

ANALISIS SISMICO SIMPLIFICADO
DE LA PRESA "EL INFIERNILLO"

Enrique E. MATHEU¹

Carlos A. PRATO²

Departamento de Estructuras. F.C.E.F. y N.
Universidad Nacional de Córdoba
Córdoba - Argentina

RESUMEN

Se analiza la respuesta sísmica de la presa "El Infiernillo" en Méjico, para el registro del terremoto del 11-04-66, con un procedimiento de integración numérica para análisis tridimensional simplificado de presas de materiales sueltos. Los resultados son contrastados con mediciones efectuadas en la presa y con otros análisis sísmicos usando modelos tridimensionales de E.F.. Se encuentra una buena correlación con los valores medidos, tanto en amplitud como en distribución de frecuencias, advirtiéndose una mejor aproximación a los mismos que los resultados disponibles con modelos de E.F..

ABSTRACT

A numerical integration procedure for simplified 3-D seismic analysis of embankment dams is applied to evaluate seismic response of Infiernillo Dam in Mexico for the 04-11-66 earthquake and its results are compared to recorded field data and other more elaborate F.E. numerical models. A good correlation is found between measured response both in terms of amplitude and frequency with numerical results obtained here. Dynamic amplification peaks of response with the proposed method show a better fit to measured values than those obtained with the F.E. solutions available.

1 Becario (CONICET)

2 Profesor Titular (UNO)

1) INTRODUCCION

En los años recientes se ha logrado un avance significativo en la comprensión del comportamiento dinámico de suelos , y en el desarrollo de técnicas diversas para evaluar la respuesta sísmica de presas de tierra sometidas a eventos sísmicos severos.

No obstante , dada la complejidad del problema considerado , cada método particular de análisis requiere estudios adicionales para evaluar su aplicabilidad. La mejor manera de hacer ésto es examinando la respuesta de presas frente a sismos reales y comparar los resultados teóricos , predichos por los análisis propuestos , con los verdaderos comportamientos observados. De este modo , es posible también efectuar un análisis comparativo entre las distintas posibilidades de análisis , evaluando la calidad de cada solución provista , y el esfuerzo computacional necesario para arribar a ella.

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.

Entre las técnicas disponibles para efectuar este tipo de análisis existen dos Modelos principales: uno basado en el Concepto de Viga de Corte, y otro basado en Elementos Finitos. El primero requiere la aceptación de una serie de hipótesis que conducen a una cierta limitación en su alcance, cosa que no ocurre con el segundo, que es una herramienta más flexible, pero que requiere un significativo esfuerzo computacional.

El presente trabajo desarrolla un Modelo, que si bien está basado en el Concepto de Viga de Corte, incluye la posibilidad de considerar variaciones de las características de los materiales e incorpora el efecto de longitud finita del cañón, cuya restricción es representada por una serie de resortes horizontales, adosados a lo largo de toda la altura de la cufia de corte.

2) MODELO ADOPTADO PARA EL ANALISIS

EL problema que se intenta de modelar se refiere a la propagación de ondas de corte a través de la sección transversal de una presa modelada como cufia de corte.

De esta forma , nos apartamos de las condiciones de Medio Infinito, lo que quiere decir que la onda no se propaga a través de estratos ilimitados en el sentido transversal a la dirección de propagación , sino que existe una limitación dada por el propio perfil de la presa , siendo dicho perfil de ancho variable con la altura.

Analizamos un prisma de longitud finita , para el caso de propagación de onda distorsional, es decir :

$$\text{DIV}(\hat{u}) = 0 \quad + \quad \epsilon_{mm} = 0 \quad (1)$$

Establecemos el equilibrio dinámico según el eje X_s , de acuerdo a la Fig (1), resultando :

$$\frac{\partial}{\partial X_1} [b. \sigma_{12}] + \frac{\partial}{\partial X_2} [b. \sigma_{22}] = \rho. b. \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad \text{Condición de Equilibrio Dinámico según Eje X2} \quad (2)$$

Esta expresión está describiendo la propagación de una Onda de Corte , materializada por distorsiones que viajan según los ejes X₁ y X₂.

Analicemos en primer lugar la distorsión que viaja según el eje X₁. Si reemplazamos σ_{12} por la relación constitutiva correspondiente a Medio Viscoelástico :

$$\sigma_{12} = \left[G + \eta \frac{\partial}{\partial t} \right] \gamma_{12} \quad (\gamma_{12} : \text{Distorsión Promedio}) \quad (3)$$

Se obtiene, finalmente :

$$\frac{\partial}{\partial X_1} \left[b \left(G + \eta \frac{\partial}{\partial t} \right) \gamma_{12} \right] + \frac{\partial}{\partial X_2} [b. \sigma_{22}] - \rho. b. \ddot{u}_a = 0 \quad (4)$$

Siendo \ddot{u}_a el valor de la Aceleración horizontal absoluta a la elevación X₁ , que podemos expresar así:

$$\ddot{u}_a = \ddot{u}_b + \ddot{u} \quad (5)$$

\ddot{u}_b : Aceleración de la base (elevación X₁ = H).

\ddot{u} : Aceleración relativa del nivel X₁ con respecto a la base.

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

$$\frac{\partial}{\partial X_1} \left[b \left(G \gamma_{12} + \eta \dot{\gamma}_{12} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial X_2} [b. \sigma_{22}] - \rho. b. \ddot{u} = \rho. b. \ddot{u}_b \quad (6)$$

Para introducir el efecto de restricción sobre la cufia vertical de corte proporcionado por las vigas de corte horizontales, modeladas como resortes elásticos 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, es decir, según el eje X₂.

Planteamos, por lo tanto:

$$u_s (X_1, X_2) = u (X_1) \left[1 - \left(\frac{X_2}{B} \right)^2 \right] \quad (7)$$

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 dado por:

$$\frac{\partial^2 u}{\partial X_2^2} (X_1, X_2) = - \frac{2 u (X_1)}{B^2} \quad (8)$$

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.

Considerando que:

$$b = b (X_1) \Rightarrow \frac{\partial b}{\partial X_2} = 0 \quad \begin{array}{l} \text{Condición de Pared Prismática} \\ \text{con generatrices horizontales} \\ \text{normales al Cañon.} \end{array} \quad (9)$$

Y aplicando una relación constitutiva elástica para σ_{22} resulta:

$$\frac{\partial}{\partial X_1} \left[b (G \gamma_{12} + \eta \dot{\gamma}_{12}) \right] - 2 \frac{G u}{B^2} - \rho \cdot b \cdot \ddot{u} = \rho \cdot b \cdot \ddot{u}_s \quad (10)$$

Esto significa que el modelo adoptado no es isotrópico en lo que hace a sus relaciones constitutivas. Pero el hecho de adoptar un Modelo Viscoelástico para la propagación vertical de la onda de corte, y un Modelo Elástico para el efecto de restricción lateral implica condiciones de ortotropía, lo que autoriza suponer que las acciones normales y las tangenciales se hallan desacopladas, de modo que la distorsión angular en un determinado plano coordenado es función exclusiva de la tensión tangencial correspondiente, en dicho plano.

Pasando la expresión (10) al dominio de la frecuencia, se tiene:

$$\frac{\partial}{\partial X_2} \left(b G^* \Gamma \right) + \left(\rho b \omega^2 - 2 \frac{G b}{B^2} \right) U - \rho b \ddot{U}_s = 0 \quad (11)$$

Siendo:

Γ : Transformada de Fourier de γ_{12} .

U : Transformada de Fourier de u .

\ddot{U}_s : Transformada de Fourier de \ddot{u}_s .

Y definiendo además el Módulo Complejo de Lymer:

$$G^* = G (1 + i \omega \eta) \quad (12)$$

Todo lo anterior está establecido considerando un efecto de restricción lateral de tipo elástico. De acuerdo a los resultados que se discuten más adelante , se puede afirmar que se puede lograr una más ajustada modelización de dicho efecto si asumimos que obedece a una constitutiva viscoelástica , tal como ha sido planteado para la propagación vertical de la onda de corte.

