

ANALISIS SISMICO DE PRESAS DE MATERIALES SUELTOS  
POR METODOS NUMERICOS

Enrique E. MATHEU <sup>1</sup>

Carlos A. PRATO <sup>2</sup>

Departamento de Estructuras, F.C.E.F. y N.  
Universidad Nacional de Córdoba C.C. 915  
5000 Córdoba ARGENTINA

RESUMEN

En este trabajo se analiza numericamente la respuesta sísmica de presas de materiales sueltos y se comparan los resultados con valores medidos en casos reales. El modelo utilizado surge de una combinación del método de respuesta en frecuencia con un esquema de integración numérica, y sus resultados son contrastados con los obtenidos con el método de elementos finitos. Este modelo constituye una considerable simplificación con respecto al empleado con elementos finitos, pero los resultados ilustran sobre su capacidad de representar los principales rasgos de la respuesta, según surge de la comparación con los valores medidos en la presa de "Long Valley" (EE. UU.).

ABSTRACT

A numerical procedure for simplified 3-D seismic response analysis of embankment dams is presented and its results are compared to recorded field data and other more elaborate F.E. numerical model. This procedure is an application of the frequency response method, with a scheme of numerical integration. Although the proposed model represents an important simplification, the results show it is capable of representing main features of dynamic response.

---

<sup>1</sup> Becario (CONICET)

<sup>2</sup> Profesor Titular (UNC)

## 1) INTRODUCCION

En este trabajo se presenta un procedimiento numérico para el análisis de la respuesta sísmica de presas de tierra, considerando la influencia de la geometría del cañón y de las propiedades variables de los materiales componentes, tanto en planta como en elevación. Asimismo, se contempla la influencia de la respuesta sísmica de las laderas del cañón.

La complejidad del problema considerado requiere, en general, la utilización de técnicas poderosas en cuanto a su capacidad para representar fielmente el fenómeno, pero costosas desde el punto de vista computacional, como lo son los distintos modelos bi y tridimensionales basados en el MEF.

En este trabajo, el modelo adoptado, basado en el concepto de viga de corte, realiza una consideración simplificada del efecto tridimensional, efecto cuya importancia no solo está constituida por la influencia de la longitud finita del cañón [1], relevante en el caso de cañones estrechos [2,3], sino también por la forma de considerar el fenómeno de degradación de las propiedades mecánicas de los materiales componentes, el cual, en anteriores análisis basados en modelos de viga de corte bidimensionales [4] estaba regido por lo que ocurría solamente en el plano central de la presa.

A los fines de evaluar la aplicabilidad del modelo propuesto se evalúa la respuesta de una presa frente a sismos reales y se comparan los resultados obtenidos con el verdadero comportamiento observado. Asimismo se efectúa una comparación con los resultados previstos por otros modelos [10], de modo tal de considerar la calidad de cada solución, y el esfuerzo computacional necesario para arribar a ella.

## 2) MODELO PROPUESTO

### 2.1) Modelo Tridimensional Simplificado:

El problema que se intenta de modelar se refiere a la propagación de ondas de corte a través de la sección transversal de la presa. Si se considera un prisma de longitud finita, y se restringe el análisis al caso de propagación de onda distorsional, se puede establecer la condición de equilibrio dinámico según el eje  $x_2$ , de acuerdo a la Fig (1) :

$$\frac{\partial}{\partial x_1} [ b. \sigma_{12} ] + \frac{\partial}{\partial x_2} [ b. \sigma_{22} ] = \rho. b. \frac{\partial^2 u_2}{\partial t^2} \quad (1)$$

Esta expresión está describiendo la propagación de una onda de corte, materializada por distorsiones que viajan según los ejes  $x_1$  y  $x_2$ .

Analicemos en primer lugar la distorsión que viaja según el eje  $x_1$ . Si reemplazamos  $\sigma_{12}$  por la relación constitutiva correspondiente a medio viscoelástico lineal, considerando un modelo del tipo Kelvin-Voigt:

$$\sigma_{13} = \left[ G + \eta \frac{\partial}{\partial t} \right] \gamma_{13} \quad (2)$$

Se obtiene :

$$\frac{\partial}{\partial x_1} \left[ b \left( G + \eta \frac{\partial}{\partial t} \right) \gamma_{13} \right] + \frac{\partial}{\partial x_2} \left[ b \cdot \sigma_{23} \right] - \rho \cdot b \cdot U_0 = 0 \quad (3)$$

Siendo  $U_0$  el valor de la Aceleración horizontal absoluta a la elevación  $x_1$ , que se puede expresar así:

$$U_0 = U_b + \dot{U} \quad (4)$$

$U_b$  : Aceleración de la base ( elevación  $x_1 = H$  ).

