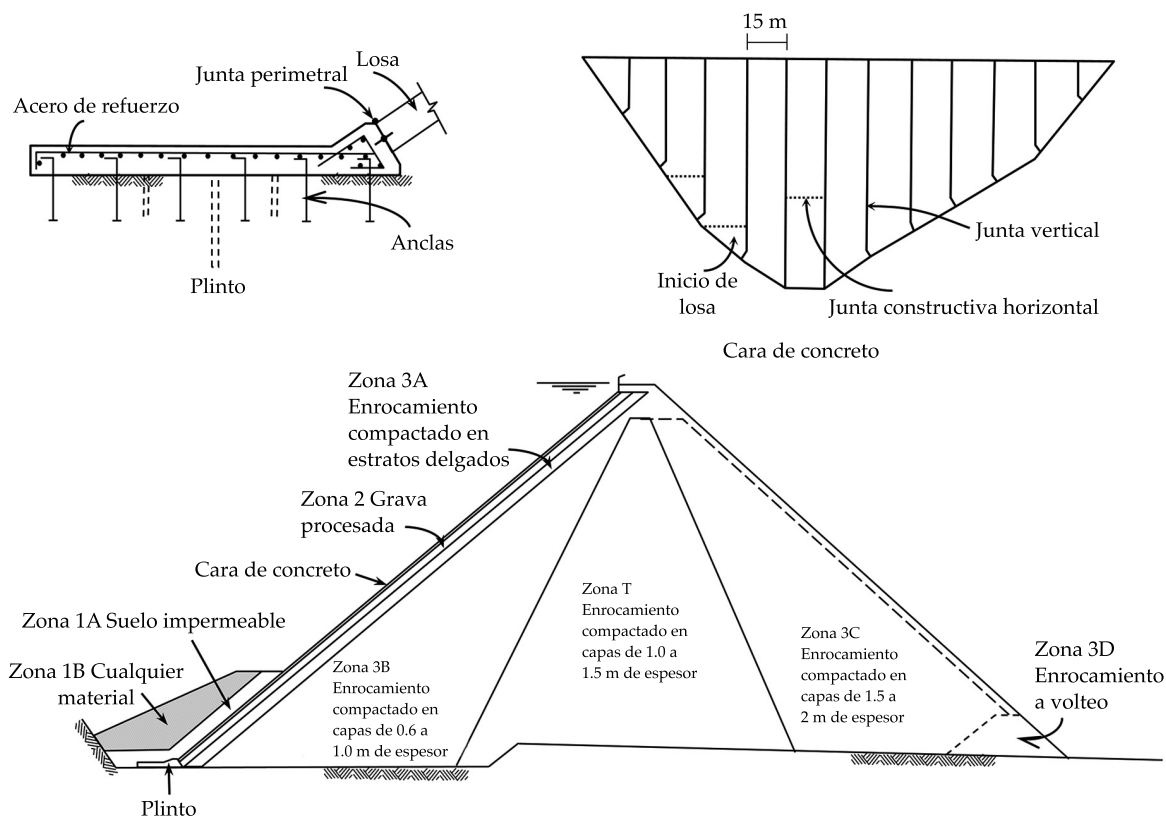


Figura 1. Sección transversal de una PECC.

construcción o en la etapa de planeación alrededor del mundo, se ha incrementado de manera considerable, con una velocidad relativamente alta, y al parecer tal tendencia todavía sigue en aumento. La altura máxima de este tipo de cortinas ya rebasa los 150 m (Hunter y Fell, 2003; Xing *et al.*, 2006), como es el caso de las presas Aguamilpa, en México (190 m); Shuibuya y Tianshengqiao, en China (233 y 178 m, respectivamente); El Cajón, en México (182 m); Campos Novos, en Brasil (202 m); Bakun, en Malasia (205 m); La Yesca, en México (210 m), etcétera.

La existencia de nuevos métodos aplicables al diseño sísmico de presas de tierra y enrocamiento señalan la importancia de evaluar el comportamiento de este tipo de estructuras ante un sismo (Botero *et al.*, 2011). Sin embargo, se ha prestado poca atención al comportamiento dinámico de la cara de concreto, la cual durante

un sismo puede llegar a agrietarse. De acuerdo con Sherard y Cooke (1987), existen casos donde grandes cantidades de agua han atravesado el enrocamiento compactado sin efectos significativos; los asentamientos causados por el flujo interno son despreciables debido a que los altos esfuerzos de contacto que existen entre las partículas del enrocamiento producen fuerzas de fricción mayores que las fuerzas de arrastre hidráulico y solamente las partículas de suelo suelto en los vacíos del enrocamiento son susceptibles de ser arrastradas por el agua de infiltración.

También existe el caso de la presa Zipingpu, en China, de 150 m de altura, que soportó en el 2008 un sismo de magnitud de 7.9° Richter, con epicentro a 17 km de distancia. Aunque los expertos reportaron la cortina como estable después del sismo (Zhang *et al.*, 2010), los informes iniciales señalaron la presencia de

grietas en la cara de concreto, las cuales se apreciaron después, debido a que el nivel del embalse se encontraba a la mitad de su nivel máximo cuando ocurrió el sismo (Wieland y Houqun, 2009).

El buen comportamiento de varias PECC ante eventos sísmicos (como el de la presa Zipingpu que ya se comentó; Zhang *et al.*, 2010) ha conducido a una opinión generalizada de que las PECC son altamente resistentes a la acción de temblores. Sin embargo, los autores consideran que existen aspectos particulares relacionados con la cara de concreto que deben considerarse en el diseño de estas estructuras y que requieren de considerable investigación. Para movimientos sísmicos en el plano de las PECC, es decir, en la dirección del eje de la cortina, la deformación de la losa es muy diferente a la del enrocamiento. El movimiento del enrocamiento en la dirección del eje de la cortina es parcialmente restringido por la losa de concreto debido a la diferencia de rigidez entre estos elementos; por consiguiente, la losa atraerá fuerzas sísmicas (de membrana o de contacto en su plano) del cuerpo de la presa. Las fuerzas sísmicas que pueden transferirse del enrocamiento a la losa de concreto están limitadas por las fuerzas de fricción entre la zona de transición del enrocamiento y la losa de concreto. Debido al hecho de que la carga de agua es completamente soportada por la losa de concreto, estas fuerzas de fricción son bastante altas (de ahí que puedan desarrollarse esfuerzos en el plano de la losa de magnitud importante) y por lo tanto, las juntas pueden ser sometidas a esfuerzos cortantes altos, provocando su falla. El panorama anterior puede ser más crítico si las condiciones donde se localiza el sitio de proyecto son de sismicidad alta o cercano a varias fuentes sísmicas (Sarmiento *et al.*, 2004).

En este artículo se presentan modelaciones numéricas de PECC con un programa de diferencias finitas tridimensional. Estos modelos son homogéneos y de geometría regular, donde se considera la presencia de juntas constructivas en la cara de concreto. El efecto de la dirección de la excitación en este estudio

se evaluó (en términos de la respuesta de la cara de concreto) aplicando primero una componente sísmica horizontal en la dirección del eje del cauce del río, después en la dirección del eje de la cortina y finalmente ambas al mismo tiempo. Para esto, se monitorea la respuesta de la losa y principalmente se estudia el incremento de esfuerzos en los paneles de concreto, la abertura normal y el desplazamiento de corte en las juntas constructivas durante la aplicación de un movimiento sísmico en la frontera rígida del modelo.

Modelación de juntas constructivas

Elemento de interfaz

El comportamiento de juntas o interfaces entre materiales geológicos y estructurales involucra la determinación de movimientos relativos de traslación y rotación bajo carga estática y dinámica. En el contexto de métodos numéricos, tal como elementos finitos o diferencias finitas, los elementos de interfaz son usados para aproximar estos movimientos relativos y asociarlos con los diferentes modos de deformación.

El elemento de interfaz utilizado en estos análisis se basa en el modelo propuesto por Goodman *et al.* (1968), comúnmente usado en problemas de interacción suelo-estructura. Este elemento de interfaz se define precisamente por las rigidez normal y cortante que existe entre un punto perteneciente a la interfaz y un plano de contacto, es decir, se utiliza un contacto lógico como el que se emplea en el método de elementos discretos (Cundall y Lemos, 1990; Cundall y Hart, 1992). Así, durante cada intervalo de tiempo se determinan en los nodos del elemento interfaz la penetración normal absoluta y la velocidad cortante relativa, las cuales se utilizan después en un modelo constitutivo de interfaz para determinar los vectores de fuerza normal, F_n , y fuerza cortante, F_s . La figura 2 ilustra las relaciones constitutivas en la dirección normal

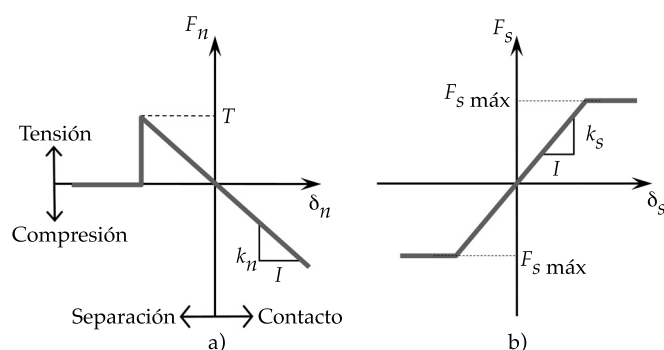


Figura 2. Relaciones constitutivas del elemento de interfaz utilizado en los análisis de PECC.

y tangencial del elemento interfaz utilizado para el análisis de PECC.

El comportamiento de la junta es caracterizado como un material elasto-plástico perfecto, con la posibilidad de no soportar esfuerzos a tensión en la dirección normal al plano de la junta. En la relación esfuerzo-deformación en la dirección normal de la junta, se definen dos distintos estados: a) abertura, lo cual ocurre cuando el desplazamiento normal es negativo, entonces la junta comienza a soportar esfuerzos a tensión en la dirección normal. Si la tensión existente a través de la interfaz excede la resistencia a la tensión (T), entonces la interfaz se rompe, y su rigidez normal y cortante se anulan, y como consecuencia, los esfuerzos normal y cortante no se transmiten a través de ella; b) penetración, lo cual se presenta cuando el desplazamiento normal a la junta es mayor que cero.

