

FACULTAD DE INGENIERIA U.N.A.M.
DIVISION DE EDUCACION CONTINUA

DIVISION DE EDUCACION CONTINUA, UNAM
XXII CURSO INTERNACIONAL DE INGENIERIA SISMICA
MODULO IV: DISEÑO SISMICO DE CIMENTACIONES
DEL 9 AL 13 DE SEPTIEMBRE DE 1996
DIRECTORIO DE PROFESORES

DR. GABRIEL AUVINET GUICHARD
INVESTIGADOR
INSTITUTO DE INGENIERIA, UNAM
CIUDAD UNIVERSITARIA
COYOACAN
04510 COYOACAN, MEXICO D.F.
646 07 84 FAX 622 35 01 622 35 02

DR. JAVIER AVILES LOPEZ
INVESTIGADOR
INSTITUTO DE INVESTIGACIONES ELECTRICAS
INTERNADO PALMIRA S/N
62000 CUERNAVACA, MORELOS
9173 18 38 11

DR. EFRAIN OVANDO SHELLEY
INVESTIGADOR
INSTITUTO DE INGENIERIA
CIUDAD UNIVERSITARIA
COYOACAN APTO POSTAL 70-472
04510 COYOACAN, MEXICO D.F.
616 07 84 FAX 622 35 00 322 35 04

M. EN I. LUIS EDUARDO PEREZ ROCHA
INVESTIGADOR
CENTRO DE INVESTIGACION SISMICA A.C.
CAMINO AL AJUSCO 203
HEROES DE PADIERNA
14200 TLALPAN, MEXICO D.F.
645 49 59

M. EN I. NEFTALI RODRIGUEZ CUEVAS
COORD DE SECCION DE ESTRUCTURAS Y MATERI
INSTITUTO DE INGENIERIA, UNAM
CIUDAD UNIVERSITARIA
COYOACAN
04510 COYOACAN, MEXICO D.F.
622 34 72

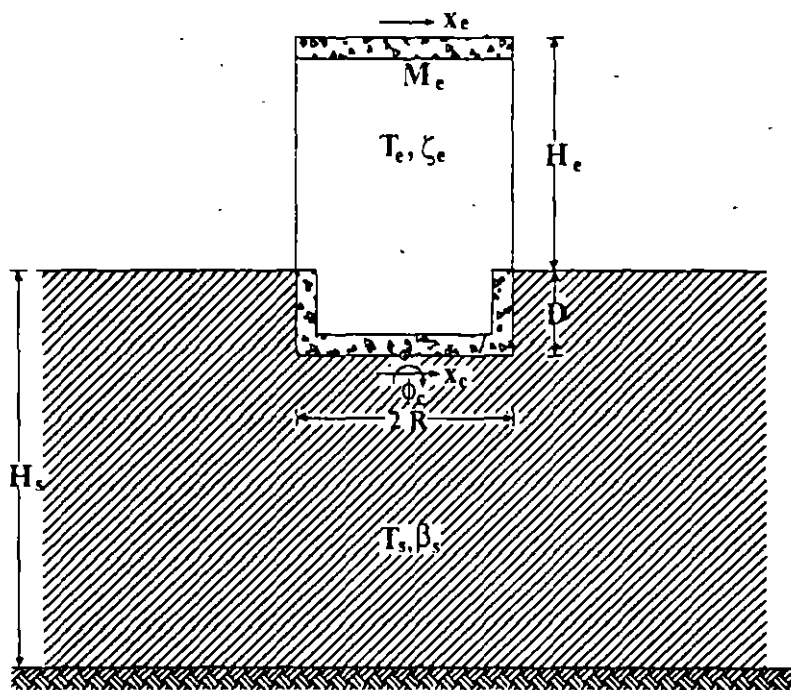


Figura 1. Modelo para considerar efectos de sitio e interacción suelo-estructura.

En este modelo los grados de libertad del conjunto son la deformación de la estructura, X_e , el desplazamiento relativo de la cimentación, X_c , y la rotación del cimiento, Φ_c . Además, D es la profundidad de desplante de la cimentación, T_e y ζ_e son el periodo y la relación de amortiguamiento del modo fundamental de la estructura supuesta con base indeformable, respectivamente, mientras que M_e y H_e son la masa y altura efectivas de la estructura con base rígida vibrando en su modo fundamental, respectivamente, las cuales se definen como (Jennings y Bielak, 1973):

$$M_e = \frac{\left(\sum_n m_n x_n \right)^2}{\sum_n m_n x_n^2} \quad (1)$$

$$H_e = \frac{\sum_n m_n x_n h_n}{\sum_n m_n x_n} \quad (2)$$

donde x_n es el desplazamiento modal del n -ésimo nivel localizado a la altura h_n sobre el desplante y m_n es la masa de dicho nivel; las sumatorias se extienden sobre todos los pisos. Asimismo, T_e y β_e son el periodo

dominante de vibración y la velocidad efectiva de propagación del sitio, respectivamente, los cuales se relacionan con la profundidad H_s del estrato de suelo mediante (Newmark y Rosenblueth, 1971)

$$T_s = \frac{4H_s}{\beta_s} \quad (3)$$

La velocidad efectiva del sitio puede aproximarse mediante el promedio de las lentitudes del perfil estratigráfico, de acuerdo con

$$\beta_s = \frac{H_s}{\sum_n \frac{h_n}{\beta_n}} \quad (4)$$

donde β_n y h_n son la velocidad de cortante y el espesor del n -ésimo estrato; la sumatoria se extiende sobre todos los estratos.

Representación de efectos de sitio

A nivel de reglamento de construcciones los efectos de sitio se tienen en cuenta mediante la microzonificación sísmica y el espectro de diseño. La microzonificación consiste grosso modo en agrupar los suelos en función de los valores esperados de ordenadas espectrales máximas y en asignar a cada grupo su espectro de diseño. La respuesta espectral de sitio depende de varios factores que caracterizan la geología superficial del lugar. Sin embargo, para fines prácticos puede suponerse que dicha respuesta se relaciona sólo con dos parámetros que conservan las características más relevantes de la formación de suelo, como son el periodo dominante de vibración y la velocidad efectiva de propagación del sitio. En lo que sigue se examina el criterio especificado en las NTCDS-DF para considerar el periodo dominante del sitio en la determinación del espectro de diseño.

Contornos de Respuesta Espectral

En las NTCDS-DF se pretende reconocer la dependencia de los espectros de respuesta con respecto al periodo dominante del sitio. Para ilustrar esto es conveniente representar los efectos de sitio mediante curvas de iso-aceleración espectral referidas a dos ejes ortogonales correspondientes a los periodos naturales de vibración de la estructura y el sitio. A estas curvas de respuestas máximas de un oscilador elemental sobre un manto simple, en función del periodo natural de la estructura y el periodo dominante del sitio, se les ha definido como contornos de respuesta espectral. El procedimiento de cálculo para la determinación de estos contornos se lleva a cabo como se indica a continuación.