$\dot{U}$  : Aceleración relativa del nivel  $x_1$  con respecto a la base.

Por lo tanto, la expresión anterior se puede escribir como:

$$\frac{\partial}{\partial x_1} \left[ b \left( G \gamma_{13} + \eta \dot{\gamma}_{13} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial x_2} \left[ b \cdot \sigma_{23} \right] - \rho \cdot b \cdot \dot{U} = \rho \cdot b \cdot U_b \quad (5)$$

Para introducir el efecto de restricción sobre la cuña vertical de corte, proporcionado por las vigas de corte horizontales, modeladas como resortes conectados a las paredes del cañón, se asume que el desplazamiento horizontal  $u$  tiene una distribución parabólica a lo largo del sentido longitudinal de la presa (5), es decir, según el eje  $x_2$ . Se plantea, por lo tanto:

$$u(x_1, x_2) = u(x_1) \left[ 1 - \left( \frac{x_2}{B} \right)^2 \right] \quad (6)$$

Siendo "B" la semi-longitud del cañón.

Esta aproximación implica una variación lineal del corte según la dirección  $x_2$ , lo que significa que la tasa de variación del corte entre una cuña vertical y otra adyacente, es constante, y está dada por:

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x_2^2} (x_1, x_2) = - \frac{2 u(x_1)}{B^2} \quad (7)$$

Siendo  $u = u(x_1, x_2=0)$ , es decir, el desplazamiento relativo del nivel  $x_1$  con respecto a la base. Cabe destacar que se encuentra implícitamente supuesto que las laderas del cañón son infinitamente rígidas, es decir, el movimiento entre las laderas y la base, donde se considera aplicada la excitación, se produce en fase y sin

amplificación. Como se verá más adelante, el modelo es corregido con la introducción del efecto del movimiento de las laderas a causa de la excitación sísmica.

Si se restringe el análisis al caso de presa prismática en sentido longitudinal, se tiene :

$$b = b(x_1) \Rightarrow \frac{\partial b}{\partial x_1} = 0 \quad (8)$$

Si se aplica una relación constitutiva viscoelástica para  $\sigma_{11}$ , resulta:

$$\frac{\partial}{\partial x_1} \left[ b \left( G \gamma_{11} + \eta \dot{\gamma}_{11} \right) \right] - 2 \frac{b}{B^2} \left[ G u + \eta \dot{u} \right] - \rho b \ddot{u} = \rho b \ddot{u}_s \quad (9)$$

Pasando esta expresión al dominio de la frecuencia, se obtiene:

$$\frac{\partial}{\partial x_1} \left\{ b G^* \Gamma \right\} + \left( \rho b \omega^2 - 2 \frac{G^* b}{B^2} \right) U - \rho b U_s = 0 \quad (10)$$

Siendo:

$\Gamma$  : Transformada de Fourier de  $\gamma_{11}$ .

$U$  : Transformada de Fourier de  $u$ .

$U_s$  : Transformada de Fourier de  $u_s$ .

Y definiendo además el Módulo Complejo de Corte :

$$G^* = G (1 + i \omega \eta) \quad (11)$$

Distintos procedimientos han sido propuestos para considerar en forma simplificada el efecto tridimensional : Se han desarrollado expresiones explícitas para las frecuencias naturales de un modelo viga de corte homogénea en cañones rectangulares [8]. Similares conceptos han sido extendidos para otras formas de cañón [7,8]. Pero una cuestión esencial para el análisis de la respuesta sísmica de presas de tierra, es la posibilidad de considerar variaciones a lo largo de su geometría, de las características mecánicas de los materiales componentes.

En este modelo, se adopta un procedimiento de integración numérica en el dominio de la frecuencia, que permite tomar en cuenta distintas propiedades mecánicas de los materiales, para cada uno de los substratos en que se divide la sección de la presa.