En la relación esfuerzo-deformación en la dirección tangencial de la junta (ver figura 2b) se asume un comportamiento no-lineal basado en un criterio de resistencia cortante de Coulomb, el cual limita la fuerza cortante, F_s , que actúa en el nodo de la interfaz por medio de la siguiente expresión:

$$F_{s\text{máx}} = cA + F_n \tan \phi \quad (1)$$

donde c y ϕ son la cohesión y el ángulo de fricción en la superficie de la interfaz. Si F_s es mayor o igual que $F_{s\text{máx}}$, entonces $F_s = F_{s\text{máx}}$.

Evaluación del elemento de interfaz

El comportamiento del elemento interfaz utilizado en los análisis numéricos de PECC se verificó previamente por medio de ensayos estáticos y dinámicos de un modelo experimental de laboratorio, el cual consiste de un bloque rígido, instrumentado con acelerómetros, y un LVDT, para medir los desplazamientos relativos entre el bloque y el plano de deslizamiento. Tal sistema se apoya en una mesa vibradora uniaxial, la cual se encuentra en el laboratorio de mecánica de suelos del Instituto de Ingeniería de la Universidad Nacional Autónoma de México (UNAM). Las características del modelo experimental y los ensayos realizados se describen con mayor detalle en otras publicaciones (Botero, 2004; Méndez, 2004). En este artículo sólo se muestra la comparación entre resultados experimentales y teóricos, para la condición de carga dinámica.

Los ensayos dinámicos consistieron en colocar un bloque de concreto con dimensiones de 0.25 m de largo, 0.07 m de ancho y 0.07 m de altura, el cual se fijó al plano de deslizamiento. Encima del bloque anterior se colocó otro bloque de concreto con un peso de 1.557 kg, y con dimensiones de 0.12 x 0.07 x 0.07 m, de largo, ancho y altura, respectivamente, el cual se desliza libremente (ver figura 3a). De esta manera, la interfaz de deslizamiento fue concreto-concreto y las condiciones am-

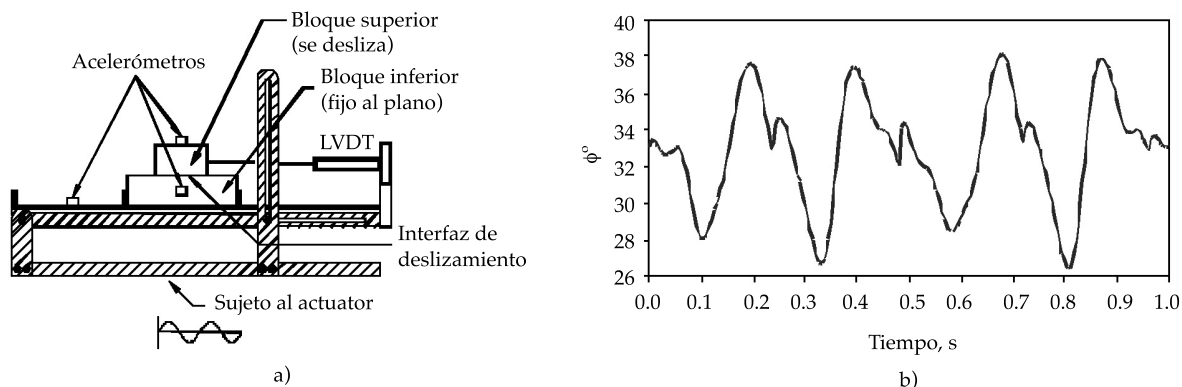


Figura 3. Modelo experimental de la interfaz concreto-concreto y variación del ángulo de fricción del contacto.

bientales fueron las imperantes en el interior del laboratorio (constantes durante los ensayos), determinándose con anterioridad un coeficiente de fricción estático del contacto de 0.65 ($\phi_s = 33.2^\circ$). Se aplicó una excitación senoidal en el plano de deslizamiento, y se monitoreó la respuesta del bloque rígido en términos de aceleraciones y desplazamientos. En la figura 3b se muestra la variación del coeficiente de fricción obtenido en laboratorio del contacto concreto-concreto bajo las condiciones mencionadas.

Los ensayos dinámicos se modelaron numéricamente con un programa de diferencias finitas tridimensional que utiliza los elementos de interfaz descritos en la sección "Elemento de interfaz". El bloque y el plano de deslizamiento se modelaron con elementos sólidos (figura 4a), apegándose a las características físicas del modelo de laboratorio, mientras que en el contacto entre ambos elementos se colocó una interfaz que se caracterizó básicamente con las propiedades experimentales del contacto. Para una prueba dinámica, en la figura 4b se presenta la aceleración del bloque rígido y del plano de deslizamiento, siendo esta última la excitación que se utilizó en el modelo numérico. Se presentan solamente dos ciclos de la prueba, ya que el comportamiento del bloque es prácticamente constante durante todo el ensayo. En este caso se caracterizó la interfaz

con un ángulo de fricción dinámica variable (figura 3b), una cohesión nula y valores de rigidez normal y cortante, $k_n = k_s = 1.00\text{E}+08$ kN/m². El modelo numérico reproduce de manera fiel el ensayo experimental dinámico; por consecuencia, para fines de este estudio, se concluye que el comportamiento del elemento interfaz es adecuado para las consideraciones dinámicas presentadas.

Para el mismo modelo dinámico anterior se realizó otro análisis, caracterizando la interfaz con un coeficiente de fricción constante. En la figura 5 se presentan las aceleraciones y velocidades del bloque superior (con peso de 1.557 kg), al utilizar un valor del ángulo de fricción constante de la interfaz de 28.0° . Este valor es el que mejor se ajustó a los resultados experimentales, y es aproximadamente el 84% del valor estático ($\phi_s = 32.2^\circ$). Lo que es importante mencionar es que al utilizar un ángulo constante, la solución numérica requirió mucho menos tiempo de ejecución que en el otro caso.

Modelos numéricos de PECC

Descripción del modelo

Los modelos de PECC son homogéneos, con alturas de cortina entre 60.0 y 180.0 m, que satisfacen diferentes relaciones ancho del cau-

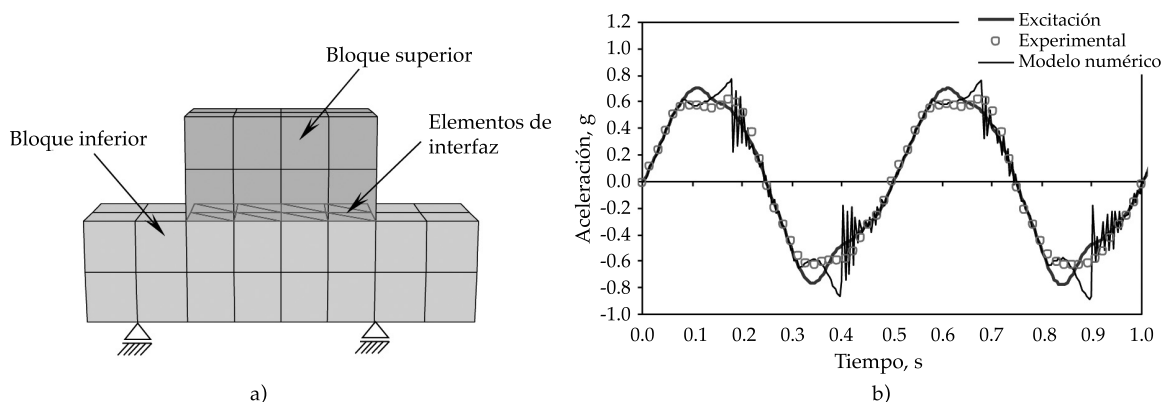


Figura 4. Modelo numérico de la interfaz concreto-concreto y aceleración del bloque rígido ante una excitación senoidal.

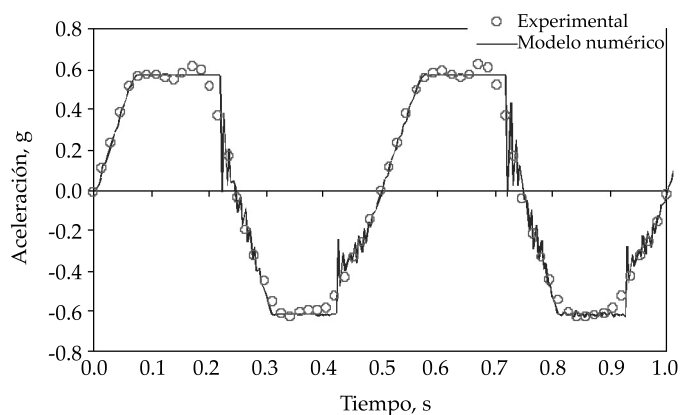


Figura 5. Respuesta del bloque rígido, con un ángulo de fricción constante del contacto concreto-concreto.

ce-altura máxima de la cortina: $b/H = 0$ (valle triangular), $b/H = 0.5$, y $b/H = 1.0$ (valles trapecoidales). Los taludes aguas arriba y aguas abajo de la cortina son de 1.4:1 (H:V), como se muestra en la figura 6, donde L es la longitud de la corona. Se varían los taludes del valle con las relaciones siguientes: 0.75:1, 1:1, 1.5:1 y 3:1 (H:V); el ancho de la corona de la cortina se mantiene constante e igual a 10.0 m. La losa de concreto de 0.5 m de espesor constante está dividida en paneles verticales con juntas verticales a cada 10.0 m de espaciamiento. Se considera además una junta constructiva entre

la losa y el plinto en todo el perímetro, y una interfaz de transición entre el enrocamiento y la cara de concreto.