Excitación. - Se postula como movimiento de control un temblor característico especificado en el afloramiento de la roca basal, para el que se calcula su espectro de aceleraciones de Fourier dado por (Clough y Penzien, 1975)

$$F_c(\omega) = \int_{-\infty}^{+\infty} \ddot{X}_c(t) e^{-i\omega t} dt \quad (5)$$

donde \ddot{X}_c representa el movimiento de control y ω expresa la frecuencia de excitación.

Sitio. - Se obtiene la función de transferencia del estrato equivalente ante la incidencia vertical de ondas de cortante, mediante (Newmark y Rosenblueth, 1971)

$$Q_s(\omega) = \frac{1}{\cos(k_s H_s) + i p \operatorname{sen}(k_s H_s)} \quad (6)$$

en donde

$$p = \frac{\rho_s \beta_s}{\rho_o \beta_o} \quad (7)$$

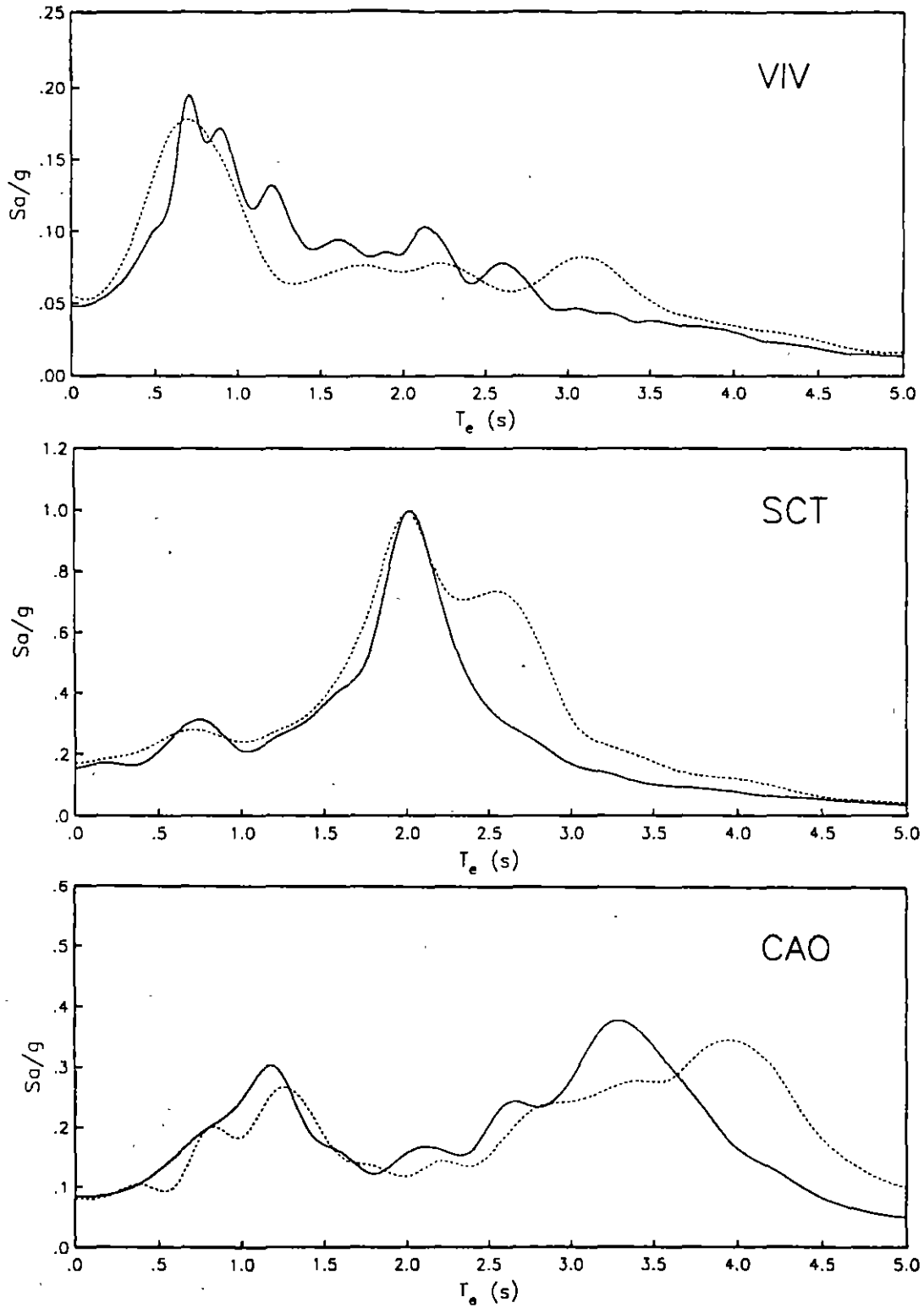


Figura 3. Espectros de respuesta obtenidos de los contornos espectrales (línea continua) y calculados in situ (línea punteada) para los sitios VIV, SCT y CAO.

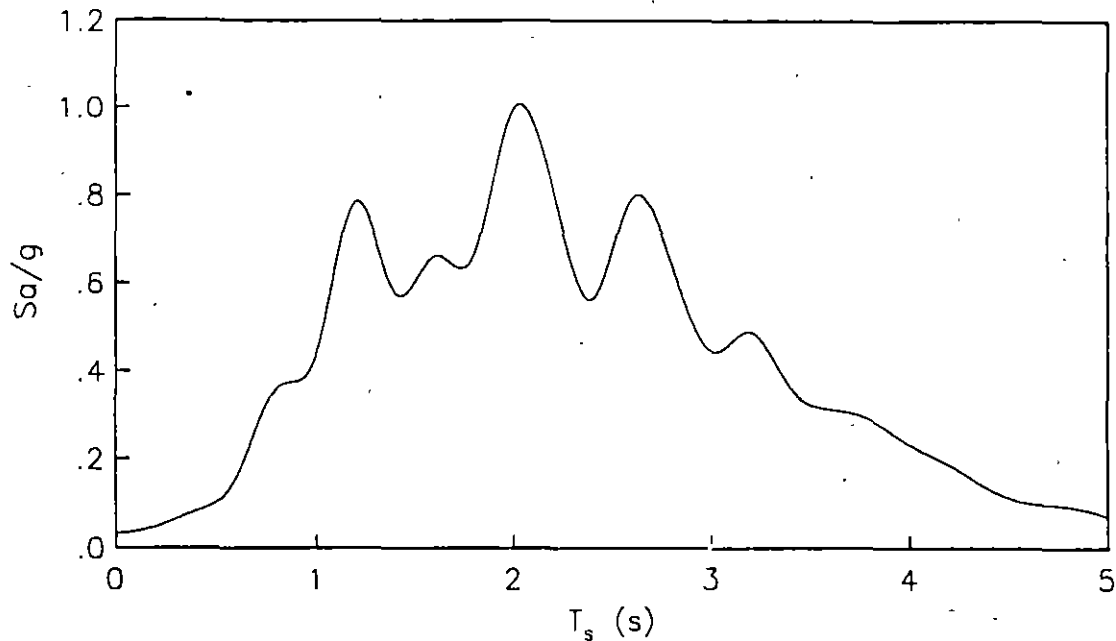


Figura 4. Variación de las ordenadas espectrales máximas con el periodo dominante del sitio.