Por lo tanto, para resolver la ecuación (10) se plantea un esquema de integración numérica, desarrollado según el eje  $x_1$  y procediendo desde la cresta de la presa ( nivel  $x_1=0$  ) hasta la base

( nivel  $x_2=H$  ), por medio de la subdivisión de toda la altura de la presa en un número adecuado de substratos de integración.

Admitiendo que los desplazamientos varían linealmente al pasar de la sección (i) a la sección (i+1), se puede escribir :

$$\Gamma_{i+1} = \frac{1}{D} \left[ (G^*b)_i \Gamma_i + \left[ \frac{2(G^*b)_m \Delta_i}{B_m^2} - \rho b_m \Delta_i \omega^2 \right] \left( U_i + \frac{\Gamma_i \Delta_i}{4} \right) + \rho b_m \Delta_i U_0 \right] \quad (12)$$

$$U_{i+1} = U_i + \left( \Gamma_{i+1} + \Gamma_i \right) \frac{\Delta_i}{2} \quad (13)$$

Siendo  $b_m$  y  $B_m$  valores medios de  $b$  y  $B$  entre los estratos (i) e (i+1), y además:

$$D = (G^*b)_{i+1} + \left[ \rho b_m \omega^2 - \frac{2(G^*b)_m}{B_m^2} \right] \frac{\Delta_i^2}{4} \quad (14)$$

$$\Delta_i = (x_2)_{i+1} - (x_2)_i \quad (15)$$

Para considerar la existencia de propiedades mecánicas variables según el eje  $x_2$ , cada estrato es zonificado en esta dirección, adoptándose un valor equivalente de Módulo Dinámico "G" y de Coeficiente de Amortiguamiento "η".

$$G_{eq}^j = \sum P_i \cdot G_{ij} \quad (i = 1 \dots N) \quad (16)$$

$$\eta_{eq}^j = \sum P_i \cdot \eta_{ij} \quad (17)$$

- $G_{eq}^j$  y  $\eta_{eq}^j$  : Valores Equivalentes para el estrato "j".
- N : Nro de materiales con diferentes relaciones constitutivas en el estrato "j".
- $P_i$  : Factor de peso.
- $G_{ij}$  y  $\eta_{ij}$  : Valores de "G" y "η" para el material "i" del estrato "j".

Finalmente, el vector solución  $V$  se puede expresar :

$$V(x_1) = \begin{bmatrix} \Gamma(x_1) \\ U(x_1) \end{bmatrix} = V_0(x_1) + c V_1(x_1) \quad (18)$$

Donde:

$V_0$  : Solución particular para la aceleración dato  $U_0$ .

$V_1$  : Solución homogénea obtenida para  $U_0 = 0$ .

Para  $x_1=0$ , se tiene que la deformación angular es nula (condición en la cresta). Se pueden escribir un par de valores de  $V_0$  y de  $V_1$  que satisfacen esta condición :

$$V_0(x_1=0) = \begin{bmatrix} \Gamma_0=0 \\ U_0=0 \end{bmatrix} \quad V_1(x_1=0) = \begin{bmatrix} \Gamma_1=0 \\ U_1=1 \end{bmatrix} \quad (19)$$

Con estos valores iniciales se integra hasta la base, donde se tiene, para  $x_1=H$  que el desplazamiento relativo es nulo (condición en la base). Es decir debe cumplirse :

$$U_0(x_1=H) + c U_1(x_1=H) = 0 \quad (20)$$

De donde se obtiene el valor de la constante  $c$ , que hace que la solución  $V$  satisfaga las condiciones de borde :

$$c = - \frac{U_0(x_1=H)}{U_1(x_1=H)} \quad (21)$$

Finalmente, la solución en el dominio del tiempo se obtiene a través de la Transformada Inversa de Fourier de las variables de respuesta  $U$  y  $\Gamma$ .

Siguiendo al Método Lineal Equivalente [9], se efectúa un esquema iterativo según el cual, para cada ciclo de iteración, se calcula la deformación angular efectiva para cada sustrato de integración, y consecuentemente se actualizan los valores de Módulo de Corte y de Coeficiente de Amortiguamiento.