Por lo tanto:

$$\sigma_{zs} = \left[\theta + \eta \frac{\partial}{\partial t} \right] \gamma_{zs} \quad (\gamma_{zs} : \text{shear strain}) \quad (130)$$

$$\frac{\partial}{\partial x_2} \left[\sigma_{zs} \right] = \left(\theta + \eta \frac{\partial}{\partial t} \right) \frac{\partial^2 u_s}{\partial x_2^2} \quad (140)$$

Si consideramos la expresión (140) y reemplazamos en (60) , se pueda obtener:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x_1} \left[b \left(\theta \gamma_{zs} + \eta \dot{\gamma}_{zs} \right) \right] - 2 \frac{b}{B^2} \left[\theta v + \eta \dot{v} \right] - \\ - \rho_b v = \rho_b \Delta_b \end{aligned} \quad (150)$$

Pasando esta expresión al dominio de la frecuencia , tenemos:

$$\frac{\partial}{\partial x_1} \left(b \theta^* \Gamma \right) + \left(\rho_b b v^2 - 2 \frac{\theta^* b}{B^2} \right) v - \rho_b \Delta_b = 0 \quad (160)$$

Se debe destacar que existen en la literatura varios procedimientos simplificados para considerar los efectos 3-D , por caso podemos citar a ABDUL-GHAFFAR et al. , quienes han desarrollado expresiones explícitas para las frecuencias naturales de una Viga de Corte homogénea en carbonos rectangulares. Además , DAKOULAS et al. han extendido estos conceptos a presas en carbonos semi-cilíndricos , e inclusive han tomado en cuenta ciertas clases de inhomogeneidades en las secciones , con una formulación semi-analítica.

Pero a pesar de estos esfuerzos , sigue siendo una cuestión esencial para el análisis , el hecho de que el mismo permita la consideración de propiedades variables en la sección , debidas tanto a la variación de la presión de confinamiento , como a la existencia de distintos materiales componentes dentro de la presa , como es el caso usual.

Por este motivo, 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 tanto la ecuación (11) como la ecuación (15) se adopta un esquema de integración numérica, desarrollado según el eje X_1 y procediendo desde la cresta de la presa ($X_1=0$) hasta la base ($X_1=H$), 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, para el caso de restricción transversal elástica :

$$\Gamma_{i+1} = \frac{1}{D} \left[(G^*b)_i \Gamma_i + \left[\frac{2 G_m b_m \Delta_i}{B_m^2} - \rho b_m \Delta_i \omega^2 \right] \left(U_i + \frac{\Gamma_i \Delta_i}{4} \right) + \rho b_m \Delta_i U_0 \right] \quad (17)$$

$$U_{i+1} = U_i + \left(\Gamma_{i+1} + \Gamma_i \right) \frac{\Delta_i}{2} \quad (18)$$

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

$$D = (G^*b)_{i+1} + \left[\rho b_m \omega^2 - \frac{2 G_m b_m}{B_m^2} \right] \frac{\Delta_i^2}{4} \quad (19)$$

$$\Delta_i = (X_1)_{i+1} - (X_1)_i \quad (20)$$

Para considerar el caso de restricción transversal viscoelástica, simplemente se debe reemplazar $G_m b_m$ por $(G^*b)_m$, en las expresiones anteriores.

El vector solución V se puede expresar :

$$V(X_1) = \begin{bmatrix} \Gamma(X_1) \\ U(X_1) \end{bmatrix} = V_0(X_1) + c V_1(X_1) \quad (21)$$

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 :

$$V_0 (X_1=0) = \begin{bmatrix} \Gamma_0=0 \\ U_0=0 \end{bmatrix} \quad V_1 (X_1=0) = \begin{bmatrix} \Gamma_1=0 \\ U_1=1 \end{bmatrix} \quad (22)$$

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 :

$$U_0 (X_1=H) + c U_1 (X_1=H) = 0 \quad (23)$$

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

$$c = - \frac{U_0 (X_1=H)}{U_1 (X_1=H)} \quad (24)$$

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 Γ .

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

Refs. (2),(3),(4),(6),(7),(8),(9),(10),(11),(12).

3D ANALISIS DE UNA PRESA TIPO (HOMOGENEA)

Antes de proceder al análisis de un caso concreto de una presa con características variables en cuanto a las propiedades mecánicas de sus materiales, se consideró conveniente probar el Modelo frente a casos más sencillos, de los cuales se dispusiera solución analítica.

Se determinaron las Funciones de Transferencia de aceleraciones en la cima de una presa de sección triangular , compuesta de un único material , de características homogéneas , para varias formas del cañón , y considerando en forma elástica el efecto de restricción lateral. Los valores obtenidos para los periodos fundamentales de vibración del sistema (correspondientes al primer máximo de dichas funciones) , fueron comparados con expresiones analíticas disponibles en la literatura.

Se pudo observar una buena correlación entre los valores teóricos y los correspondientes al modelo propuesto, lo que resulta de la siguiente Tabla :

COMPARACION DE PERIODOS FUNDAMENTALES
Tabla (1)

CASO	ANALITICO	M. PROPUESTO
Viga Plana de Corte Cañón infinito	$T_0 = 2.61 \frac{H}{V_s}$	$T_0 = 2.64 \frac{H}{V_s}$
Cañón semi-cilíndrico Relación B/H = 1	$T_0 = 2.00 \frac{H}{V_s}$	$T_0 = 2.10 \frac{H}{V_s}$
Cañón rectangular Relación B/H = 1	$T_0 = 2.18 \frac{H}{V_s}$	$T_0 = 2.21 \frac{H}{V_s}$
Cañón triangular Relación B/H = 1	$T_0 = 1.60 \frac{H}{V_s}$	$T_0 = 1.65 \frac{H}{V_s}$

Siendo:

H : Altura de la presa.
B : Dimensión máxima del cañón.
Vs: Velocidad de la Onda de Corte.

Las Funciones de Transferencia de Aceleraciones en la cima de la presa obtenidas con este modelo, se pueden observar en las Fig (2).

Refs. (7),(8),(9).

4) ANALISIS PRESA "EL INFIERNILLO"

Como se ha dicho anteriormente, una cuestión de capital importancia es la capacidad del modelo simplificado para tener en cuenta las inhomogeneidades propias de las presas de tierra o de enrocado.

Por lo tanto, se realizaron pruebas del Modelo analizando un caso particular documentado en la literatura.

4.1) CARACTERISTICAS GENERALES DE LA PRESA

La presa El Infiernillo se localiza en México, sobre el río Balsas, a unos 70 Km aguas arriba de su desembocadura en el Océano Pacífico.

Se trata de una presa esbelta, zonificada, de 146 m. de altura, con taludes de pendiente 1.75:1, con Bermas a los niveles 106.6 y 120 m.s.n.m., tanto aguas arriba como aguas abajo, lo que le confiere un talud promedio de 1.80:1.

En la Fig (3) podemos apreciar la sección máxima de la cortina. El núcleo está constituido por un suelo arcilloso bien graduado, de media a alta plasticidad, y para el enrocado se utilizó conglomerado silicificado y diorita.

El cañón, aproximadamente simétrico, tiene una forma trapezoidal con un largo en la base de 50 m. y de 305 m. en la corona, lo que le dá una relación largo-alto de 2.5, es decir, se trata de un cañón estrecho. Fig (4).

Desde su construcción (Período 1962 /64) ha sido posible seguir el comportamiento de la presa, gracias a la instrumentación instalada en ella, orientada a la medición de aceleraciones, desplazamientos, y deformaciones.

Ref. (1).