Espectros de Diseño

Es la primera vez que en los reglamentos mexicanos se considera la reducción de las ordenadas espectrales de diseño en función del periodo dominante del sitio. La variación de las máximas ordenadas espectrales en cada sitio con su periodo de vibración más largo presenta reducciones significativas para periodos cortos y largos con respecto al periodo característico de $T_s = 2$ s. Por su carácter innovador, las disposiciones reglamentarias correspondientes se basaron en modelos simplificados que condujeron a recomendaciones particularmente sencillas, las cuales son aplicables solamente a las zonas II y III.

Las NTCDS-DF especifican espectros de diseño para cada una de las zonas geotécnicas en que se divide el valle de México. En la tabla 1 se indican los parámetros que se requieren para la construcción de dichos espectros. Las ordenadas espectrales de aceleración, como fracción de la gravedad, se obtienen usando las siguientes relaciones:

$$a = \frac{1 + 3 T_s / T_u}{4} c; \quad \text{si } T_s < T_u \quad (11)$$

$$a = c; \quad \text{si } T_a < T_s < T_b \quad (12)$$

$$a = \left(\frac{T_b}{T_s} \right)^r c; \quad \text{si } T_s > T_b \quad (13)$$

donde T_n es el periodo natural de vibración de la estructura, c es el coeficiente sísmico, T_a y T_b son los periodos característicos que

delimitan la meseta del espectro de diseño y r es el exponente que asigna la forma en que decrece su parte curva.

Tabla 1. Parámetros del espectro de diseño para estructuras del grupo B

Zona	T_a (s)	T_b (s)	r	c
I	0.2	0.6	1/2	0.16
II	0.3	1.5	2/3	0.32
III	0.6	3.9	1	0.40

Si se conoce el periodo de vibración más largo del sitio, el valor del coeficiente sísmico puede ser menor que el que se requeriría de no aplicarse el Apéndice A4 de las NTCDS-DF. La reducción estipulada para el coeficiente sísmico en función del periodo dominante del sitio está dada por

$$c = \frac{1.6 T_s}{4 + T_s^2} \quad (14)$$

Esta expresión es de carácter empírico; para su calibración se utilizó el espectro de respuesta en el sitio SCT para el temblor del

19/IX/85. Con ella no se obtienen reducciones del coeficiente sísmico para $T_s = 2$ s, ya que en esos sitios es donde se han registrado las máximas aceleraciones producidas por un sismo. La variación del coeficiente sísmico con el periodo dominante del sitio se muestra en la fig 5. Con líneas discontinuas verticales se marcan las fronteras entre zonas geotécnicas como si correspondieran a $T_s = 0.5$ y 1 s para las zonas I-II y II-III, respectivamente, lo cual es cierto de forma muy aproximada. A la vez, con líneas discontinuas horizontales se mar-

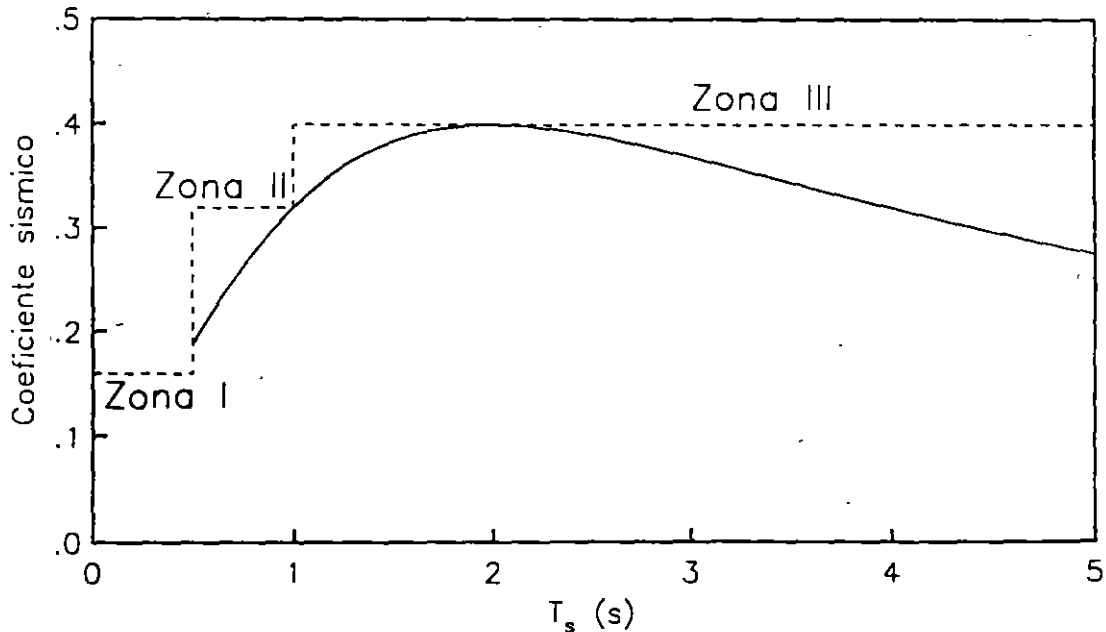


Figura 5. Variación del coeficiente sísmico con el periodo dominante del sitio.