## 2.2) Consideración del Efecto de Movimiento de las Laderas:

De acuerdo a los resultados obtenidos al realizar el análisis de la respuesta de la presa "Long Valley", se deduce que el modelo, planteado con la hipótesis de laderas infinitamente rígidas, genera una sobrestimación de la respuesta en el rango de las altas frecuencias. De acuerdo a los datos registrados, se puede afirmar que existen las laderas un complicado fenómeno de propagación de ondas sísmicas que, dependiendo de las condiciones geológicas locales, puede ser de importancia respecto a lo que sucede en la presa [10]. En función de esto, se introduce una modificación consistente en incluir en el análisis, en una forma simplificada, el movimiento de las laderas a causa de la excitación sísmica en la base del cañón.

Para modelar la propagación de la excitación a lo largo de la ladera, modelamos a ésta como una viga de corte, semi-infinita en sentido transversal. La ecuación de movimiento, respondiendo a una constitutiva viscoelástica, resulta :

$$\frac{\partial}{\partial x_1} \left[ \left( G_1 + \eta_1 \frac{\partial}{\partial t} \right) \gamma_{12}^1 \right] = \rho \frac{\partial^2 u_2^1}{\partial t^2} \quad (22)$$

Adoptando un esquema de integración, similar a lo presentado previamente :

$$\Gamma_{i+1}^1 = \frac{1}{D_i} \left[ \left( G_i^* \right)_i \Gamma_i^1 - \rho_i \Delta_i \omega^2 \left( U_i^1 + \frac{\Gamma_i^1 \Delta_i}{4} \right) + \rho_i \Delta_i U_0 \right] \quad (23)$$

Siendo :

$$U_{i+1}^1 = U_i^1 + \left( \Gamma_{i+1}^1 + \Gamma_i^1 \right) \frac{\Delta_i}{2} \quad (24)$$

$$D_i = \left( G_i^* \right)_{i+1} + \rho_i \omega^2 \frac{\Delta_i^2}{4} \quad (25)$$

Y en el esquema de integración dado por (12), se modifica el término de rigidez transversal, para cada punto de integración, haciéndolo proporcional al verdadero desplazamiento relativo entre el estrato y el punto de fijación del resorte :

$$U_r(\omega) = UC(\omega) + U_l(\omega) \quad (26)$$

$UC(\omega)$  : Coef. de Fourier desplaz. rel. estrato/base.

$U_l(\omega)$  : Coef. de Fourier desplaz. rel. base/pto de la ladera.

Se puede suponer que siendo la presa de material suelto y el cañón que la limita, estructuras de diferentes rigideces, en general los valores predominantes de frecuencias de vibración no estarán muy cercanos, lo que quiere decir que la consideración del movimiento de las laderas no producirá, en sentido global, una marcada modificación de las características de respuesta de la presa, pero sí se producirán cambios en el dominio de las altas frecuencias, y en particular, en los valores máximos de respuesta obtenidos en función del tiempo

### 2.3) Cálculo de Distorsiones Angulares fuera del Plano Central de Simetría:

De acuerdo a los resultados del análisis de la respuesta sísmica de la presa "El Infiernillo" [5], se puede afirmar que el modelo, en

general, es capaz de representar las características globales de la respuesta, pero generando una cierta sobrestimación en los valores máximos. En dicho trabajo se realizaron distintas pruebas, modificando las curvas de actualización del coeficiente de amortiguamiento en función de la deformación, aumentando sus valores y obteniendo con ésto, una mejor aproximación a la respuesta medida.

Esto quiere decir que no es suficiente realizar la actualización del amortiguamiento en función de la deformación efectiva obtenida, en cada punto de integración, a partir del histograma de distorsiones en el plano central de simetría, puesto que el proceso de degradación de las propiedades mecánicas está regido efectivamente por las magnitudes de las deformaciones que se desarrollan globalmente en toda la presa ( este fenómeno es bien representado en los modelos tridimensionales de EF ).

Según lo expuesto, se modifica el modelo, considerando para cada sustrato de integración, un promedio de valores efectivos de distorsión angular, obtenidos mediante distintos histogramas de distorsiones, correspondientes al punto en el plano central y a otros puntos fuera del mismo. La distorsión angular para un plano vertical ubicado a una distancia "f" de la ladera, para el nivel "i", se obtiene como :

$$\gamma_f(x_i=i) = \frac{u_{\theta_f}(x_i=i) - u_{\theta_f}(x_i=i+1)}{\Delta i} \quad (27)$$