4.2) CARACTERISTICAS DE LOS MATERIALES

Los materiales de la presa son modelados como materiales visco-elásticos, que producen ciclos histeréticos elípticos al ser sometidos a carga y descarga.

Como se observa en la Fig (5) , la sección transversal de la presa es subdividida en estratos horizontales, a los fines del procedimiento de integración. Este admite más de un tipo de material por estrato, adoptándose un valor equivalente de Módulo Dinámico "G" y de Coeficiente de Amortiguamiento "η".

$$G_{eq}^j = \sum p_i \cdot G_{ij} \quad (i = 1 \dots N) \quad (25)$$

$$\eta_{eq}^j = \sum p_i \cdot \eta_{ij} \quad (26)$$

G_{eq}^j y η_{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 η_{ij} : Valores de "G" y "η" para el material "i" del estrato "j".

En este trabajo se consideraron cinco tipos diferentes de materiales , caracterizados por distintos valores de sus propiedades mecánicas:

Enrocado a Volteo	}	Agua Arriba
Enrocado Compacto		
Núcleo		

Enrocado Compacto }
Enrocado a Volteo } Aguas Abajo

Para la determinación de las propiedades mecánicas, se utilizaron relaciones semi-empíricas como las propuestas por SEED e IDRISS (1970), para la determinación del Módulo de Corte Dinámico Máximo, para deformaciones menores a 10.E-4 % :

$$G_{max} = 1000. K_2. (\sigma_o)^{0.5} \quad (27)$$

Siendo:

G_{max} : Módulo de Corte [lb/pie²]
 K_2 : Coeficiente función de la Relación de Vacíos.
 σ_o : Tensión Normal Octaédrica [lb/pie²]

Se utilizaron los valores :

$K_2 = 100$ p/ Enrocado a Volteo.
 $K_2 = 150$ p/ Enrocado Compacto.

Se pueden observar las curvas representativas de la variación del Módulo de Corte en función de la altura de la presa en las Fig (8).

Siguiendo lo realizado por ROMO y VILLARRAGA , se consideró el mismo valor de K_2 para los materiales aguas arriba y aguas abajo , es decir , sin tener en cuenta el efecto de ablandamiento que se produce en los enrocados al estar sumergidos.

El comportamiento no lineal de los suelos es tenido en cuenta mediante el Método Lineal Equivalente, propuesto por SEED (1959) :

En primera instancia, se utilizaron las curvas promedio de la variación del Módulo de Corte y del Coeficiente de Amortiguamiento con el nivel de Deformación propuestas por SEED e IDRISS (1970). Posteriormente, y notando que los valores de amortiguamiento considerados eran bajos (lo cual era evidente al comparar los resultados con la respuesta medida), se hicieron pruebas con las curvas de variación del Módulo de Corte y del Coeficiente de Amortiguamiento propuestas por ROMO y VILLARRAGA , con las cuales se obtuvieron mejores resultados.

Dichos autores representaron el comportamiento histerético de los materiales de la presa con un modelo hiperbólico, según el cual la variación del Módulo de Corte está dada por:

$$\frac{G}{G_{max}} = 1 - \frac{(\gamma/\gamma_r)}{a_1 + a_2. (\gamma/\gamma_r)} \quad (28)$$

Y la variación del Coeficiente de Amortiguamiento por:

$$\eta = \eta_{\max} + \frac{(\gamma/\gamma_r)}{\frac{1}{\eta_{\min}} + \frac{1}{\eta_{\max} - \eta_{\min}} (\gamma/\gamma_r)} \quad (29)$$

Siendo:

- a1 y a2 : Parámetros.
- γ_r : Deformación angular para $G/G_{\max} = 0.5$.
- η_{\min} : Coeficiente de Amortiguamiento Mínimo.
- η_{\max} : Coeficiente de Amortiguamiento Máximo.

Estas curvas propuestas por ROMO y VILLARRAGA generan valores mayores de amortiguamiento que las curvas de SEED e IDRIS, hasta magnitudes de Deformación Angular de 0.02%. En cuanto a la variación del Módulo de Corte los valores de ambas propuestas son similares.

En este análisis no se considera, puesto que esta consideración escapa a las hipótesis formuladas para el modelo, efecto alguno de interacción entre la presa y las paredes del cañón, así como tampoco se evalúa la interacción entre la presa y el embalse, pero este último efecto, en el caso de presas con taludes tendidos aguas arriba, no es significativo.

Refs. (1),(8),(12),(13),(14).

4.3) REGISTRO SISMICO UTILIZADO EN EL ANALISIS

La excitación se consideró horizontal, y en sentido perpendicular al eje de la presa, y se utilizó una de las Componentes Horizontales del Sismo del 11 de Abril de 1966, de la cual se obtuvo el registro en roca, por intermedio del correspondiente Ente Estatal Mexicano.

Se puede observar dicho registro en la Fig. (7).

4.4) RESULTADOS DEL ANALISIS CON EL MODELO PROPUESTO

Los resultados obtenidos son comparados con los registrados, en términos de las Funciones de Transferencia. En primera instancia, se efectuaron corridas con el Modelo, considerando en forma elástica el efecto de restricción lateral y empleando las curvas de variación del Coeficiente de Amortiguamiento con el nivel de deformación propuestas por SEED e IDRIS, pero se pudo notar una fuerte sobreestimación de los valores de la respuesta, en lo que a amplitud se refiere. De esto se deduce que dichas curvas no son adecuadas para ser usadas en este tipo de modelo para los niveles de excitación considerados, si se quiere traducir el real comportamiento dinámico de los materiales.

Como se dijo anteriormente, se hicieron nuevas corridas del Modelo, pero considerando los valores de Coeficiente de Amortiguamiento propuestos por ROMO y VILLARRAGA, que partiendo de un valor mínimo (aproximadamente 0.1%) superan a los valores de SEED e IDRIS hasta un rango de deformaciones del orden del 0.02%, que es precisamente el orden de los máximos valores de deformaciones desarrolladas bajo el sismo considerado. Bajo estas condiciones, se

observa la Función de Transferencia obtenida en la Fig. (8). Se puede ver que la curva reproduce los tres picos que la Función de Transferencia medida presenta, pero con fuertes sobreestimaciones en los valores de amplitud.

Por lo tanto, se realizaron nuevas pruebas con el Modelo, modificando las curvas propuestas por ROMO y VILLARRAGA, elevando el valor mínimo del Coeficiente de Amortiguamiento del valor 0.1% a 9.0% y adoptando dichas curvas cuando se supera este último valor. La Función de Transferencia obtenida bajo estas condiciones se observa también en la Fig. (8).

Se puede ver un mejor ajuste a la respuesta realmente medida, reproduciéndose los tres picos de la misma, con buena concordancia en los valores de frecuencia en los cuales se producen, aunque manteniendo aún cierta sobreestimación, sobre todo en los dos primeros picos.

Para este último caso, y para apreciar la magnitud de las aceleraciones desarrolladas, se graficó en la Fig. (9) el máximo valor de aceleración para cada estrato en que se subdividió la presa.

En una segunda instancia, se efectuaron corridas con el Modelo, pero considerando la restricción lateral por medio de resortes viscoelásticos, y teniendo en cuenta la modificación mencionada anteriormente sobre las curvas de ROMO y VILLARRAGA. En la Fig. (10), se puede observar la Función de Transferencia obtenida para este caso y comparada con la correspondiente al caso elástico. Se puede ver que el ajuste logrado es mayor, puesto que se reduce drásticamente la sobreestimación antes mencionada en los primeros picos, con un mejor acuerdo con los valores medidos, notándose además un corrimiento del segundo pico hacia bajas frecuencias.

Asimismo, se grafican los máximos valores de aceleración para cada estrato en la Fig. (11).

En las Figs. (12), se puede apreciar una comparación entre los resultados obtenidos con este Modelo, y los presentados por ROMO y VILLARRAGA, obtenidos con Modelos de Elementos Finitos, tomando siempre como base de comparación la respuesta medida.