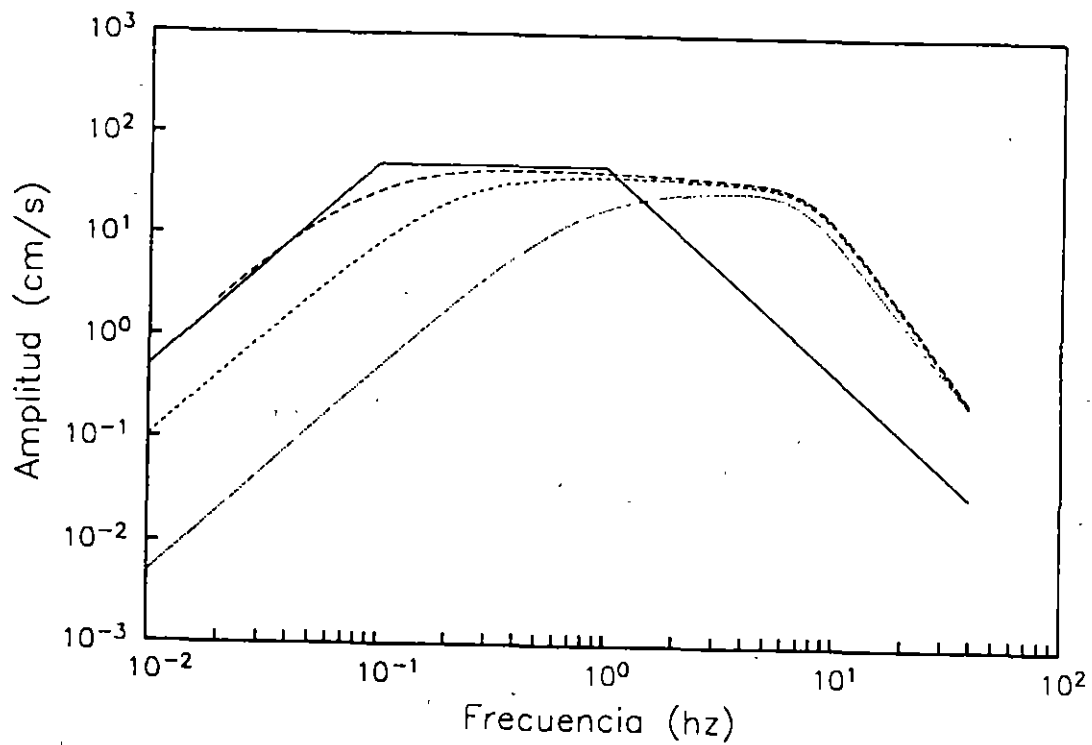


Figura 6. Espectros de amplitudes de Fourier de aceleración para los eventos seleccionados como sismos de diseño; Guerrero(—), Normal, Acambay y Loca(· · ·)

can los valores del coeficiente sísmico para cada zona geotécnica cuando se ignora la dependencia con el periodo del sitio.

Para la determinación de los espectros de diseño que se estipulan en las NTCDS-DF se utilizaron los espectros de amplitudes de Fou-

rier de aceleración que se muestran en la fig 6; ellos corresponden a los cuatro temblores representativos que se supone son los más peligrosos para la ciudad de México. Postulando estos sismos como movimientos de control se calcularon los contornos de respuesta espectral que aparecen en la

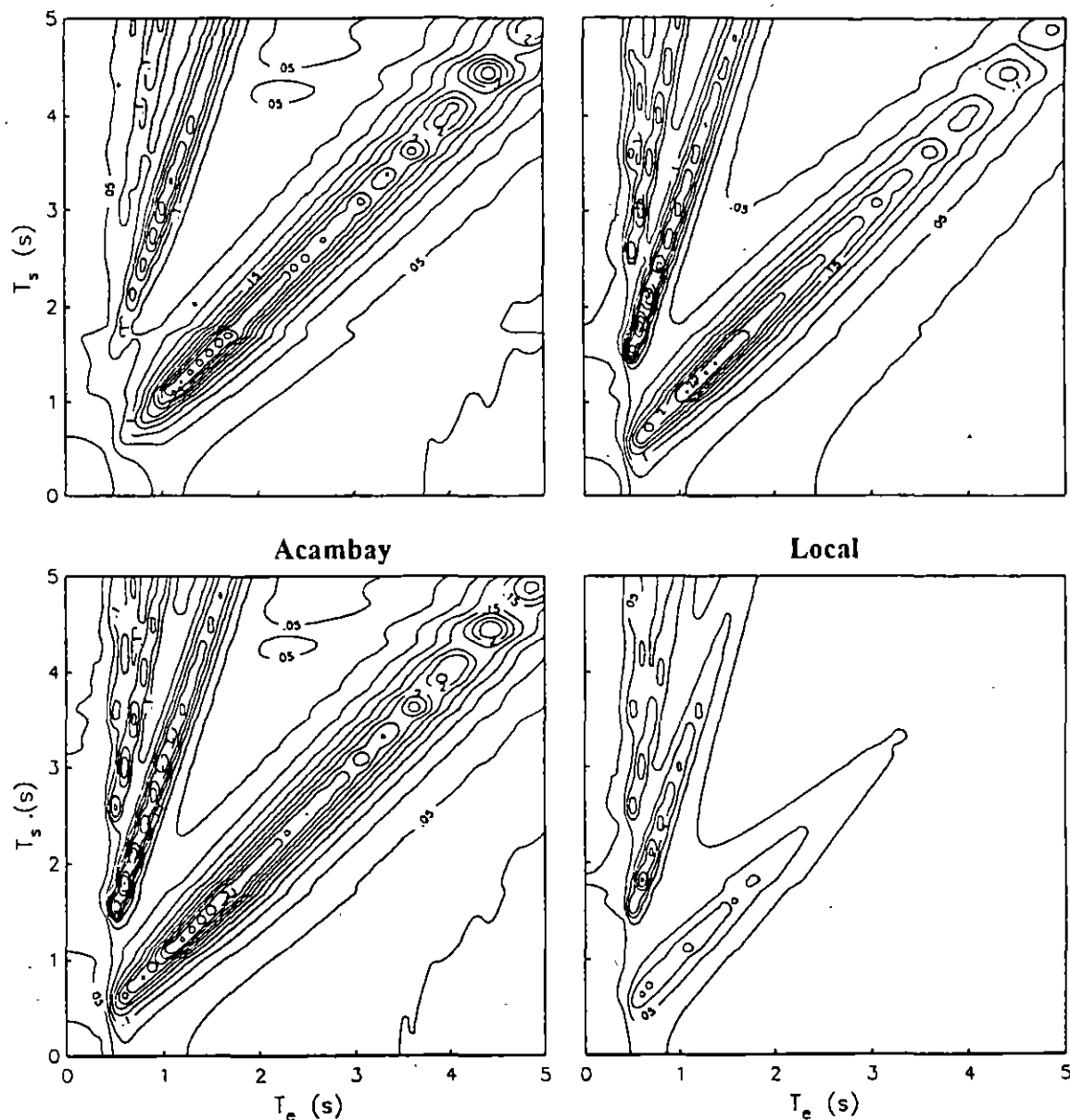


Figura 7. Contornos de respuesta espectral para los eventos seleccionados como temblores de diseño.

fig 7, los cuales están escalados con el factor (Rosenblueth y col, 1989) que está implícito en los espectros de diseño especificados en las NTCDS-DF.

A partir de estos contornos de respuesta se infieren las variaciones de las ordenadas espectrales máximas con el periodo dominante del sitio, las cuales se muestran en la fig 8. Los resultados que suministra la ec

14 se indican con línea gruesa continua; con línea gruesa discontinua se muestra la curva correspondiente al sismo del 19/IX/1985. Las líneas delgadas corresponden a los temblores de Guerrero , Normal, Acambay y Local que afectarían seriamente al valle de México. Para sismos de subducción se confirma que la posición de los máximos espectrales se encuentra cubierta por la expresión estipulada en las NTCDS-DF. Sin embargo, debe tenerse

en cuenta que puede haber temblores de magnitud comparable con la del sismo del 19/IX/85 pero con amplitudes anómalas para frecuencias bajas, lo que originaría respuestas espectrales máximas en sitios con $T_s > 2s$. Asimismo, pueden generarse temblores de fallamiento normal o local que conduzcan a

respuestas espectrales máximas en sitios con $T_s > 2s$. Estas posibilidades sugieren que la ec 14 sea revisada con mayor profundidad, a la luz de la información de registros sísmicos y los resultados de predicción de movimientos fuertes.