Siendo, de acuerdo a la ley de variación parabólica propuesta para los desplazamientos en el sentido xz , y considerando una forma trapezoidal para el cañón :

$$u_{\theta_f}(x_i=i) = u_{\theta}(x_i=i) \left[ 1 - \left( \frac{f-2}{B} \right)^2 \right] \quad (28)$$

$$u_{\theta_f}(x_i=i+1) = u_{\theta}(x_i=i+1) \left[ 1 - \left( \frac{f-2}{B} \right)^2 \left( \frac{B(i)}{B(i+1)} \right)^2 \right] \quad (29)$$

Se puede observar en la Fig (2) la variación con la altura de valores efectivos de distorsión , para puntos en el plano central y para otros ubicados en un plano vertical a una distancia B(i)/B de la ladera, para cada sustrato de integración.

### 3) ANALISIS PRESA "LONG VALLEY"

#### 3.1) Características Generales de la Presa:

La presa "Long Valley", que sirve de cerramiento al Lago Crowley, está ubicada en el Estado de California, a unos 35 km al NO. de la ciudad de Bishop. Su altura es de 38.4 m sobre la altura original del lecho rocoso, y la longitud del cerramiento es de 183 m. Los paramentos externos de la sección transversal tienen una inclinación 3:1 tanto aguas arriba como aguas abajo, y el relleno central compactado tiene lados con inclinación 2:1, tal como puede observarse en la Fig. (3).

Debido a la potencialidad sísmica del área, esta presa fue seleccionada por el Programa de Instrumentación Sísmica del Estado de California para una instrumentación integral destinada a investigar la respuesta dinámica frente a excitaciones sísmicas, instalándose un total de 22 acelerógrafos sobre la presa y en áreas adyacentes.

Se adoptó un modelado simétrico de la presa, siguiendo lo realizado por SEED y LAI [10], como se puede ver en la Fig. (4) considerando un cañón simétrico de forma trapezoidal, con un ancho en la base de 25 m y en el coronamiento de 180 m. Además, se considera un perfil simplificado de presa, de sección central con un ancho de 390 m en la base y 10 m en coronamiento, con inclinación de paramentos 3.1:1 y una altura de 80 m sobre lecho de fundación.

La altura de la presa fue subdividida en 12 estratos y se consideraron cuatro tipos diferentes de materiales, caracterizados por valores diferentes en sus propiedades mecánicas, de acuerdo a la siguiente distribución :

Estratos 1 a 8	{	Material de cubierta ( Aguas arriba ) Relleno compactado Material de cubierta ( Aguas abajo )
Estratos 9 a 12	{	Lecho de gravas Relleno compactado Material de cubierta ( Aguas abajo )

Para la determinación de las propiedades mecánicas para bajas deformaciones, se utilizó la expresión dada por SEED e IDRIS [9] :

$$G_{max} = 1000. K_2. (\sigma_o)^{0.5}$$

$$G_{max} : \text{Módulo de Corte [ lb/pie}^2 \text{ ]}$$

$K_2$  : Coeficiente función de la Relación de Vacíos.

$\sigma_o$  : Tensión Normal Octaédrica [ lb/pie<sup>2</sup> ]

### 3.2) Comparación de Resultados:

Se puede observar en la Fig (5) la influencia de las modificaciones sobre el modelo viga de corte original, en términos de la Función de Transferencia de aceleraciones en la cresta de la presa. Se aprecia que dichas modificaciones tienen una influencia mayor en las zonas de frecuencias más altas. Inclusive la consideración del movimiento de las laderas introduce un nuevo pico en correspondencia con la primera frecuencia propia de la garganta. Además la consideración de distorsiones promedio disminuye la amplitud de la respuesta, introduciendo mayor amortiguamiento.

En la Fig (6) se compara la curva (3) de la figura anterior con la respuesta obtenida por SEED y LAI mediante un modelo EF tridimensional [10].

Se puede analizar en la Fig. (7) de nuevo la influencia de las modificaciones, en términos del Espectro de Respuesta de aceleraciones en la cresta, que se traducen en una mejor aproximación al valor máximo de aceleración registrado en esa altura de la presa.

En la Fig (8) se compara la curva (3) de la figura anterior con la respuesta medida in situ, en la estación #6 de instrumentación, y también con la respuesta obtenida por SEED y LAI (10).