Las propiedades dinámicas del enrocamiento, la losa de concreto y el plinto, se presentan en el cuadro 1. La rigidez de la losa se consideró diez veces mayor que la rigidez del enrocamiento, y la rigidez de éste se considera independiente del nivel de esfuerzos confinantes. Se utilizaron elementos de interfaz (ver la sección "Elemento de interfaz") para modelar los contactos: losa-losa (juntas verticales), losa-enrocamiento (junta

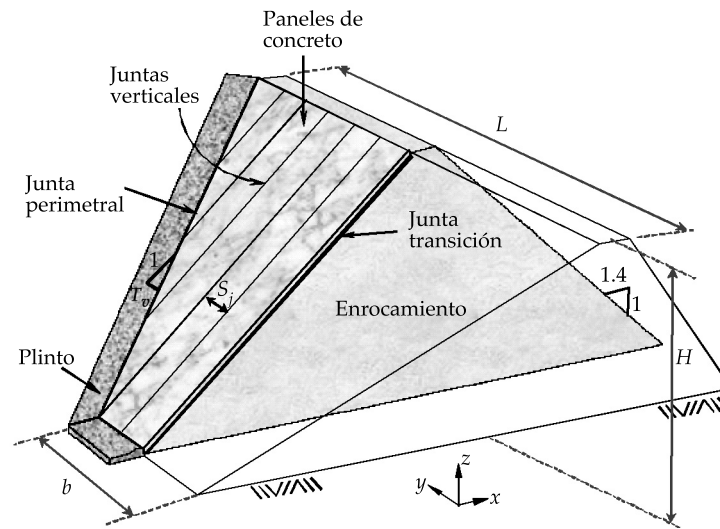


Figura 6. Modelo geométrico 3D de una PECC.

Cuadro 1. Propiedades de los modelos de PECC.

Propiedad	Enrocamiento	Losa/plinto
Peso volumétrico, kg/m^3	2 000.0	2 400.0
Módulo de elasticidad, E , kN/m^2	100 000.0	1 000 000.0
Relación de Poisson, ν	0.3	0.3

transición), y losa-plinto (junta perimetral), como se muestra en la figura 6. Se consideran las mismas propiedades para todas las juntas constructivas, las cuales se presentan en el cuadro 2.

Es importante señalar que los valores de propiedades de juntas que se presentan en el cuadro 2 se obtuvieron de análisis preliminares de sensibilidad, variando principalmente la rigidez de las juntas constructivas en un modelo de cortina de geometría constante.

Cuadro 2. Propiedades de las juntas constructivas.

Rigidez normal, k_n , $\text{kN/m}^2/\text{m}$	10 000.0
Rigidez cortante, k_s , $\text{kN/m}^2/\text{m}$	10 000.0
Ángulo de fricción	28°
Cohesión, kN/m^2	500
Resistencia a la tensión, kN/m^2	500

En el caso particular de la junta transición (contacto losa-enrocamiento), debido a la incertidumbre sobre qué propiedades pueden utilizarse para caracterizar tal interfaz, se consideró adecuado emplear en los análisis el valor mínimo de rigidez cortante utilizado en los análisis de sensibilidad como condición crítica. A la rigidez normal de esta interfaz (junta transición) se le asignó un valor alto de rigidez normal ($k_n = 100\,000\,\text{kN/m}^2/\text{m}$), constante en todos los análisis, para evitar problemas de interpenetración de nodos, en especial cuando se aplica la carga por el llenado del embalse.

También se utilizó un modelo de amortiguamiento de tipo Rayleigh, para proporcionar un amortiguamiento aproximadamente independiente de la frecuencia en el intervalo en que se presentan las frecuencias naturales de los modelos considerados. Las relaciones de

amortiguamiento crítico equivalentes resultaron del orden del 20% para el enrocamiento y del 5% para la losa de concreto y el plinto. Es importante mencionar que se mantuvieron los mismos valores altos de cohesión y resistencia a la tensión de las interfaces para que su comportamiento fuera elástico; es decir, que la abertura y el desplazamiento cortante de las juntas dependiera sólo de sus valores de rigidez normal y cortante durante la aplicación de la excitación.

Los análisis consideran el proceso constructivo de la presa, es decir, primero se realizan 12 etapas de construcción de la cortina, después una etapa para la construcción de la cara de concreto (incluyendo juntas constructivas), y luego otra etapa más para el llenado del embalse, considerando un bordo libre (B_L), que satisface la relación $B_L/H = 0.08$ para todos los modelos. La carga de agua se aplicó por medio de una presión hidrostática normal a la losa (ésta se considera estanca). Al final del llenado del embalse se aplica una excitación bidimensional en la frontera rígida de los modelos. En estos análisis, la roca de cimentación se considera rígida y las fronteras se asumen fijas a lo largo de la boquilla. El plinto se considera también fijo a la ladera, pero la losa puede tener movimientos relativos con respecto a éste. Los análisis toman en cuenta la transmisión de ondas a través del modelo, donde el tamaño máximo de los elementos es

menor del 20% de la longitud de onda asociada con la componente de frecuencias más alta de la onda incidente y la velocidad más baja en el medio discretizado (Romo, 1976; Romo *et al.*, 1980).

Características de la excitación

Se utilizó como excitación una función senoidal (movimiento armónico simple) con amplitud de 0.3 g, duración de 10 s, y una frecuencia igual a la frecuencia natural, que corresponde a cada modelo de cortina en su sección media. Esta excitación (ver figura 7) se aplicó en la frontera rígida de los modelos numéricos de PECC, en forma síncrona, y en dos direcciones horizontales ortogonales entre sí; primero en la dirección del eje del cauce (sismo -x-), después en la dirección del eje de la cortina (sismo -y-), y finalmente ambas al mismo tiempo (sismo -xy-). Lo anterior con el objeto de estudiar el efecto de la dirección de la excitación y su efecto acoplado en la respuesta sísmica de la cara de concreto. En estos análisis no se considera la acción de la componente sísmica vertical.

Por lo general, en un análisis dinámico de este tipo de estructuras se emplea como excitación un sismo sintético o un sismo real escalado; tal información la debe proporcionar un estudio de riesgo sísmico del sitio en particular. En los análisis que se presentan en este artículo se consideró oportuno emplear

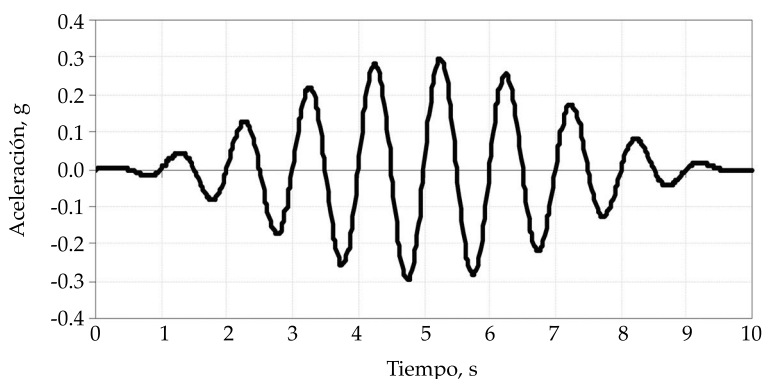


Figura 7. Excitación aplicada en la base rígida del modelo.

como excitación la función de la figura 7, en aras de facilitar la interpretación de los resultados. Conviene señalar que aunque los modelos utilizados en estos análisis son homogéneos y simétricos, con secciones de boquilla regulares, permiten evaluar los aspectos fundamentales del fenómeno que se está estudiando.

Debe tenerse en mente que los resultados que se obtienen considerando esta excitación son sólo indicativos de la influencia que tiene la acción sísmica en el diseño de los paneles de concreto y juntas constructivas. Las magnitudes y distribuciones de esfuerzos en la losa de concreto y aberturas en las juntas constructivas, para una misma configuración de una PECC, dependerán de las características del sismo de diseño, de la dirección en la que está actuando, y si se considera que el ambiente sísmico es bidimensional (dos componentes horizontales ortogonales). Además, las respuestas calculadas en este trabajo corresponden a las máximas, ya que para todos los casos se analizó la condición de resonancia.

Efecto de la dirección de la excitación

Frecuencias naturales de los modelos de PECC

En una primera etapa de análisis se determinó para cada modelo de PECC la frecuencia

natural de la cortina en su sección media (en la corona). En la figura 8 se presentan las frecuencias obtenidas de los modelos 3D cuando el movimiento actúa en la dirección del eje del cauce, fn_{x3D} las cuales se normalizan con respecto a las frecuencias, fn_{x2D} , correspondientes a cortinas que tienen un valle muy amplio (análisis 2D). Las frecuencias, cuando el movimiento es en la dirección del eje de la cortina, fn_{y3D} (figura 8b), se normalizan con las frecuencias, fn_{x3D} de un mismo modelo 3D. Estas curvas son aplicables para cortinas de cualquier altura con sección de cortina semejante a la presentada en la figura 6 (ver la sección "Descripción del modelo").

Estos resultados muestran aspectos importantes sobre el efecto de la estrechez del valle en la respuesta sísmica de PECC. Como era de esperarse, las frecuencias naturales aumentan conforme el valle es más estrecho debido al efecto de arqueo por el confinamiento creciente proporcionado por las laderas de la boquilla. También se aprecia que las frecuencias son de mayor magnitud cuando el movimiento es a lo largo del eje de la cortina que a lo largo del eje del cauce, lo cual es comprensible, ya que el modelo en la dirección -y- es más rígido que en la dirección -x-, además de que las condiciones de frontera restringen más el movimiento de la cortina en la dirección de su eje.