En la Fig. (12.a) se observa en línea llena, la curva obtenida con este Modelo, y en línea punteada, la respuesta medida. En la Fig. (12.b) se observa en línea llena, la curva obtenida usando el programa LUSH (Berkeley, California, 1974). En la Fig. (12.c) se observa en línea llena, la curva obtenida utilizando el programa PLUSH (Berkeley, California, 1977).

Se puede notar una buena correlación, e inclusive un mejor ajuste en los valores de los picos de amplitud, con respecto a los obtenidos por los citados Modelos de Elementos Finitos, mucho más elaborados y mucho más costosos computacionalmente.

5) 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, modelado mediante resortes elásticos o viscoelásticos.

Se presentan resultados numéricos referidos a un caso ideal, mostrando buena concordancia con soluciones semi-analíticas disponibles, y se prueba el Modelo frente 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.

6) 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).

7) REFERENCIAS

- C 1) ROMO M. / VILLARRAGA M.
Modelo Analítico para el Comportamiento Sísmico de la Presa El Infiernillo.
Reporte Instituto de Ingeniería / UNAM / 1988.
- C 2) FREDERICK D. / CHANG T.
Continuum Mechanics.
Scientific Publishers, Inc. ,Cambridge, 1972.
- C 3) RICHART F. / HALL J. / WOODS R.
Vibrations of Soils and Foundations.
Prentice-Hall, Inc , 1970.
- C 4) SUAREZ L. E.
Respuesta Sísmica de Medios Viscoelásticos Estratificados.
Reporte Interno Depto Estructuras / Univ. de Córdoba / 1982.
- C 5) SEED H. / MARTIN G.
The Seismic Coefficient in Earth Dam Design.
J. Soil Mech. and Found. Div. ASCE / Vol. 92 / SM 3 / 1966.
- C 6) PRATO C. / DELMASTRO E.
SHEIKMO: Programa para Análisis Dinámico de Vigas de Corte en el Dominio de la Frecuencia.
Reporte Interno Depto Estructuras / Univ. de Córdoba / 1983.

- C 7) PRATO C. / DELMASTRO E.
1-D Seismic Analysis of Embankment Dams.
J. Geotech. Div. ASCE / Vol. 113 / GT 8 / 1987.
- C 8) PRATO C.
Simplified 3-D Analysis of Embankment Dams.
Proceedings 9th WCEE / Tokyo / 1988 (En publicación).
- C 9) ABDEL-GHAFFAR A. / SCOTT R.
Dynamic Properties of Earth Dams.
Proceedings 7th WCEE / Turkey / 1980.
- C 10) DAKOULAS P. / GAZETAS G.
Vibration Characteristics of Dams in Narrow Canyons.
J. Geotech. Div. ASCE / Vol. 113 / GT 8 / 1987.
- C 11) DAKOULAS P. / GAZETAS G.
Seismic Shear Vibration of Embankment Dams in
Semi-Cylindrical Valleys.
Earthquake Engineering Structural Dynamics / Vol. 14 / 1986.
- C 12) SEED H. / IDRIS I.
Soil Moduli and Damping Factors for Dynamic Response
Analysis.
Report EERC 70-10 / Univ. of California / Berkeley, 1970.
- C 13) MEJIA L. / SEED H. / LYSMER J.
Dynamic analysis of Earth Dams in Three Dimensions.
J. Geotech. Div. ASCE / Vol. 108 / GT 12 / 1982.
- C 14) PREVOST J. / ABDEL-GHAFFAR A. / ELGAMAL A.
Non Linear Hysteretic Dynamic Response of Soil Systems.
J. Eng. Mech. Div. ASCE / Vol. 111 / EM 5 / 1985.

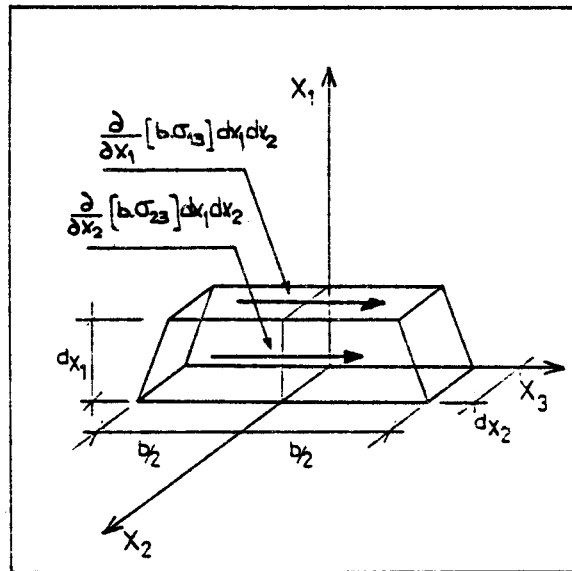
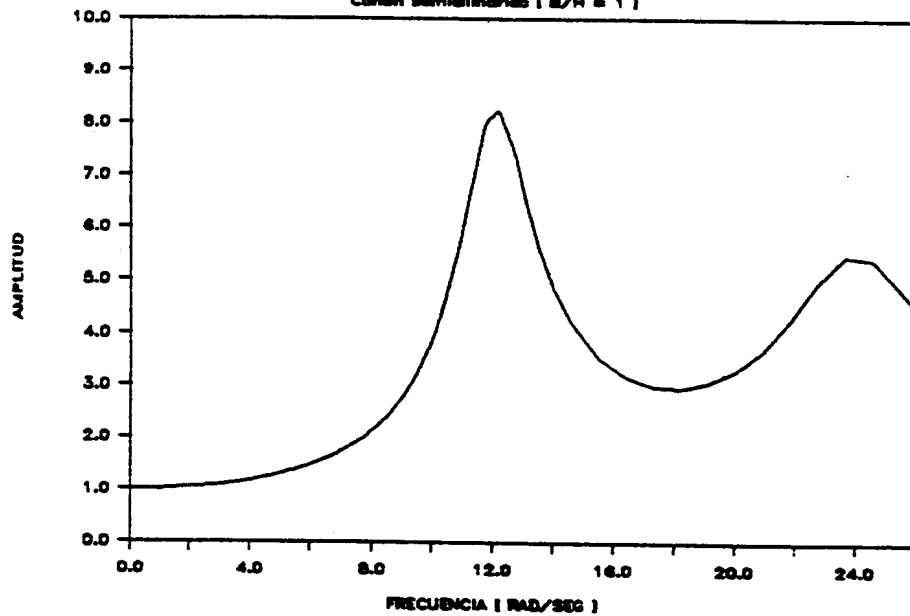


Fig C 13

FUNCION DE TRANSFERENCIA

Cono semielindrico [B/H = 1]



FUNCION DE TRANSFERENCIA

Cono triangular [B/H = 1]