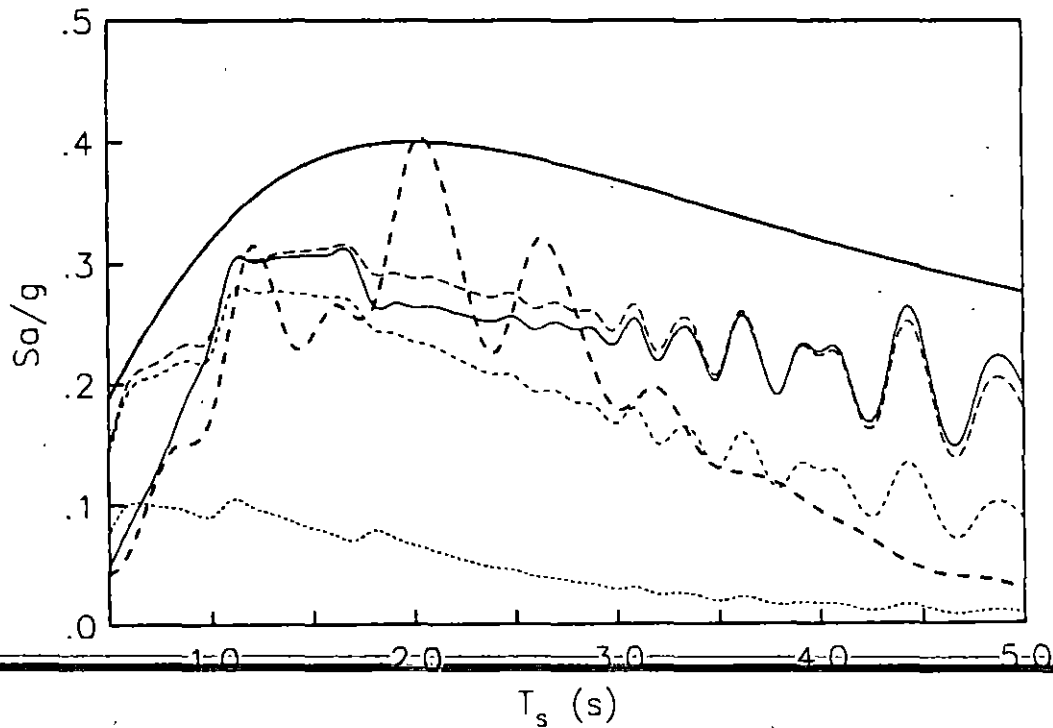


Figura 8. Variación de las ordenadas espectrales máximas con el periodo dominante del sitio para diferentes mecanismos de generación de temblores; Guerrero(-), Normal, Acambay y Local (...).

El conocimiento del periodo dominante del sitio permite adicionalmente disminuir el periodo característico T_b y aumentar el periodo característico T_a con respecto a los valores que tendrían de no conocerse ese parámetro. Las variaciones especificadas de T_a y T_b en función de T_s son las siguientes:

$$\text{Zona II} \quad \begin{cases} T_a = 0.64T_s \\ T_b = 1.2T_s \end{cases} \quad (15)$$

$$\text{Zona III} \quad \begin{cases} T_a = \text{Max}(0.35T_s, 0.64s) \\ T_b = 1.2T_s \end{cases} \quad (16)$$

Estas expresiones también son de carácter empírico; con ellas se pretende que el espectro de diseño cubra las respuestas estructurales máximas asociadas tanto al modo fundamental como al segundo modo del sitio. En vista de que estos periodos característicos delimitan el intervalo de ordenadas espectrales máximas, las condiciones favorables serán aquéllas donde T_a aumente y T_b disminuya. Suponiendo que las fronteras entre las zonas geotécnicas corresponden a $T_s = 0.5$ y 1 s, el valor de T_a siempre será mayor cuando se conozca T_s . Sin embargo, el valor de T_b en la zona III sólo será menor cuando $T_s < 3.25$ s, ya que si se desconoce T_s debe tomarse $T_b = 3.95$ mientras que al conocerlo se debe tomar $T_b = 1.2 T_s$.

Contornos Espectrales de Diseño

El conocimiento de T_s conduce, en general, a espectros de diseño reducidos. Toda la gama

de estos espectros puede observarse mediante el uso de contornos de diseño, los cuales tienen una concepción similar a la de los contornos de respuesta. En la fig. 9 se reproducen los contornos de diseño que se obtienen al unir puntos de igual aceleración espectral, calculada ésta según las ecs. 11-16. Al realizar cortes en secciones horizontales se obtendrían los espectros de diseño reducidos para el periodo del sitio de interés. Así, cortes en $T_s = 0.55, 2$ y 3.5 s resultan en los espectros de diseño de la fig 10, los cuales son aplicables a los sitios VIV, SCT y CAO, respectivamente.

En la fig. 11 se puede ver la comparación entre los contornos de diseño que se derivan de las NTCDS-DF y los contornos de respuesta que se obtienen del modelo unidimensional para el temblor del 19/IX/85, escalados con el factor 0.4 adoptado en dichas normas. Se nota que la tendencia de respuestas espectrales es muy semejante. Los contornos de diseño envuelven apropiadamente a los contornos de respuesta. Las respuestas resonantes, asociadas tanto al modo fundamental como al primer modo superior del sitio, son cubiertas satisfactoriamente. Esta forma de proceder debe extenderse a todos los mecanismos de generación de temblores que afectan peligrosamente a la ciudad de México, incorporando la información del monitoreo sísmico y los resultados de la estimación de movimientos fuertes.

Representación de efectos de interacción

Para fines de reglamentación sísmica, los efectos de interacción se acostumbra tenerlos