Finalmente, en el siguiente Cuadro, se presenta un resumen de los resultados :

MODELO	ACELERACION MAX. EN LA CRESTA	VALOR MAX. DEL ESPECTRO DE RESP.
Modelo Viga de Corte.	0.65 [ g ]	2.30 [ g ]
Modelo Viga de Corte, considerando mov. ladera.	0.59 [ g ]	2.15 [ g ]
Modelo Viga de Corte, considerando mov. ladera y dist. en planos lat.	0.55 [ g ]	2.07 [ g ]
Modelo Elementos Finitos Curva p/arenas de SEED (1970).	0.63 [ g ]	2.40 [ g ]
Modelo Elementos Finitos Curva p/gravas de SEED (1984).	0.51 [ g ]	1.72 [ g ]
Registro en la presa (Est. #6).	0.44 [ g ]	2.30 [ g ]

#### 4) CONCLUSIONES

Se presenta un procedimiento simplificado para el análisis de la respuesta sísmica de presas de tierra, considerando efectos tridimensionales. El procedimiento es simple y económicamente implementable desde el punto de vista computacional, permitiendo tener en cuenta, de una manera sencilla, el efecto de restricción lateral provocado por cañones estrechos, así como la influencia del movimiento de las laderas.

Se presentan resultados numéricos referidos a un caso real, con mediciones de respuesta in-situ y con respuestas obtenidas con otros modelos más elaborados, revelándose como adecuado para cálculos en etapa de diseño, con un modesto esfuerzo computacional.

## 50 AGRADECIMIENTOS

El presente trabajo forma parte de un programa de investigación financiado por el Consejo Nacional de Investigaciones Científicas y Técnicas ( CONICET ) y por el Consejo de Investigaciones Científicas y Tecnológicas de la Provincia de Córdoba ( CONICOR ).

## 60 REFERENCIAS

- [ 1 ] PRATO C. A.  
*Simplified 3-D Seismic Analysis of Embankment Dams.*  
Proceedings of the Ninth World Conference on Earthquake Engineering ( 9 WCEE ). Tokyo (1988).
- [ 2 ] MEJIA L. / SEED H. / LYSMER J.  
*Dynamic analysis of Earth Dams in Three Dimensions.*  
J. Geotech. Div. ASCE / Vol. 108 / GT 12 / 1982.
- [ 3 ] MEJIA L. / SEED H.  
*Comparison of 2-D and 3-D Dynamic Analyses of Earth Dams.*  
J. Geotech. Div. ASCE / Vol. 109 / GT 11 / 1983.
- [ 4 ] PRATO C. A. / DELMASTRO E.  
*1-D Seismic Analysis of Embankment Dams.*  
J. Geotech. Div. ASCE / Vol. 113 / GT 8 / 1987.
- [ 5 ] PRATO C. A. / MATHEU E. E.  
*Análisis Sísmico Simplificado de la Presa "El Infiernillo".*  
IX Congreso Latinoamericano e Ibérico sobre Métodos Computacionales en Ingeniería ( MECOM ). Córdoba (1988).
- [ 6 ] ABDEL-GHAFFAR A. / SCOTT R.  
*Dynamic Properties of Earth Dams.*  
Proceedings of the Seventh World Conference on Earthquake Engineering ( 7 WCEE ). Turkey (1980).
- [ 7 ] DAKOULAS P. / GAZETAS G.  
*Vibration Characteristics of Dams in Narrow Canyons.*  
J. Geotech. Div. ASCE / Vol. 113 / GT 8 / 1987.
- [ 8 ] DAKOULAS P. / GAZETAS G.  
*Seismic Shear Vibration of Embankment Dams in Semi-Cylindrical Valleys.*  
Earthquake Engineering Structural Dynamics / Vol. 14 / 1986.
- [ 9 ] SEED H. / IDRIS I.  
*Soil Moduli and Damping Factors for Dynamic Response Analysis.*  
Report EERC 70-10 / Univ. of California / Berkeley, 1970.
- [ 10 ] SEED H. / LAI S.  
*Dynamic Response of Long Valley Dam in Mammoth Lake Earthquake Series of May 25-27, 1980.*  
Report EERC 85-12 / Univ. of California / Berkeley, 1985.