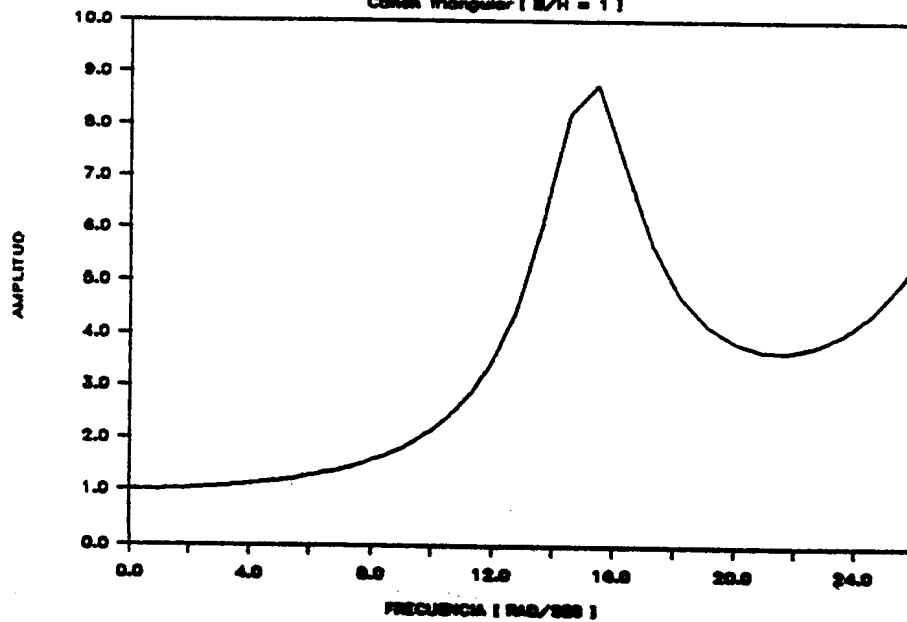
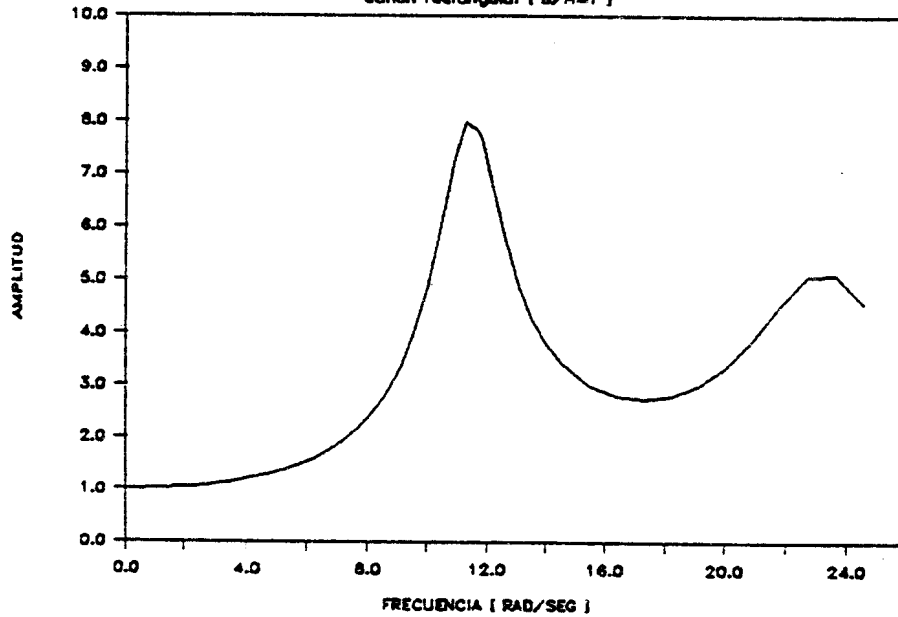


Fig C 2D

FUNCION DE TRANSFERENCIA

Canon rectangular ($B/H=1$)



FUNCION DE TRANSFERENCIA

Canon infinite (caso plano)

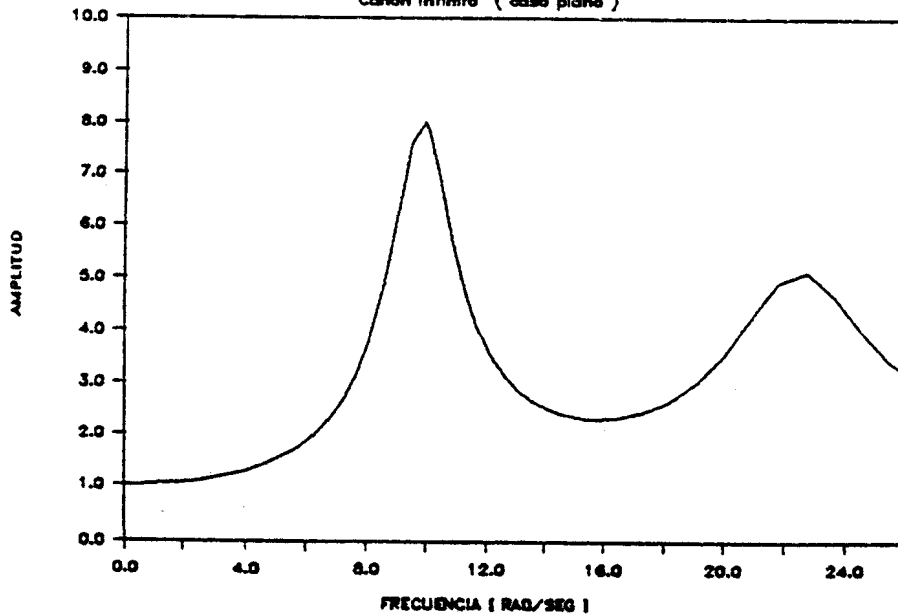
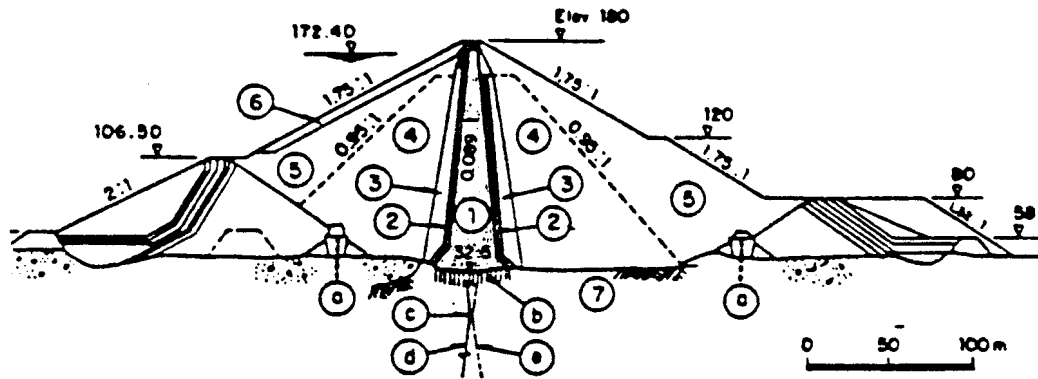


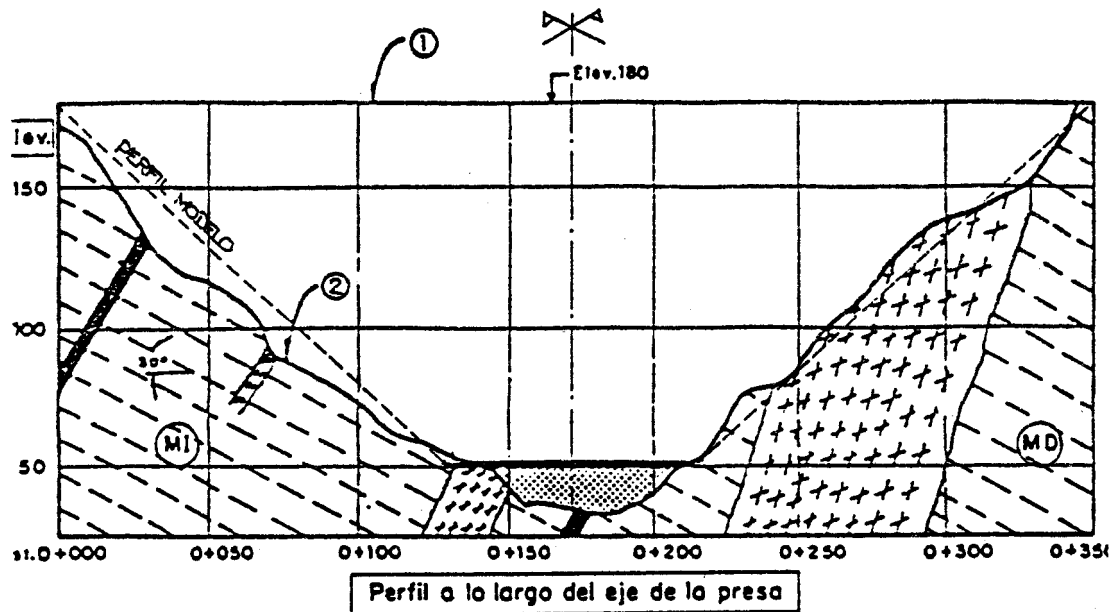
FIG. [2] (Cont.)