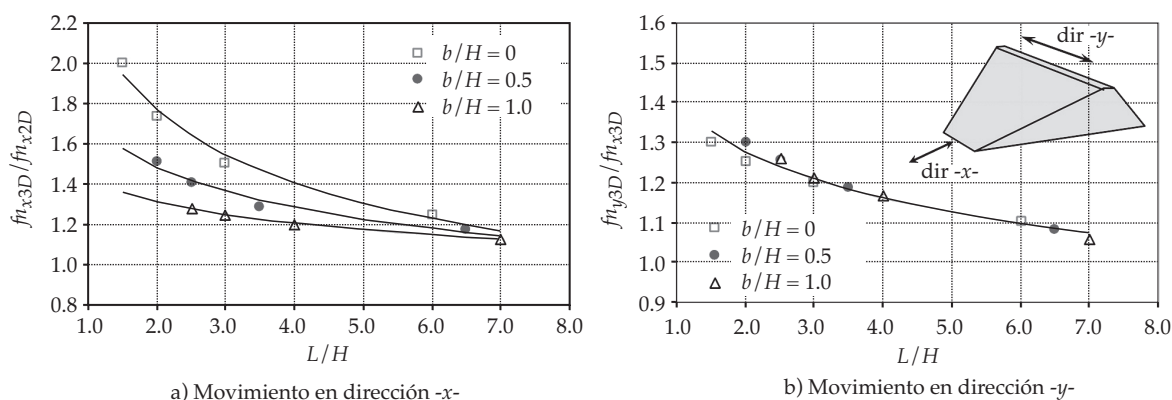


Figura 8. Variación de la frecuencia natural de PECC homogéneas con respecto a la estrechez del valle.

A partir de los resultados mostrados en la figura 8 y conociendo la frecuencia natural 2D de la cortina cuando el movimiento es en la dirección del eje del cauce (fn_{x2D}), se desarrollaron las siguientes expresiones para calcular la frecuencia natural en el centro de la corona de un modelo 3D:

$$fn_{x3D} = A fn_{x2D} \left(\frac{L}{H} \right)^{-B}$$

$$fn_{y3D} = 1.406 A fn_{x2D} \left(\frac{L}{H} \right)^{-(B+0.138)}$$

$$A = 2.195 \exp^{-0.444(b/H)} \quad B = 0.335 \exp^{-(b/H)} \quad (2)$$

donde L es la longitud de la corona, H es la altura de la cortina, y b es el ancho del cauce del río (ver figura 6). Asimismo, para evaluaciones aproximadas del efecto de la estrechez del valle en las frecuencias naturales de las cortinas, se pueden utilizar las expresiones de la ecuación (2) en las direcciones del cauce del río o del eje de la cortina.

Esfuerzos transversales en los paneles de concreto

De acuerdo con lo registrado en campo y en la literatura (Giudici *et al.*, 2000; Pinto, 2007; Antunes *et al.*, 2007), casi toda la cara de concreto se encuentra en compresión biaxial al final del llenado del embalse, aunque existen zonas de tensión principalmente en las márgenes cerca del plinto, donde también ocurren las mayores aberturas en juntas verticales y perimetral. Resulta importante determinar el incremento de estos esfuerzos, cuando el movimiento sísmico ocurre en la dirección del eje del cauce o en la dirección del eje de la cortina.

En la figura 9 se presentan las variaciones de los esfuerzos transversales, σ_y , por llenado más sismo, que se desarrollan en algunos puntos dentro de los paneles de concreto para una sección de boquilla constante ($H = 60$ m, $b = 30$ m, $S_j = 10$ m y $Tv = 1.0$), cuando la excitación sólo considera la componente sísmica en dirección $-x$, y también cuando se aplica únicamente la componente en dirección $-y$.

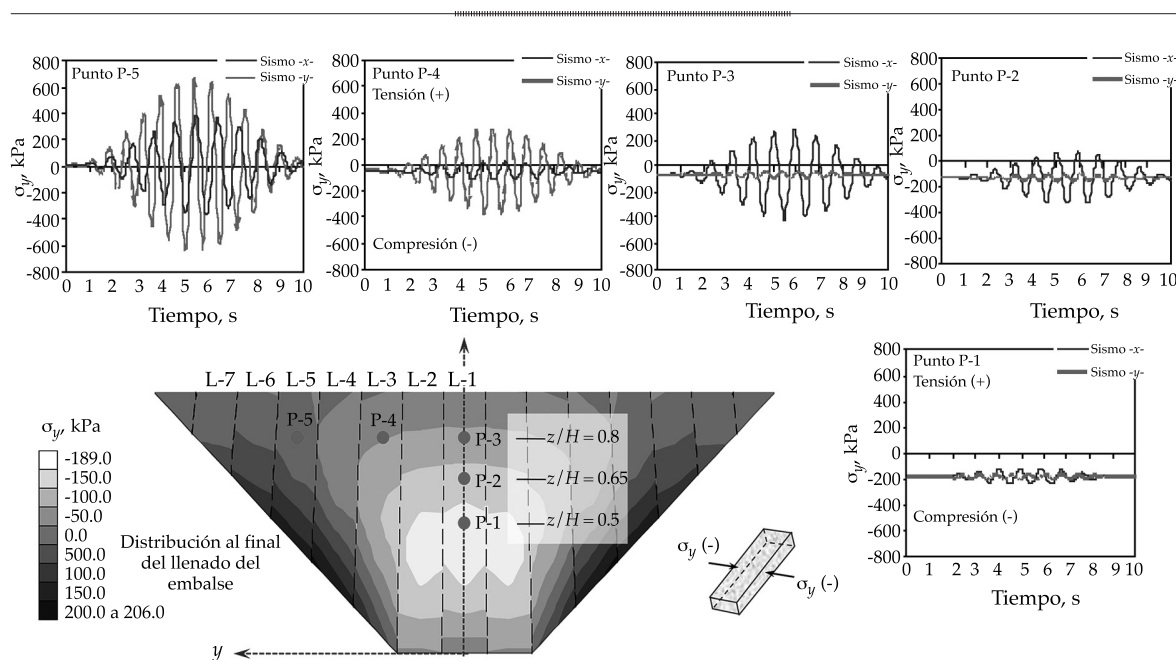


Figura 9. Historias de esfuerzos transversales en algunos puntos de la cara de concreto por llenado más sismo, excitación en la dirección $-x$ o en la dirección $-y$ (desacopladas).

Se anexa a estas gráficas la distribución de esfuerzos transversales que se desarrollan en la cara de concreto al final del llenado del embalse, que corresponde a la condición de inicio ($t = 0$) antes de aplicar la excitación. En esta misma figura se señala la ubicación de los paneles que integran la cara de concreto y la de algunos puntos donde se calcularon las historias de esfuerzos. Se aprecian con claridad las zonas de compresión y de tensión dentro de la losa al final del llenado del embalse, lo que debe coincidir con la abertura o cierre de juntas verticales; es decir, se espera que en el centro de la losa donde los esfuerzos de compresión son mayores, las juntas estén totalmente cerradas; mientras que cerca de los márgenes, en las laderas, las juntas tiendan a abrirse. Estos resultados coinciden de manera cualitativa con lo registrado en campo y en la literatura (*i.e.*, Giudici *et al.*, 2000).

Las historias de los esfuerzos transversales que se presentan a lo largo de la losa L-1 (puntos P-1 al P-3) muestran que estos esfuerzos alcanzan magnitudes mayores a los de llenado ($t = 0$ s) en el tercio superior del panel central, cuando el movimiento sísmico actúa sólo en

la dirección $-x$. Se aprecia también que en el punto P-3 (elevación $z/H = 0.8$), los esfuerzos máximos por llenado más sismo no únicamente son de compresión, sino también se desarrollan tensiones. Cuando la excitación se aplica sólo en la dirección del eje de la cortina (sismo $-y$), se aprecia que estos esfuerzos de hecho no varían con respecto a los iniciales (por llenado), y la losa central L-1 permanece a compresión transversal durante este evento sísmico.

Las historias de esfuerzos transversales calculadas en los puntos P-3 al P-5, ubicados a una misma elevación dentro de la cara de concreto ($z/H = 0.8$), muestran que estos esfuerzos alcanzan magnitudes importantes, a compresión y a tensión en un mismo punto, mucho mayores a los existentes al final del llenado del embalse ($t = 0$ s), principalmente en la losa lateral L-5. Esto provocará ciclos de aberturas-cierres en el tercio superior de las juntas verticales en esta zona, por lo que el diseño del elemento para proteger las juntas (sellos) debe ser tal que sea capaz de soportar estos movimientos cíclicos. Es importante señalar que en esta zona dentro

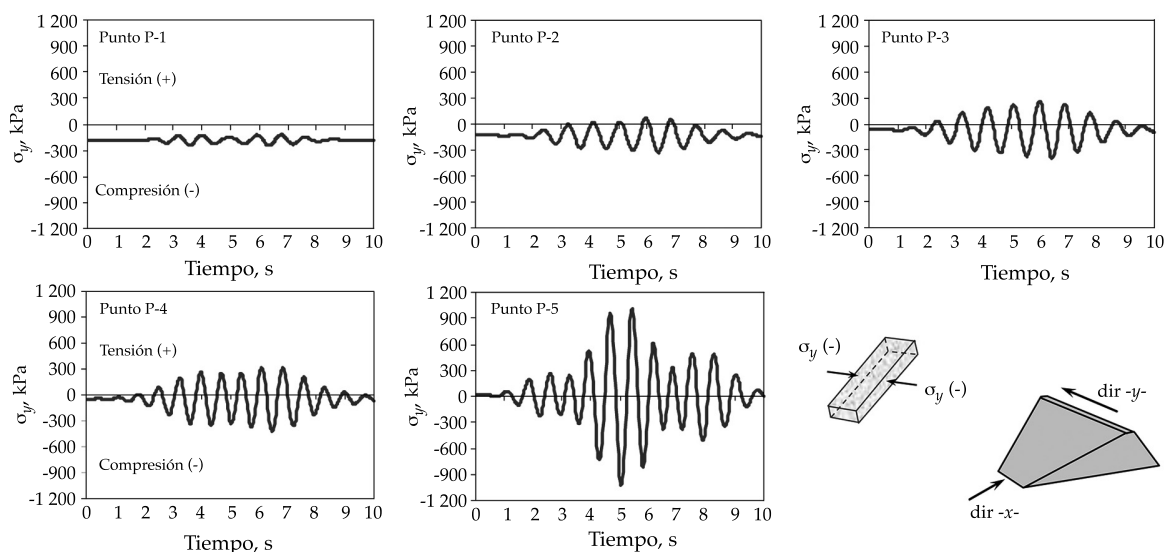


Figura 10. Historias de esfuerzos transversales en algunos puntos de los paneles de concreto por llenado más sismo, excitación $-xy$ (acopladas).

de la cara de concreto (losas laterales, en su tercio superior), la aportación de la componente sísmica en la dirección del eje de la cortina (sismo -y-) es más significativa en el desarrollo de estos esfuerzos transversales que la aportación de la componente paralela al cauce del río.