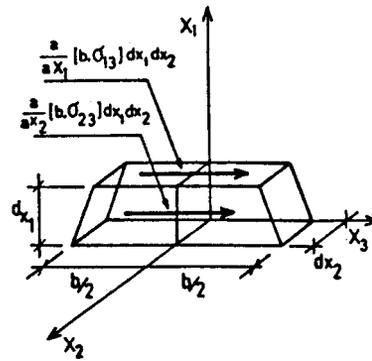


FIG. (1)

DISTORSIONES ANGULARES  
CICLO N°4

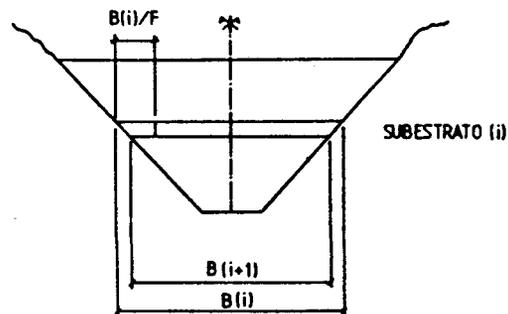
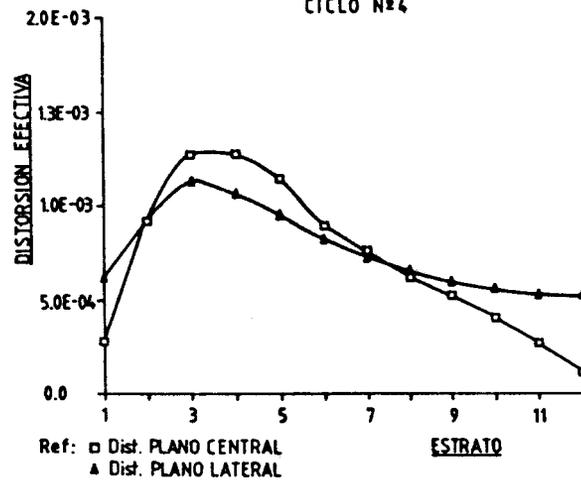


FIG. (2)

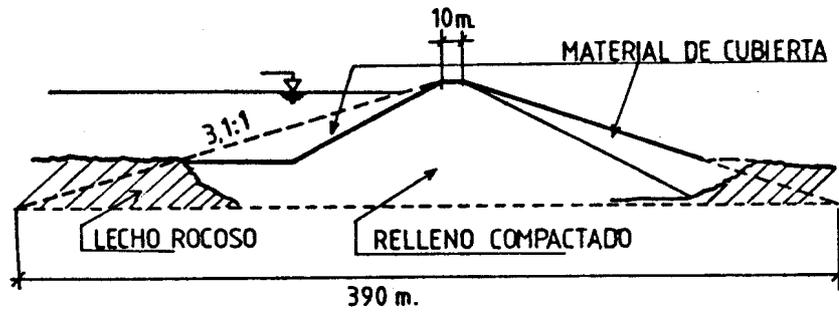


FIG. (3)

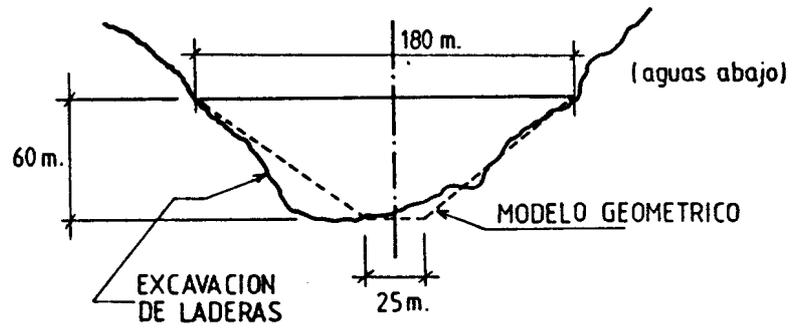
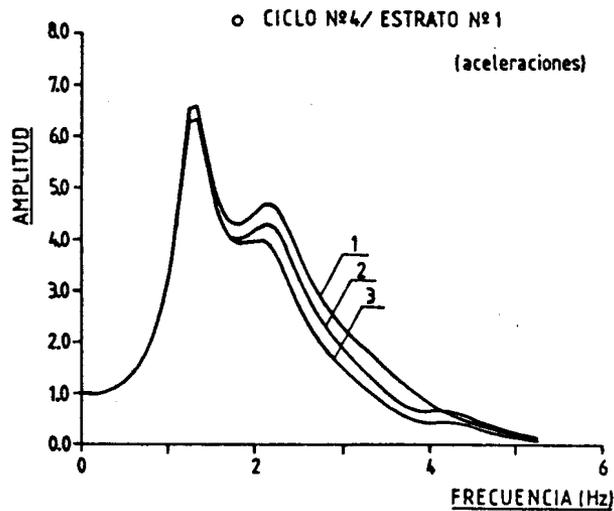