- | | |
|-------------------------------|--|
| ① Núcleo impermeable | ⓐ Pantallas de concreto (pilotes secantes) |
| ② Filtros | ⓑ Tapete de inyecciones |
| ③ Transiciones | ⓒ Galería G-4 |
| ④ Enrocamiento compactado | ⓓ Perforaciones de inyección |
| ⑤ Enrocamiento a volteo | ⓔ Perforaciones para drenaje |
| ⑥ Enrocamiento de gran tamaño | Elev. Elevación, en m |
| ⑦ Roca sana | |

SECCION CENTRAL DE LA PRESA.

Fig C 3D



MI : Margen izquierda.

MD : Margen derecha.

Elev.: Elevación (en m.)

(1) : Corona de la presa.

(2) : Perfil del cañón.

Longitud en la base : 50 m.

Longitud en la corona : 365 m.

Forma trapezoidal / Laderas 30°

CARACTERISTICAS DEL CAÑÓN.

Fig C 43

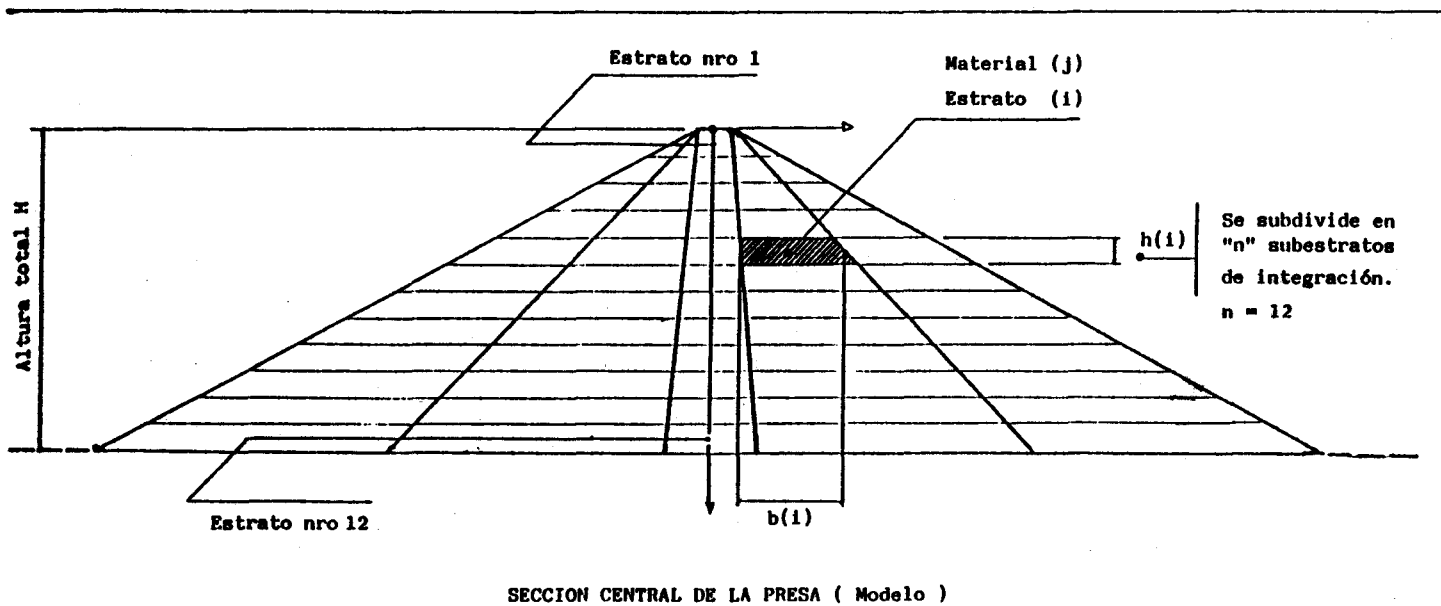


Fig C 5D

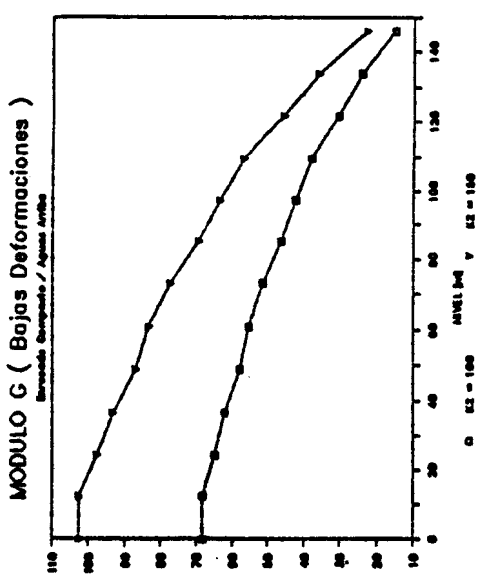
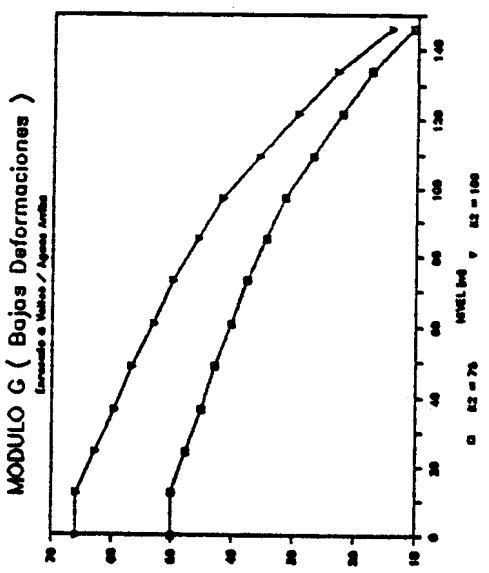
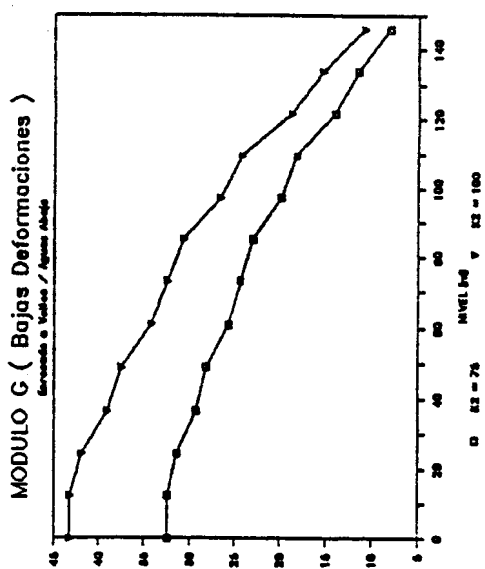
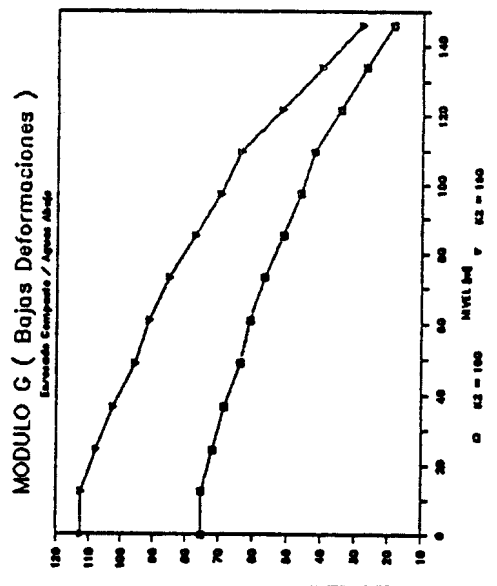