En la figura 10 se presentan las variaciones de los esfuerzos transversales, σ_y , por llenado más sismo, que se desarrollan en los mismos puntos dentro de la cara de concreto del modelo de cortina anterior, cuando ambas componentes sísmicas actúan al mismo tiempo (sismo -xy-).

Los resultados muestran que las respuestas en los paneles de concreto son más severas que las presentadas en la figura 9. Los esfuerzos de compresión y tensión alcanzan magnitudes importantes, principalmente en el tercio superior de las losas laterales, punto P-5, siendo aún mayores que los que se generan en la losa central L-1 a la misma elevación (punto P-3). Aunque las magnitudes de los esfuerzos son tolerables (no exceden los valores permitidos), es importante enfatizar que el incremento de tales esfuerzos aumenta el riesgo de agrietamiento en los paneles de concreto y evidentemente repercutirá en el comportamiento de las juntas constructivas, aumentando la posibilidad de ruptura o dislocación a lo largo de las juntas verticales en

su tercio superior. Estos resultados muestran la importancia de considerar un ambiente sísmico bidimensional en el diseño de la cara de concreto (incluyendo los sellos de las interfaces) de las PECC y no sólo tomando en cuenta la componente sísmica en la dirección del cauce del río, como se estila en la actualidad. Por otro lado, la forma de las respuestas de los paneles muestra claramente el efecto acoplado de la excitación.

Como complemento de la información anterior, en la figura 11 se grafican los esfuerzos transversales máximos a compresión a lo largo de dos elevaciones en la cara de concreto, $z/H = 0.6$ y 0.8 . Los valores reportados son las compresiones máximas de las historias registradas, y debido a la simetría del problema sólo se presentan resultados en una mitad de la cara de concreto. En las ordenadas, el esfuerzo debido al efecto del sismo en dirección -y- se normaliza con respecto al esfuerzo debido al sismo en dirección -x-, en un mismo punto. En las abscisas, la distancia horizontal -y- se normaliza con respecto a L_z , que es el ancho del valle a la elevación -z-. Se muestran resultados para diferentes inclinaciones del talud del valle (Tv), 0.75:1, 1:1 y 1.5:1 (H:V).

Se aprecia nuevamente el efecto de la dirección de la excitación, junto con el de la estrechez del valle, en el desarrollo de los esfuerzos transversales en los paneles de

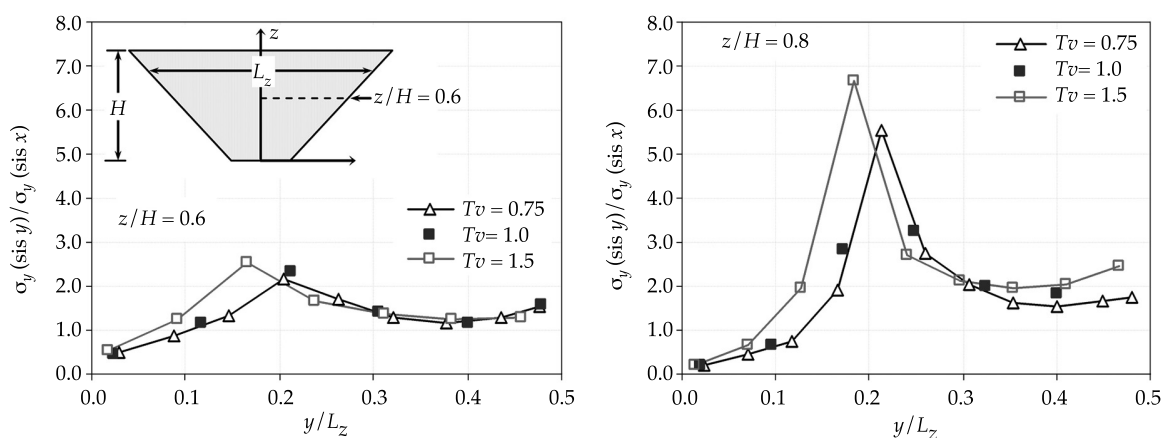


Figura 11. Compresiones transversales máximas por sismo a lo largo de dos elevaciones en la cara de concreto.

concreto. A mayor elevación dentro de la cara de concreto ($z/H = 0.8$), los esfuerzos debido al sismo en dirección $-y$ alcanzan valores entre 5.5 y 6.8 veces el esfuerzo debido sólo al sismo en dirección $-x$, de acuerdo con la inclinación de los taludes del valle. Además, estos máximos ocurren a una distancia cercana a 0.2 de y/L_z .

Respuesta sísmica de juntas verticales

En la figura 12 se presentan las historias de aberturas (δ_n) por llenado más sismo que se desarrollan en algunos puntos a lo largo de las juntas verticales J-1, J-3 y J-5, del modelo de cortina que se muestra en la figura 9, cuando la excitación considera las dos componentes sísmicas horizontales actuando de manera independiente. En estas gráficas, la ordenada al origen ($t = 0$ s) corresponde a la abertura causada por el llenado del embalse. Cuando el movimiento sólo ocurre en dirección del eje del cauce (sismo $-x$), se generan aberturas importantes en el tercio superior de las juntas J-1 y J-5, y en esta última se alcanzan las magnitudes mayores (punto P-5). Cuando el movimiento actúa sólo en la dirección del eje de la cortina (sismo $-y$), todas las juntas verticales

llegan a abrirse en su tercio superior, excepto en la junta central J-1, y las mayores aberturas se presentan en la junta lateral J-5 (punto P-5).

Así, en el desarrollo de aberturas a lo largo de la junta central J-1, el mayor aporte lo proporciona la componente sísmica paralela al eje del cauce del río (sismo $-x$); sin embargo, en las juntas laterales (J-3 y J-5), donde se alcanzan aberturas mayores, la aportación de la componente en la dirección del eje de la cortina (sismo $-y$) es mayor.

Estos resultados indican que durante un sismo todas las juntas verticales pueden llegar a abrirse, presentándose las aberturas máximas en las juntas laterales (J-5), en el tercio superior de la cortina, donde ambas componentes horizontales sísmicas tienen una aportación importante en la magnitud de la abertura de las juntas. El punto P-1 que se ubica en la junta J-1 a una elevación $z/H = 0.5$ se mantiene totalmente cerrado durante este evento sísmico; por lo tanto, los esfuerzos transversales en esta zona permanecen a compresión, tal como se observa en los puntos P-1 y P-2 de la figura 9. Por otro lado, las demás juntas están en ciclos constantes de abertura y cierre, por lo que las compresiones generadas en los paneles

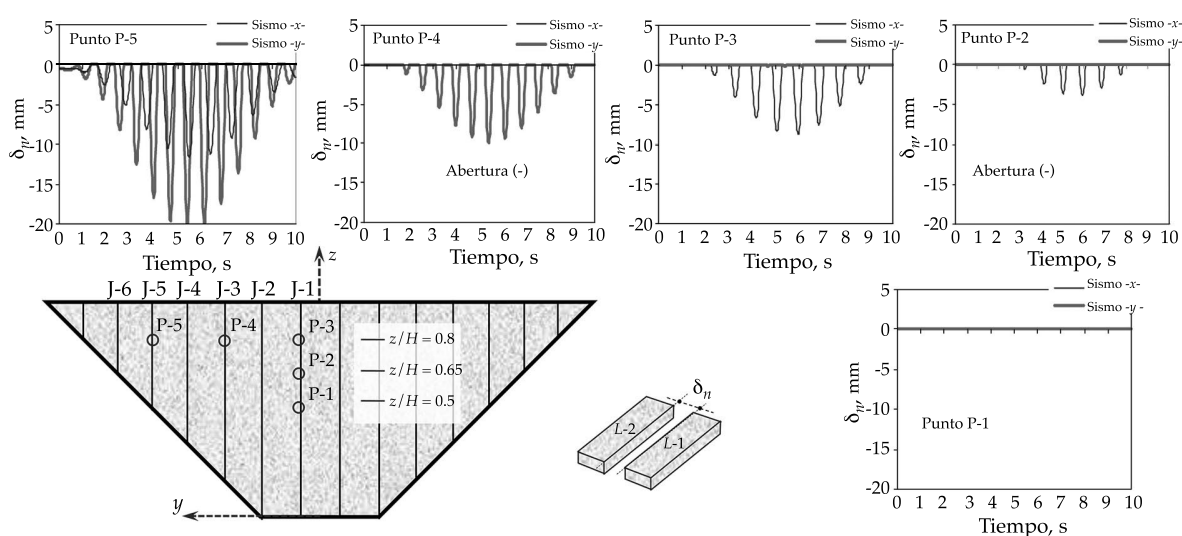


Figura 12. Historias de aberturas en algunos puntos de las juntas verticales, excitación en la dirección $-x$ o en la dirección $-y$ (desacopladas).