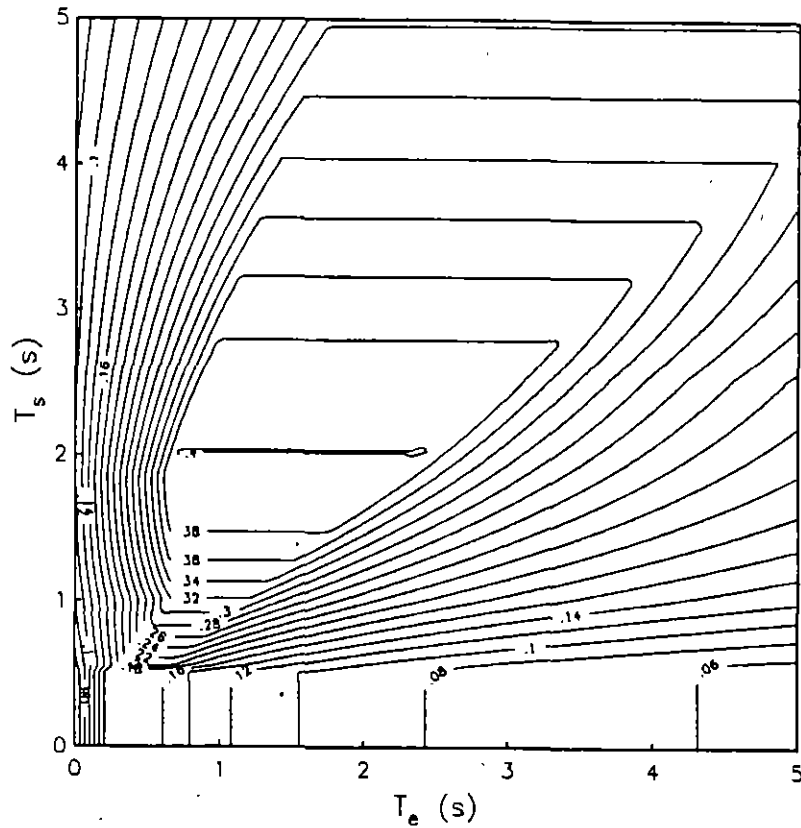


Figura 9. Contornos espectrales de diseño considerando las variaciones con el periodo dominante del sitio.

en-cuenta-sólo-en-el-modo-fundamental, empleando para ello un enfoque simplificado que consiste en reemplazar el sistema acoplado por un oscilador equivalente con base rígida caracterizado con el periodo y amortiguamiento efectivos del sistema acoplado. Con estos parámetros efectivos puede entonces recurrirse a espectros de diseño estándar para obtener las aceleraciones en la estructura en términos de su periodo y amortiguamiento (Veletsos y Meek, 1974). A continuación se examinan brevemente los

criterios-establecidos-en-el-MDS-CFE-para considerar los efectos de la interacción inercial en el periodo y amortiguamiento del modo fundamental, así como en el cortante basal de diseño. Adicionalmente se examinan algunos resultados recientes orientados a la formulación de criterios prácticos para incluir, por un lado, los efectos inerciales en la ductilidad estructural y, por otro, la influencia de la interacción cinemática en el movimiento de la cimentación.

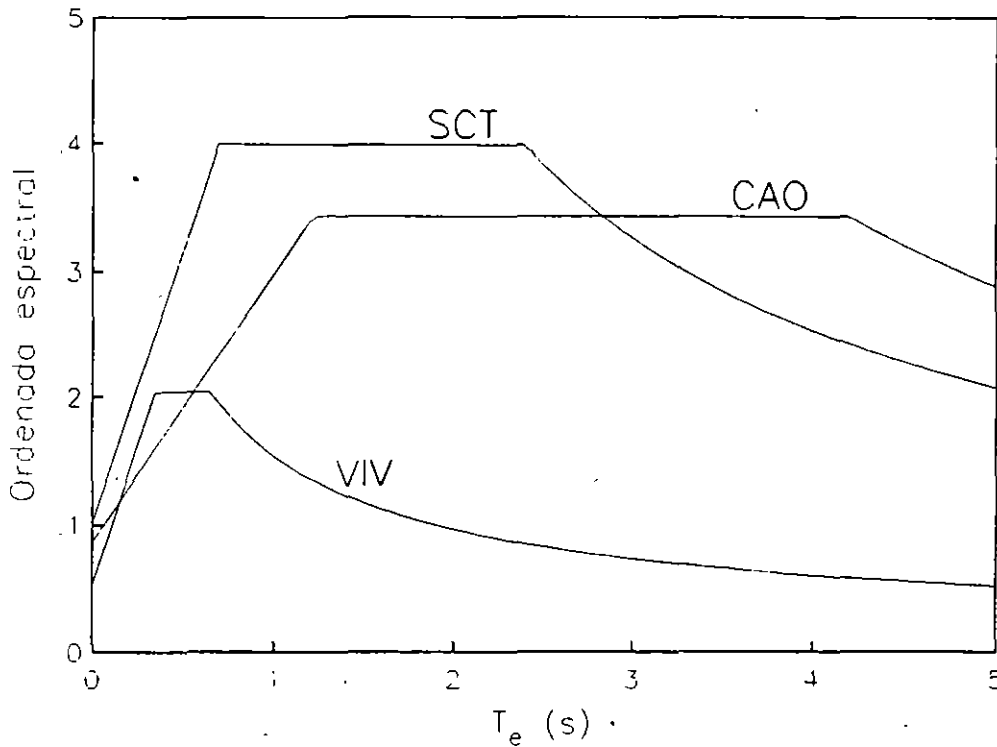


Figura 10. Espectros de diseño para los sitios VIV, SCT y CAO considerando las variaciones con el periodo dominante del sitio.

Efectos Inerciales en el Periodo y Amortiguamiento

En la fig 12 se muestran el sistema suelo-estructura y el oscilador de reemplazo con base rígida; el suelo se ha sustituido por resortes y amortiguadores dependientes de la frecuencia de excitación. Los resortes K_h y K_r y los amortiguadores C_h y C_r , en los modos de traslación (índice h) y rotación (índice r), suelen calcularse utilizando una cimentación

circular equivalente de radio R (Siefferet y Cevaer, 1992); en el caso de pilotes, estos resortes y amortiguadores deben considerar su rigidez y amortiguamiento, respectivamente. Al despreñar la interacción cinemática se tiene que la excitación en la base del sistema acoplado y el oscilador de reemplazo es la misma. En estas condiciones, mediante la condición de equivalencia en el cortante basal resonante entre el sistema acoplado y el oscilador de reemplazo, se pueden obtener el periodo \bar{T}_e ,