FIG C 63

REGISTRO SISMICO 11-04-66

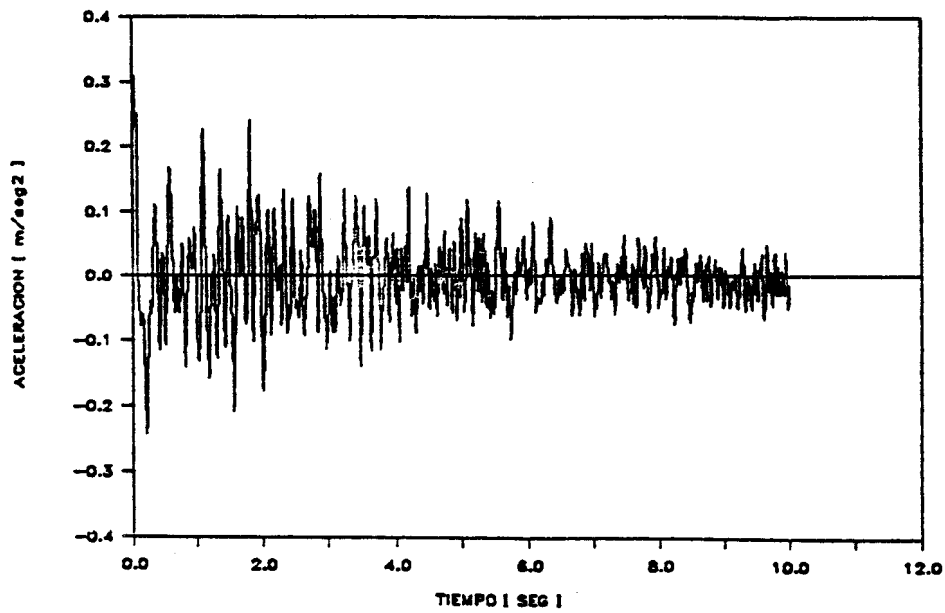


Fig C 70

FUNCION DE TRANSFERENCIA

ESTRATO nro 1 / CICLO nro 4

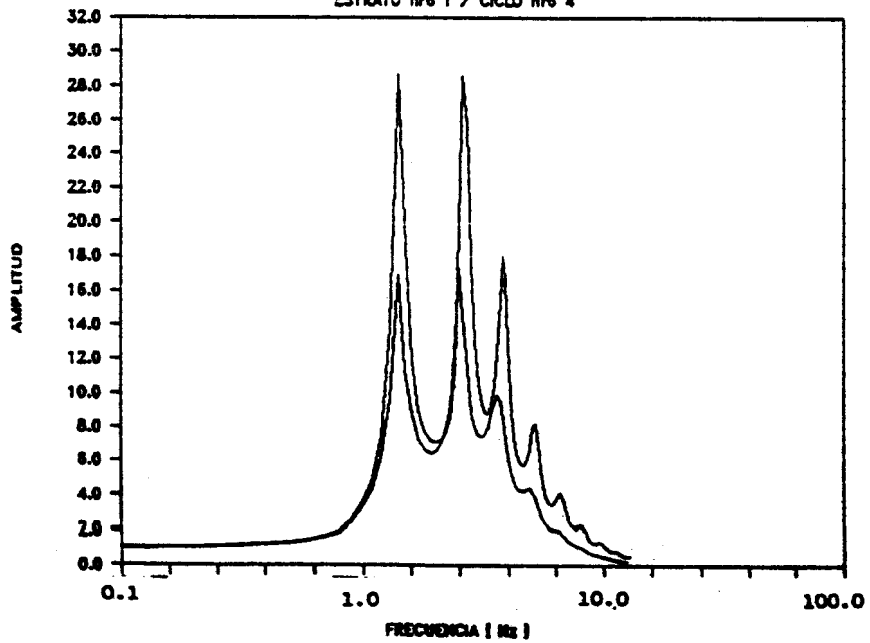


Fig C 80

ACELERACIONES MAXIMAS

CICLO nro 4

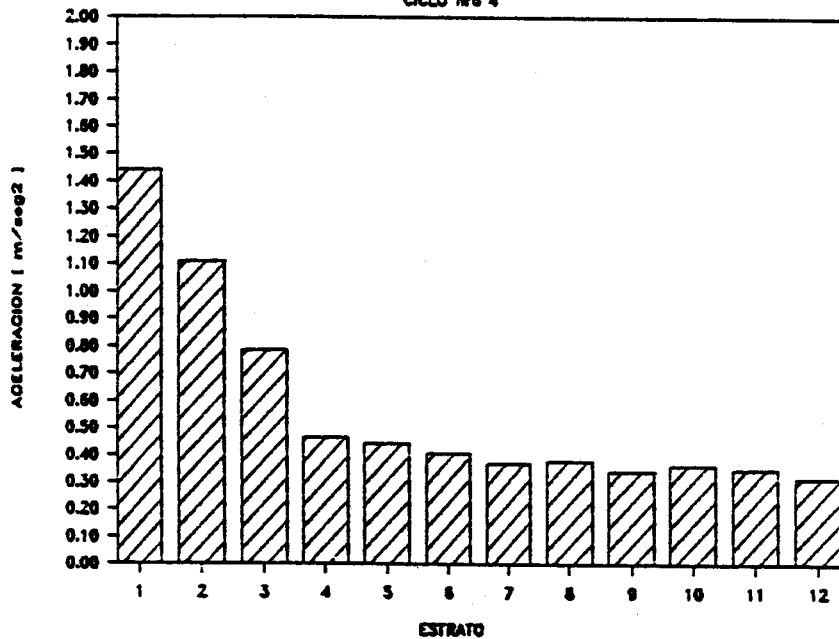


Fig C 90

FUNCION DE TRANSFERENCIA

ESTRATO nro 1 / CICLO nro 4

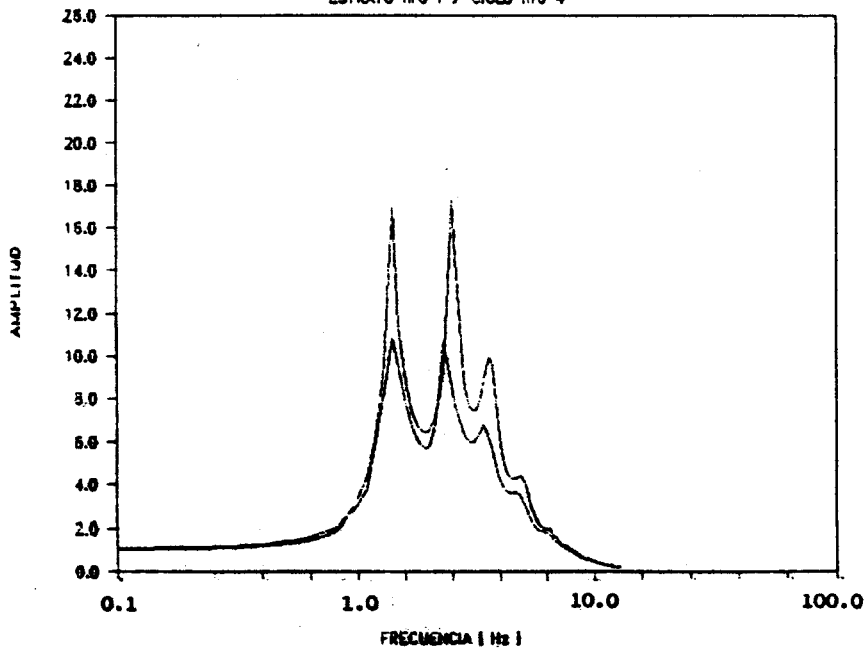


Fig C103