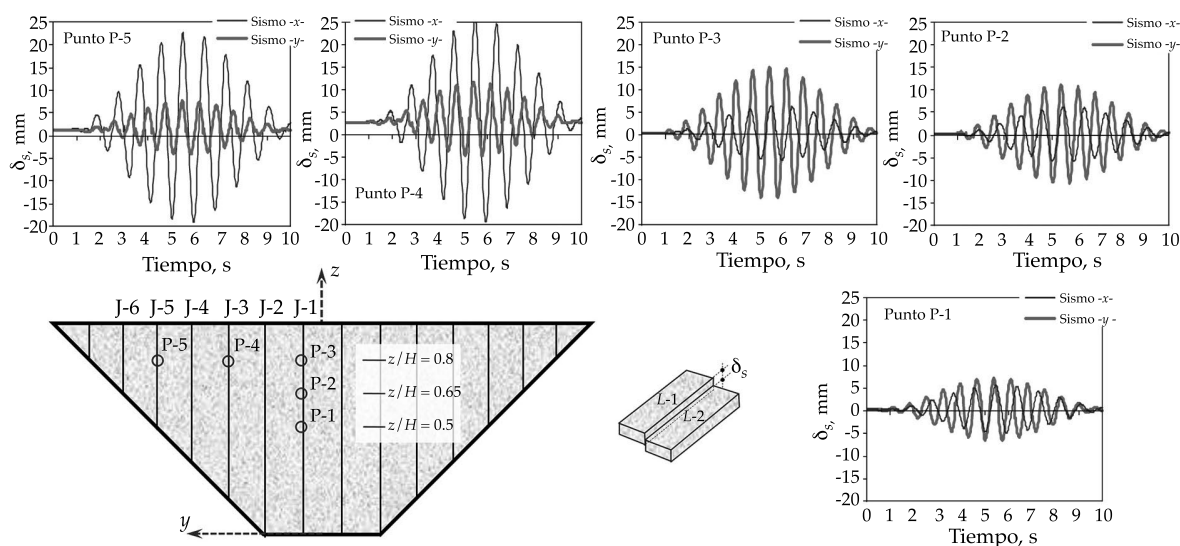


Figura 13. Historias de desplazamientos cortantes en juntas verticales, excitación en la dirección $-x$ - o en la dirección $-y$ - (desacoplada).

de concreto por el llenado del embalse serán incrementadas.

En la figura 13 se muestran las historias de desplazamientos cortantes o dislocaciones (δ_s) causados por llenado más sismo en algunos puntos a lo largo de las juntas verticales J-1, J-3 y J-5 (mismos puntos del modelo de cortina que se presenta en las figuras anteriores), cuando las componentes sísmicas horizontales actúan de manera independiente.

En estos resultados se aprecia de nueva cuenta el efecto de la dirección de la excitación en el comportamiento sísmico de las juntas verticales. La componente sísmica paralela al eje del cauce del río (sismo $-x$ -) genera más dislocaciones en el tercio superior de las juntas laterales, J-3 y J-5, y tiene un mayor aporte en el desarrollo de estos desplazamientos cortantes que la componente transversal al cañón (sismo $-y$ -).

En el tercio superior de la junta J-1, que se ubica cerca de la sección media de la cara de concreto, los desplazamientos cortantes son mayores cuando el movimiento es paralelo al eje de la cortina que cuando éste ocurre en dirección del eje del cauce del río. Tales

resultados indican que las dislocaciones por llenado más sismo alcanzan valores máximos en el tercio superior de la junta J-3, donde la componente sísmica paralela al eje del cauce del río tiene una aportación importante en el desarrollo de estos desplazamientos cortantes. Es importante señalar que en el tercio superior de la junta J-1, ubicada en el centro de la cara de concreto, también se presentan desplazamientos cortantes significativos, ocasionados de manera primordial por la componente sísmica transversal al cañón (sismo $-y$ -).

Junta perimetral

La unión entre la losa de concreto y el plinto, que es la junta perimetral, es un elemento muy importante en el comportamiento de este tipo de presas. En la figura 14 se muestran las historias de aberturas (δ_n) por llenado más sismo que se desarrollan en algunos puntos a lo largo de este contacto para el mismo modelo de cortina anterior cuando la excitación considera ambas componentes sísmicas horizontales actuando de manera independiente.

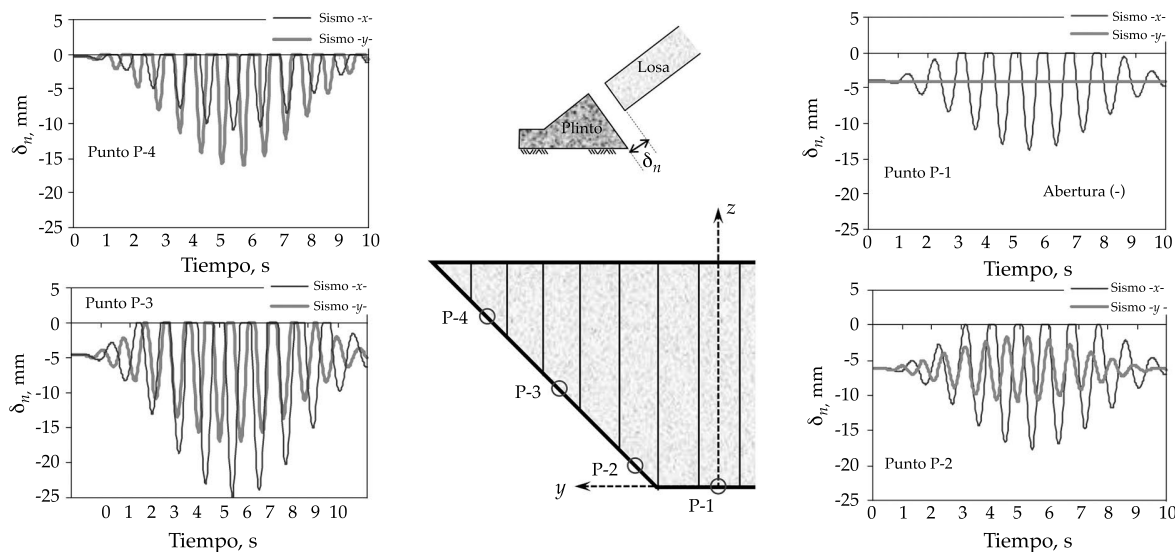


Figura 14. Historias de aberturas y cierres en algunos puntos a lo largo de la junta perimetral, excitación en la dirección $-x-$ o en la dirección $-y-$ (desacopladas).

Estos resultados indican que el contacto losa-plinto estará sujeto a ciclos de abertura y cierre durante estos eventos sísmicos. Entonces los sellos que integran la junta perimetral estarán sometidos a movimientos cíclicos de compresión y tensión. Las aberturas máximas por llenado más sismo ocurren en las márgenes de la junta perimetral, puntos P-3 y P-4, para cualquiera de estas condiciones sísmicas. También se observa que la componente sísmica que más influye en la separación de los paneles de concreto con el plinto es la que actúa en la dirección del eje del cauce (sismo $-x-$), principalmente en la base de la cara de concreto y cerca de ella. Sin embargo, en sus extremos (punto P-4), la componente en la dirección del eje de la cortina (sismo $-y-$) comienza a contribuir en el desarrollo de estos desplazamientos normales máximos de juntas.

En la figura 15 se presentan las historias de aberturas que se desarrollan en la junta perimetral, considerando ahora que las componentes sísmicas actúan al mismo tiempo (sismo $-xy-$). Los resultados muestran que el acoplamiento de las dos componentes de

excitación induce una respuesta aleatoria, contrario a la tipo armónica para las excitaciones, actuando de forma independiente. Para la excitación bidimensional se alcanzan aberturas de mayor magnitud que cuando las componentes actúan desacopladas, en especial en los extremos de la junta perimetral, donde se ubican los puntos P-3 y P-4.

Para complementar esta información, en la figura 16 se grafican las aberturas máximas por sismo que se desarrollan a lo largo de la junta perimetral para presas con diferentes secciones de boquillas, donde el talud del valle (Tv) varía de 0.75:1 a 1.5:1 (H:V). En las ordenadas, las aberturas máximas debido al efecto del sismo en dirección $-y-$ se normalizan con respecto a la abertura máxima debido al sismo en dirección $-x-$, en un mismo punto a lo largo de la junta. En las abscisas, la distancia horizontal $-y-$ se normaliza con respecto a la longitud de la corona, L .

Debido a la simetría del problema, sólo se presentan resultados en la mitad de la junta, y nuevamente se aprecia el efecto de la dirección de la excitación, donde la componente sísmica en dirección del eje del cauce ($-x-$) tiene un

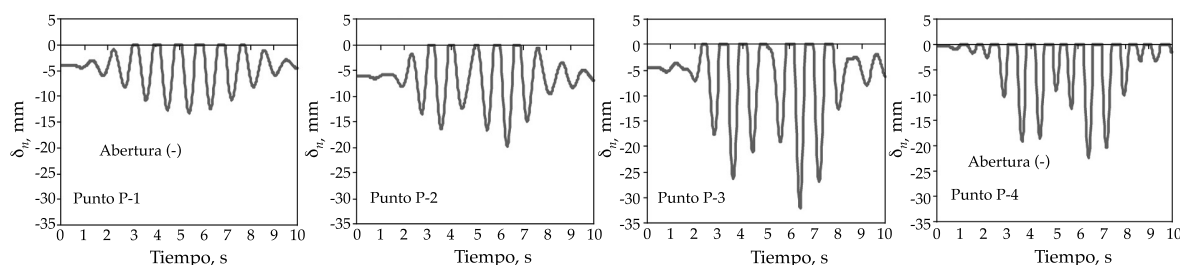


Figura 15. Variación de las aberturas y cierres en algunos puntos a lo largo de la junta perimetral, excitación $-xy$ - (acopladas).

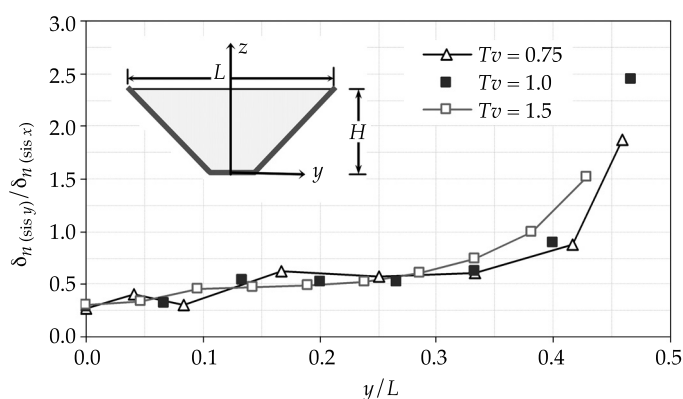


Figura 16. Aberturas máximas por sismo a lo largo de la junta perimetral.

mayor efecto en el tramo de la junta entre $0.0 < y/L < 0.4$ con respecto a la componente sísmica en dirección del eje de la cortina ($-y$). Esta última tiene un mayor aporte para tramos de la junta mayores a 0.4 de y/L . Por otro lado, en estas relaciones no se aprecia un efecto al variar la inclinación del talud del valle (Tv), por lo que con independencia del valor de Tv , se tiene una tendencia semejante de las aberturas normalizadas a lo largo de la junta perimetral.