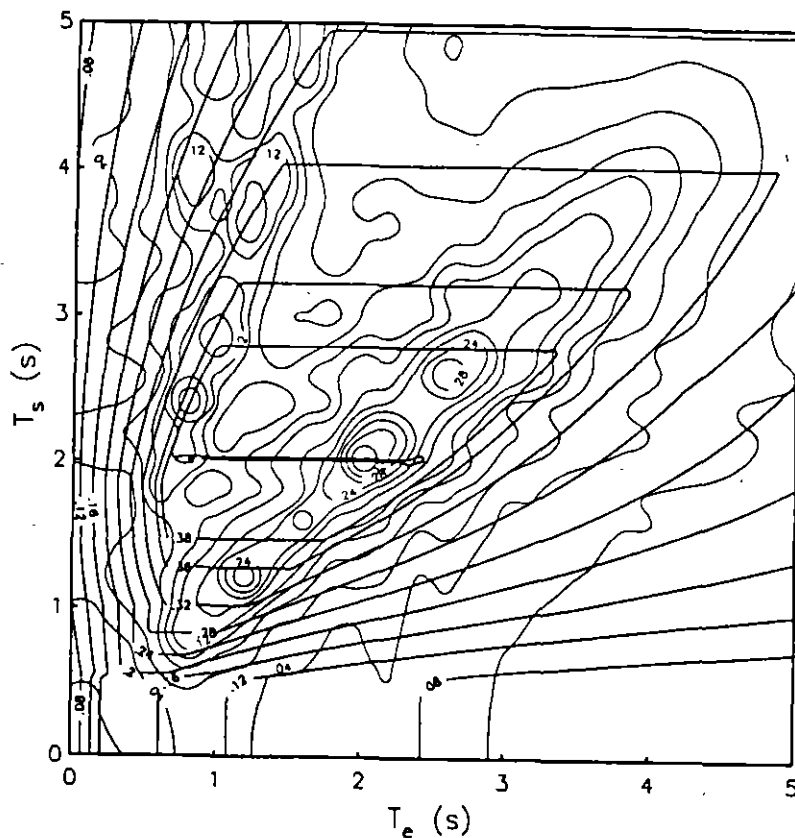


Figura 11. Comparación entre los contornos de diseño y los contornos de respuesta para el temblor del 19 de septiembre de 1985.

y amortiguamiento $\bar{\zeta}_e$ efectivos del sistema acoplado. En el MDS-CFE se recomiendan las siguientes expresiones:

$$\bar{T}_e = (T_e^2 + T_h^2 + T_r^2)^{1/2} \quad (17)$$

$$\bar{\zeta}_e = \zeta_e \left(\frac{T_e}{\bar{T}_e} \right)^3 + \frac{\zeta_h}{1 + 2\zeta_h^2} \left(\frac{T_h}{\bar{T}_e} \right)^2 + \frac{\zeta_r}{1 + 2\zeta_r^2} \left(\frac{T_r}{\bar{T}_e} \right)^2 \quad (18)$$

donde T_h y T_r son los periodos naturales que tendría la estructura si fuera infinitamente rígida y su base sólo pudiera trasladarse o rotar, respectivamente, es decir:

$$T_h = 2\pi \left(\frac{M_e}{K_h(\bar{\omega}_e)} \right)^{1/2} \quad (19)$$

$$T_r = 2\pi \left(\frac{M_e (H_e + D)^2}{K_r(\bar{\omega}_e)} \right)^{1/2} \quad (20)$$

en tanto que ζ_h y ζ_r son los amortiguamientos del suelo en los modos de traslación y rotación, respectivamente, esto es:

$$\zeta_h = \frac{\bar{\omega}_e C_h(\bar{\omega}_e)}{2K_h(\bar{\omega}_e)} \quad (21)$$

$$\zeta_r = \frac{\bar{\omega}_e C_r(\bar{\omega}_e)}{2K_r(\bar{\omega}_e)} \quad (22)$$

donde $\bar{\omega}_e = 2\pi/\bar{T}_e$ es la frecuencia efectiva del sistema acoplado. Estos parámetros efectivos son aproximados, pues se han despreciado la masa de la cimentación y su momento de inercia, así como el acoplamiento en traslación y rotación de la rigidez dinámica del cimient.

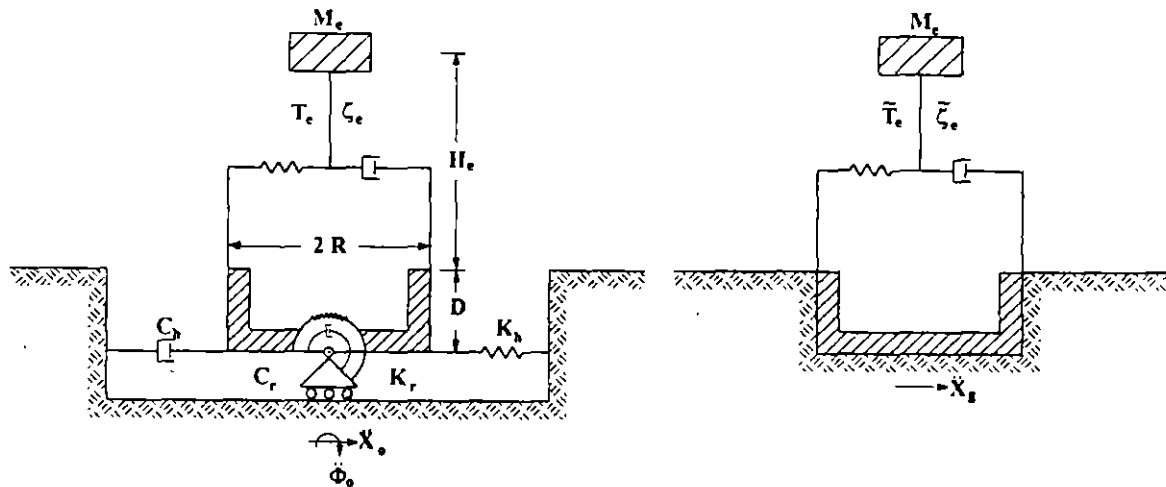


Figura 12. Sistema suelo-estructura y oscilador de reemplazo con base rígida.

El grado de aproximación de estas expresiones y otras similares es bastante bueno para fines prácticos, como se puede apreciar en las figs 13 y 14 donde se comparan resultados de diferentes autores (Avilés y Pérez-Rocha, 1995b) para las profundidades de desplante de la cimentación $D/R = 0$ y 1,

respectivamente. El mayor problema del enfoque del oscilador de reemplazo se tiene para cimentaciones enterradas en un estrato de suelo; ya que las diferencias entre las funciones de transferencia del sistema acoplado y el oscilador de reemplazo pueden ser muy importantes, dependiendo no sólo del enterra-

Efectos de Sitio e Interacción Suelo-Estructura para Fines de Reglamentación Sísmica