ACELERACIONES MAXIMAS

CICLO nro 4

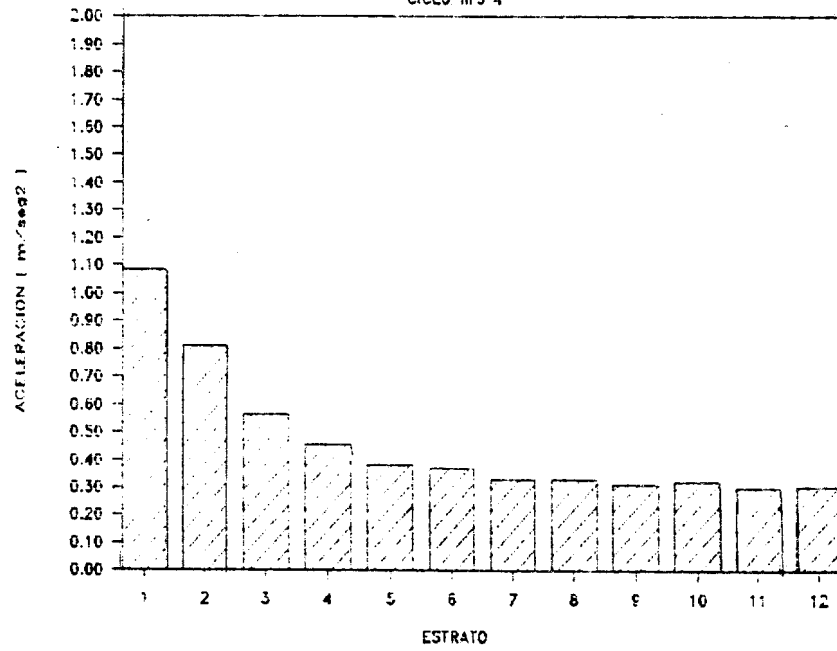


Fig C11)

FUNCION DE TRANSFERENCIA

ESTRATO nro 1 / CICLO nro 4

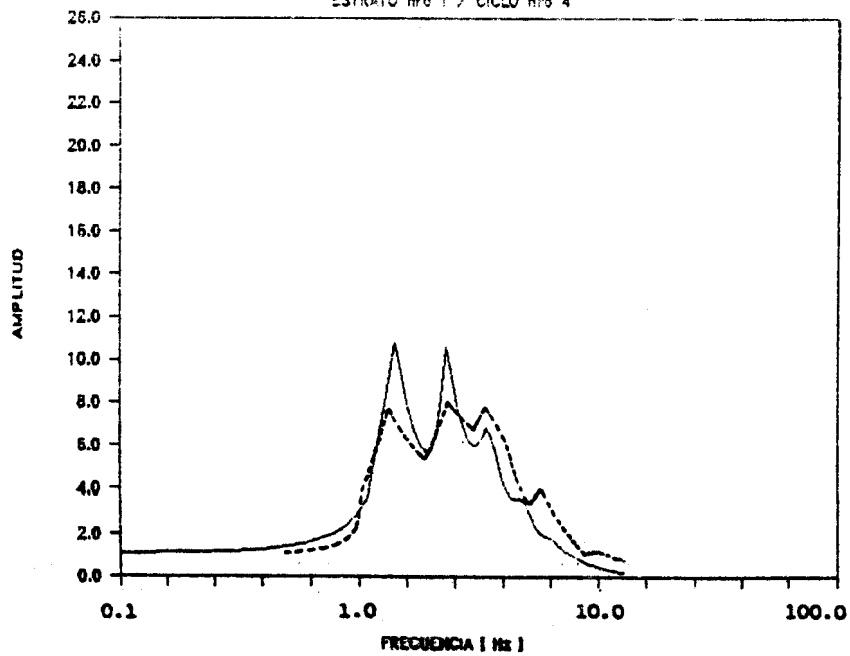


Fig C12. a)

FUNCION DE TRANSFERENCIA

ESTRATO nro 1

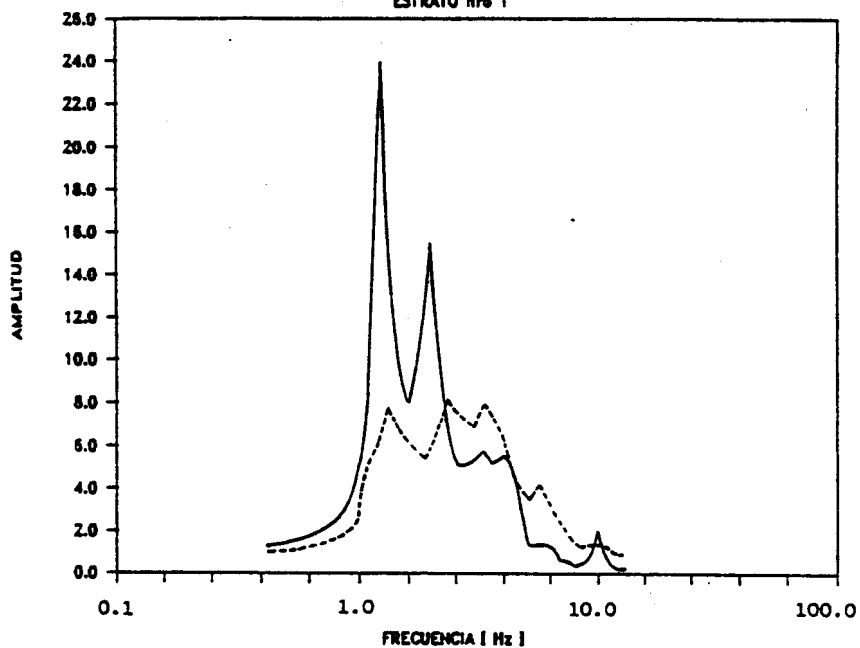


Fig (12. b)

FUNCION DE TRANSFERENCIA

ESTRATO nro 1

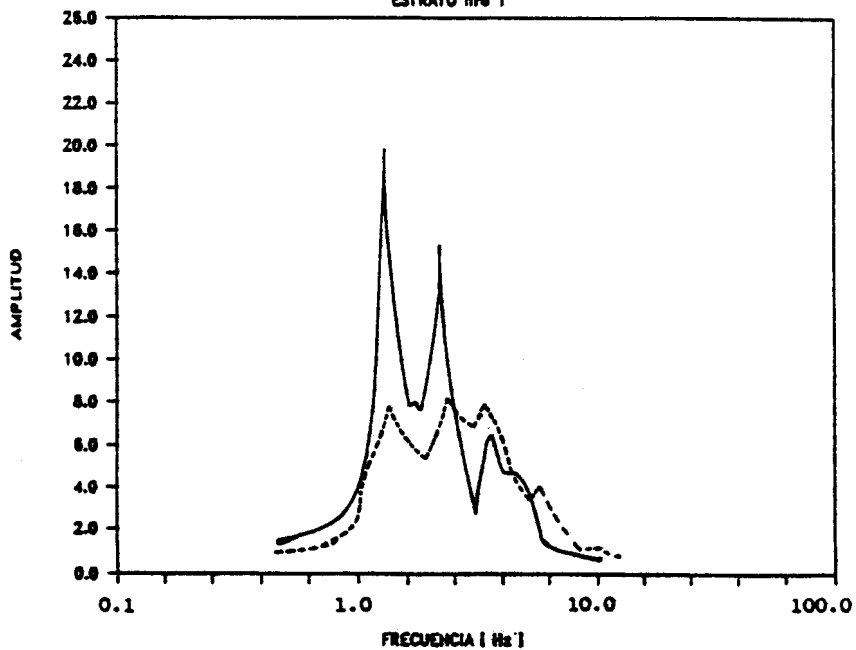


Fig (12. c)