Efecto de la rigidez de la cimentación

En esta sección se presentan los resultados de un estudio preliminar para estimar el efecto de la rigidez de la roca basal en la respuesta sísmica de presas de enrocamiento con cara de concreto. El modelo utilizado para este fin es similar al que se presenta en secciones anteriores ($H = 60.0$ m, $b = 30.0$ m, $Tv = 1.0$ y S_j

$= 10$ m), incluyendo además la roca basal, tal como se muestra en la figura 17.

Las fronteras del modelo numérico se definieron considerando que en el valle se extiende un ancho de la cortina (B) en la dirección del eje del cauce, una longitud de la corona (L) en la dirección del eje de la cortina, y una altura de la cortina (H) en profundidad. La rigidez de las laderas y el fondo del valle se consideraron veinte y cuarenta veces mayor que la rigidez de la cortina (enrocamiento), utilizando las mismas propiedades de los materiales que se incluyen en los cuadros 1 y 2. La excitación se aplica en la base del modelo únicamente en la dirección del eje de la cortina (sismo $-y$). En las paredes verticales del entorno se permite el movimiento en dirección $-y$, y se restringe en las direcciones $-x$ y $-z$, como se muestra en el esquema de la derecha en la figura 17 (donde E_c es el módulo de Young del enrocamiento y E_r es

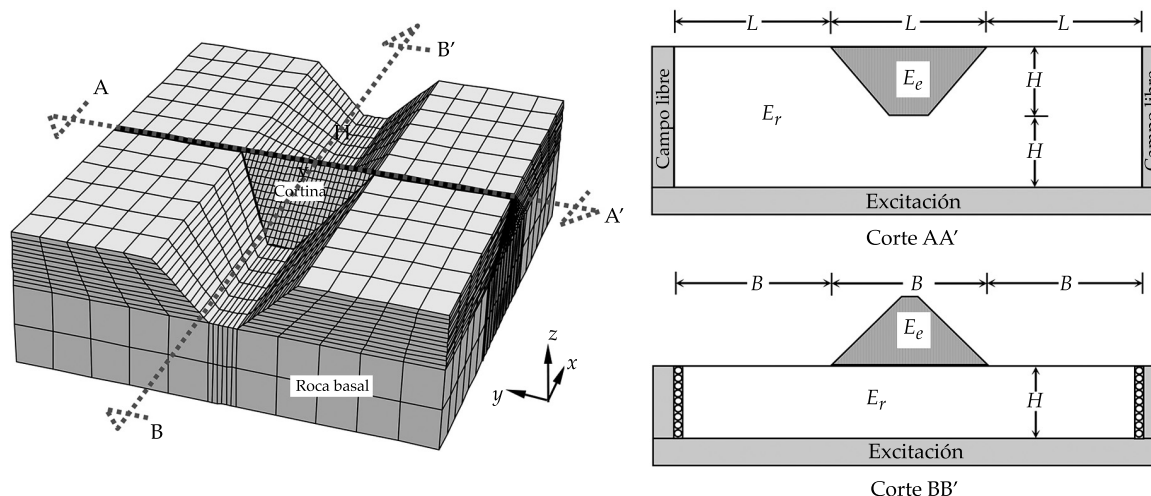


Figura 17. Modelo numérico de PECC junto con roca de cimentación.

el módulo de la roca basal). También se modela el procedimiento constructivo de la cortina y el llenado del embalse en etapas, como se mencionó antes.

Se comparan las respuestas medidas en la cara de concreto de estos modelos, que incluyen la roca de cimentación, con la respuesta de la losa cuando se considera una cimentación rígida (excitación síncrona a lo largo de la boquilla). Para que estos análisis sean comparativos, la excitación que se utiliza en los modelos con cimentación rígida (ver la sección "Características de la excitación") se deconvoluciona (propagación desde la superficie) hasta la profundidad considerada (base del modelo), de acuerdo con las propiedades de la roca basal. Esta nueva señal se utiliza como excitación en la base del modelo de la figura 17. Es comprensible que los movimientos sísmicos que actúan a lo largo del contacto cortina-valle no sean síncronos, como en el caso en que se considera una frontera rígida en este contacto. La variación espacial de los movimientos sísmicos a lo largo de la interfaz valle-cortina será más significativa al disminuir la relación de rigidez E_r/E_e .

Esfuerzos transversales en la cara de concreto

En la figura 18 se presentan los esfuerzos transversales máximos a lo largo de tres elevaciones dentro de la cara de concreto, $z/H = 0.6, 0.8$ y 1.0 . Los valores reportados son las compresiones máximas de las historias de esfuerzos cuando la excitación actúa sólo en la dirección del eje de la cortina (sismo $-y$). Estos esfuerzos se normalizan con respecto al mismo esfuerzo cuando el valle es rígido. En las abscisas, la distancia horizontal $-y$ se normaliza con respecto a L_z , que es el ancho del valle a la elevación $-z$.

En estos resultados se aprecia que cuando el valle es cuarenta veces más rígido que la cortina, los factores de esfuerzo (roca basal flexible-rígida) en el tercio superior de la cara de concreto se aproximan a la unidad, lo que indica que el valle prácticamente está muy cerca de la condición rígida. Por otro lado, cuando el valle es más flexible, para un valor veinte veces más rígido que el enrocamiento de la cortina, los esfuerzos transversales máximos comienzan a variar, siendo mayores estos factores en la corona, donde se alcanzan valores hasta 1.7 veces con relación al caso

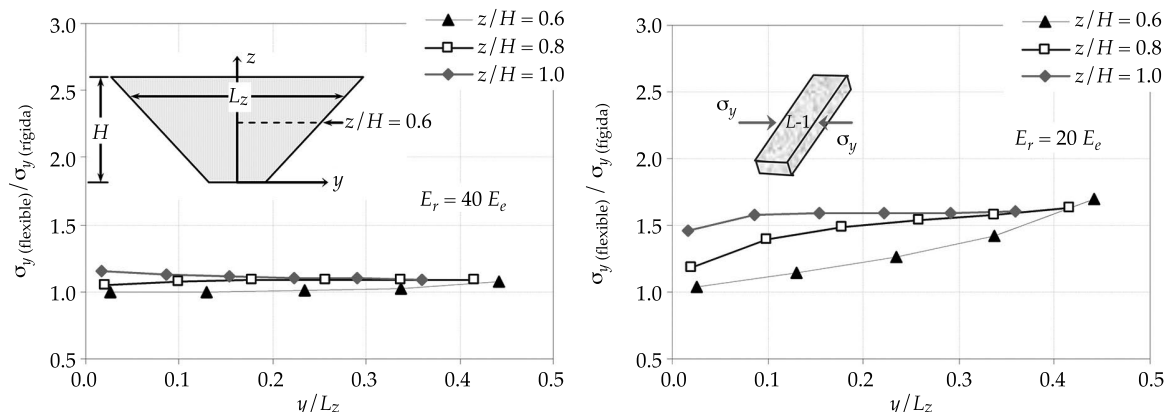


Figura 18. Compresiones transversales máximas en la cara de concreto por sismo -y-.

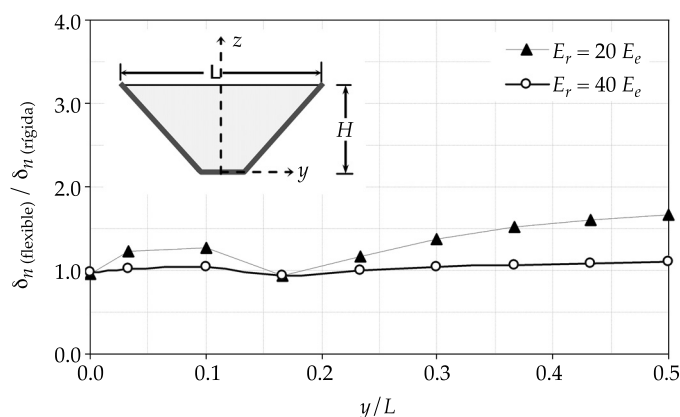


Figura 19. Aberturas máximas a lo largo de la junta perimetral por sismo -y-.

donde se tiene un valle rígido. Estos resultados indican claramente la importancia de incluir las características de los materiales sobre los que se apoya la cortina.

Contacto losa-plinto

En la figura 19 se grafican las aberturas máximas por sismo que se desarrollan a lo largo del contacto losa-plinto cuando el movimiento sólo ocurre en dirección del eje de la cortina (sismo -y-). Las aberturas máximas del modelo con un valle flexible se normalizan con respecto a la abertura máxima que ocurre en un valle

rígido. Debido a la simetría del problema, sólo se presentan resultados en la mitad de la junta perimetral.

Para una rigidez del entorno de cimentación de cuarenta veces la del enrocamiento, los factores roca basal flexible-rígida son cercanos a la unidad, indicando un valle rígido, por lo que no es necesario incluir la roca basal en los análisis dinámicos de este tipo de presas y basta con aplicar una excitación síncrona en la base de la cortina. Sin embargo, cuando la rigidez del valle es de veinte veces la rigidez del enrocamiento ($E_r = 20 E_e$), se aprecia que las aberturas por sismo aumentan con

respecto al caso rígido, donde estos factores alcanzan valores de hasta 1.8 en los extremos de la junta perimetral, siendo indispensable incluir en la modelación numérica de este tipo de estructuras el entorno de la cimentación.

Conclusiones

Resulta importante determinar la magnitud de los movimientos relativos entre los paneles que integran la cara de concreto tanto para el diseño de las juntas verticales como para la junta perimetral.

Los análisis del modelo presentado indican que el comportamiento de la losa de concreto ante el llenado del embalse coincide de forma cualitativa con lo registrado en la literatura y observado en campo. Ante la carga de agua, el centro de la losa está en compresión y por lo tanto las juntas verticales están completamente cerradas; en los extremos de la losa donde existen esfuerzos de tensión, las juntas constructivas que se encuentran en esa zona se abren sensiblemente. Estos resultados, junto con los modelos de juntas que se compararon con anterioridad mediante pruebas experimentales de laboratorio, validan el modelo numérico de la presa presentado.