FIG. (4)

## FUNCION DE TRANSFERENCIA



- ① MOD. VIGA DE CORTE
- ② IDEM ANTERIOR Y CONSIDERACION EFECTO LADERA
- ③ IDEM ANTERIOR Y CONSIDERACION DISTORSIONES FUERA DEL PLANO CENTRAL

FIG. (5)

## FUNCION DE TRANSFERENCIA

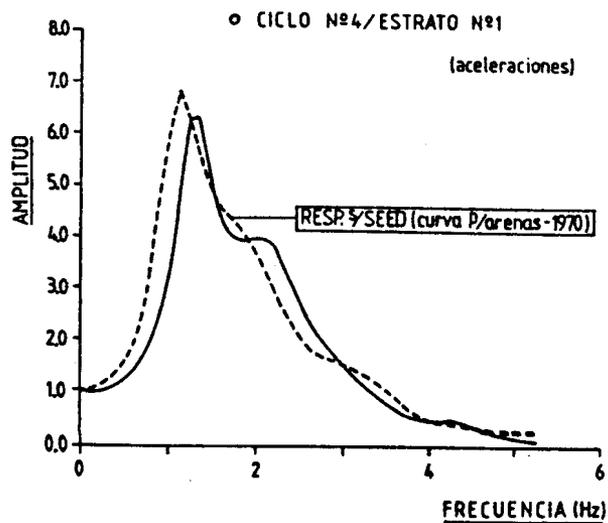


FIG. (6)

## ESPECTRO DE RESPUESTA

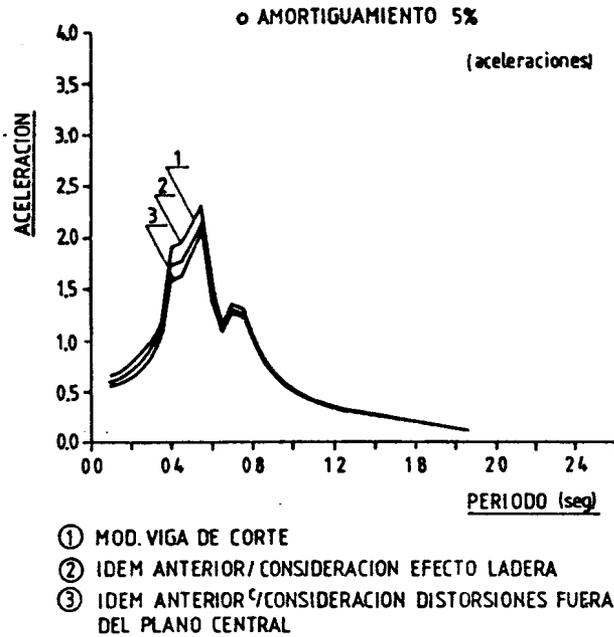


FIG. (7)

## ESPECTRO DE RESPUESTA

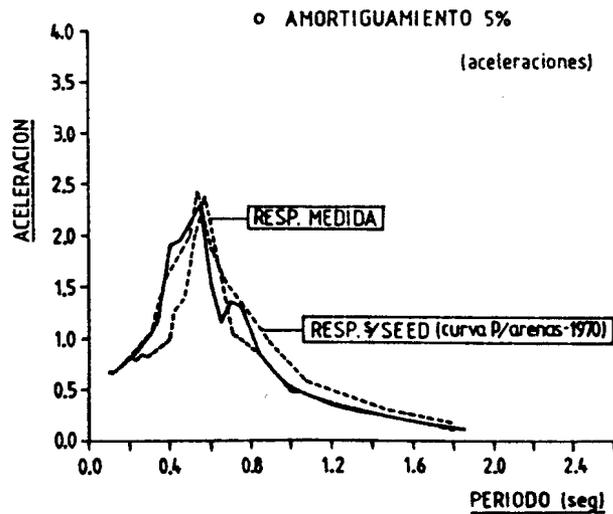


FIG. (8)