En cuanto al comportamiento de las juntas verticales ante un sismo, todas ellas pueden llegar a abrirse y sufrir un deslizamiento cortante de acuerdo con la dirección de aplicación de la excitación. Al aplicar la excitación a lo largo del eje de la cortina, las juntas verticales laterales sufren separaciones mayores en su tercio superior que cuando se aplica la excitación a lo largo del eje del cauce. Además, el deslizamiento cortante que se presenta principalmente en las juntas de los paneles cerca de las laderas del valle propicia su dislocación.

Con respecto al comportamiento sísmico del contacto losa-plinto (junta perimetral), esta interfaz estará sujeta a ciclos abertura-cierre, donde la componente sísmica en la dirección del eje del cauce es la que más aporta a esta condición. Esto afectará el comportamiento de

las losas a lo largo de esta junta y la posibilidad de transmitir esfuerzos considerables a su cimentación (plinto). La zona más vulnerable a lo largo de la junta perimetral donde se desarrollan las mayores aberturas y cierres no es en la base de la cortina sino en los taludes del valle.

Los resultados presentados indican que la consideración de que el sistema losa-plinto-enrocamiento es excitado sólo por la componente en la dirección del cauce del río no es suficiente para evaluar la integridad sísmica de las PECC. Por consecuencia, la evaluación dinámica de este tipo de presas en zonas sísmicas de alta peligrosidad debe hacerse para condiciones de un ambiente sísmico bidimensional, incluyendo la componente sísmica en la dirección del eje de la cortina y, por consiguiente, el uso de un modelo numérico tridimensional.

Asimismo, es importante conocer las propiedades de los materiales que integran las laderas y la cimentación de la boquilla, puesto que si se tiene una roca sobre la que se apoya la cortina con una rigidez menor de unas cuarenta veces la rigidez del enrocamiento de la cortina, es necesario incluir el valle en los análisis dinámicos (como se consideró en este artículo), para que la respuesta sísmica de la cara de concreto calculada refleje los efectos mencionados.

Por último, conviene notar que aunque los resultados presentados son cualitativos, es posible identificar las zonas de mayor riesgo para condiciones de carga estática y sísmica dentro de la cara de concreto y su interfaz con el plinto. Además, los resultados presentados en este artículo pueden ayudar en una definición más racional del sistema de instrumentación que se coloque en presas para su monitoreo. La base de datos que se integre permitirá realizar retro-análisis (solución del problema inverso) rigurosos, aplicando métodos numéricos (por ejemplo, diferencias finitas, elementos finitos, etcétera), con el fin de complementar el conocimiento sobre el comportamiento de presas de enrocamiento con cara de concreto,

tal como logró la investigación realizada sobre la presa El Infiernillo (Romo, 2002) para presas zonificadas con núcleo de arcilla.

Recibido: 07/06/11

Aceptado: 28/08/12

Referencias

- ANTUNES, J., VIEIRA, L., CUSTODIO, S., CORREA, C., and FERNANDES, R. Performance and concrete face repair at Campos Novos. *Hydropower & Dams*. Issue 2, 2007, pp. 39-42.
- BOTERO, E. *Modelo bidimensional no lineal para el análisis del comportamiento dinámico de estructuras terreas*. Tesis doctoral. México, D.F.: Universidad Nacional Autónoma de México, 2004.
- BOTERO, E., FLORES, R. y ROMO, M.P. Nuevo método de diseño sísmico para cortinas de tierra y enrocamiento, y de taludes. *Tecnología y Ciencias del Agua* (antes *Ingeniería Hidráulica en México*). Vol. II, núm. 3 julio-septiembre de 2011, pp. 177-200.
- CUNDALL, P.A. and LEMOS, J.V. Numerical simulation of fault instabilities with a continuously-yielding joint model. *Rockbursts and Seismicity in Mines*. C. Fairhurst. Ed. Rotterdam: A.A. Balkema, 1990, pp. 147-152.
- CUNDALL, P.A. and HART, R.D. Numerical modeling of discontinua. *Engr. Comp.* Vol. 9, 1992, pp. 101-113.
- GIUDICI, S., HERWEYNEN, R., and QUINLAN, P. HEC experience in concrete faced rockfill dams - Past, present and future. *Proceedings International Symposium on Concrete Face Rockfill Dams*. Beijing, China, 2000, pp. 29-46.
- GOODMAN, R.E., TAYLOR, R.L., and BREKKE, T.L. A model for the mechanics of jointed rocks. *Journal of Soil Mech. and Found. Div. ASCE*. Vol. 94, 1968, (SM 3).
- HUNTER, G. and FELL, R. Rockfill modulus and settlement of concrete face rockfill dams. *Journal of the Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*. Vol. 129, No. 10, 2003, pp. 909-917.
- MÉNDEZ, B.C. *Investigación experimental de la fricción dinámica en una interfaz madera sobre madera*. Tesis de maestría. México, D.F.: Universidad Nacional Autónoma de México, 2004.
- PINTO, N.L. DES. A challenge to very high CFRD dams: very high concrete face compressive stresses, *5th International Conference on Dam Engineering*. LNEC, Lisbon, Portugal, February, 2007.
- ROMO, M.P. *Soil-structure interaction in a random seismic environment*. PhD Thesis. Berkeley: University of California, 1976.
- ROMO, M.P., CHEN, J., LYSMER, J., and SEED, H.B. PLUSH. A Computer Program for Probabilistic Finite Element Analysis of Seismic Soil-Structure Interaction. *Earthquake Engineering Research Center*. Report EERC-77/01. Berkeley: University of California, 1980.
- ROMO, M.P. Model development from measured seismic behaviour of earth-rockfill dam. *Serie Investigación y Desarrollo*. Núm. 630. México, D.F.: Instituto de Ingeniería, Universidad Nacional Autónoma de México, julio de 2002, 39 pp.
- ROMO, M.P., SARMIENTO, N., MARTÍNEZ, S., MERLOS, J., GARCÍA, S., MAGAÑA, R. y HERNÁNDEZ, S. Análisis sísmico de la cortina propuesta por CFE para el Proyecto Hidroeléctrico el Cajón y diseños geotécnicos alternos. México, D.F.: Informe preparado por el Instituto de Ingeniería de la Universidad Nacional Autónoma de México para la Comisión Federal de Electricidad, 2002.
- ROMO, M.P., BOTERO, E., MÉNDEZ, B., HERNÁNDEZ, S. y SARMIENTO, N. *Análisis sísmico de la cortina y el vertedor del Proyecto Hidroeléctrico La Yesca*. México, D.F.: Informe preparado por el Instituto de Ingeniería de la Universidad Nacional Autónoma de México para la Comisión Federal de Electricidad, 2006.
- SARMIENTO, N., ROMO, M.P., MARTÍNEZ, S.A., and y MARENGO, H. Seismic Behaviour of concrete-face rockfill dams, considering a spatial variation of motions along the rigid base. *Proceedings 13th World Conference on Earthquake Engineering*. Vancouver, BC Canada, August, paper No. 85, 2004.
- SHERARD, J.L. and COOKE, J.B. Concrete-Face Rockfill Dam: I. Assessment. *Journal of Geotechnical Engineering*. ASCE. Vol. 113, No. 10, 1987, pp. 1096-1112.
- WIELAND, M. y HOUQUN, C. Lessons learnt from the Wenchuan earthquake. *International Water Power & Dam Construction*. September Issue, 2009, pp. 36-40.
- XING, H.F., GONG, X.N., ZHOU, X.G., and FU, H.F. Construction of concrete face rockfill dams with weak rocks. *Journal of the Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*. Vol. 132, No. 6, 2006, pp. 778-785.
- ZHANG, J., YANG, Z., GAO, X., and TONG, Z. Lessons from Damages to High Embankment Dams in the May 12, 2008 Wenchuan Earthquake. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*. Geotechnical Special Publication No. 201, ASCE, 2010, pp. 1-31.

Abstract

SARMIENTO-SOLANO, N. & ROMO-ORGANISTA, M.P. Excitation direction effect on the seismic response of concrete faces of rock-fill dams. *Water Technology and Sciences* (in Spanish). Vol. IV, No. 2, April-June, 2013, pp. 91-111.

Dynamic analyses of concrete-faced rock-fill dams (CRFDs) were performed with a three-dimensional finite difference program. These models are symmetrical in both directions – along the axis of the river channel and the axis of the dam. The concrete face is divided into vertical panels with construction joints (vertical joints) between them. There is also a joint between the concrete panels and plinth (perimeter joint), and between the slab and rock fill (transitional joint). These contacts were modeled numerically with an interface element based on the distinct element method, after evaluating static and seismic behaviors using experimental sliding rigid block tests. The excitation direction effect is evaluated mainly in terms of concrete slab stresses, openings and shear displacements of joints. The results point out the importance of the seismic component in the direction of the axis of the dam to the dynamic evaluation of this kind of dam in high-risk seismic zones, and therefore the use of a three-dimensional dynamic model. In addition, the effect of foundation stiffness on the seismic response of the concrete face was studied, showing that when the foundation material is about 40 times more rigid than the rock fill embankment, the numerical model does not need to include both the valley and the dam.

Keywords: concrete face rock-fill dams, concrete slab joints, interface elements, 3D numerical modeling, finite-difference.

Dirección institucional de los autores

M.I. Neftalí Sarmiento-Solano

Instituto de Ingeniería
Universidad Nacional Autónoma de México (UNAM)
Edificio 4-212, Ciudad Universitaria
04510 México, D.F., MÉXICO
Teléfono: +52 (55) 5623 3600, extensión 8457
Fax: +52 (55) 5616 0784
nsarmientos@iingen.unam.mx

Dr. Miguel P. Romo-Organista

Instituto de Ingeniería
Universidad Nacional Autónoma de México (UNAM)
Edificio 4-106, Ciudad Universitaria
04510 México, D.F., MÉXICO
Teléfono: +52 (55) 5623 3600, extensión 3648
Fax: +52 (55) 5616 0784
mromo@pumas.iingen.unam.mx