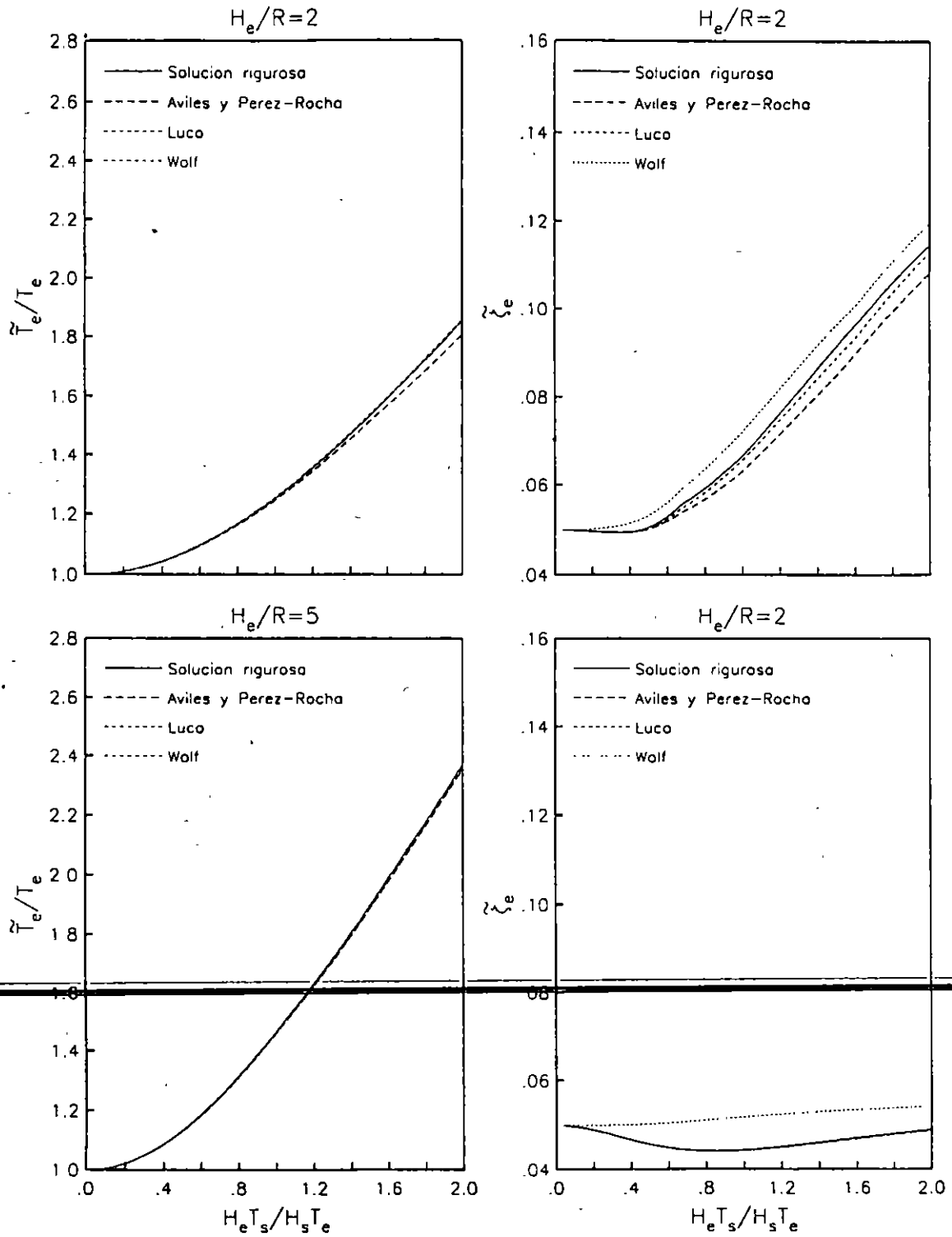


Figura 13. Comparación de periodos y amortiguamientos efectivos aproximados con la solución rigurosa para sistemas acoplados con $\zeta_s = \zeta_e = 0.05$, $\nu_s = 0.45$, $H_s/R = 10$ y $D/R = 0$ (cimentación superficial).

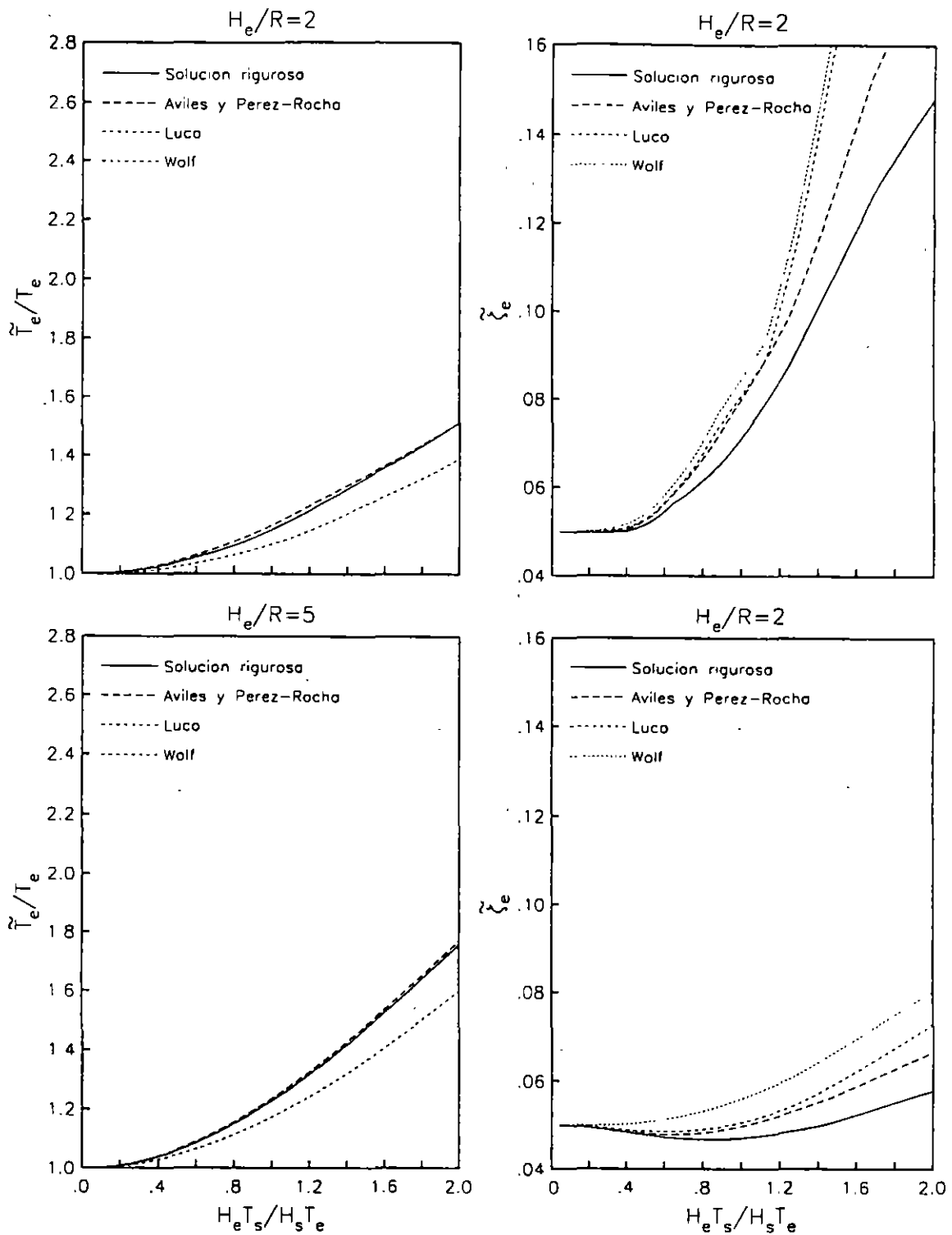


Figura 14. Comparación de periodos y amortiguamientos efectivos aproximados con la solución rigurosa para sistemas acoplados con $\zeta_s = \zeta_e = 0.05$, $\nu_s = 0.45$, $H_s/R = 10$ y $D/R = 1$ (cimentación enterrada).

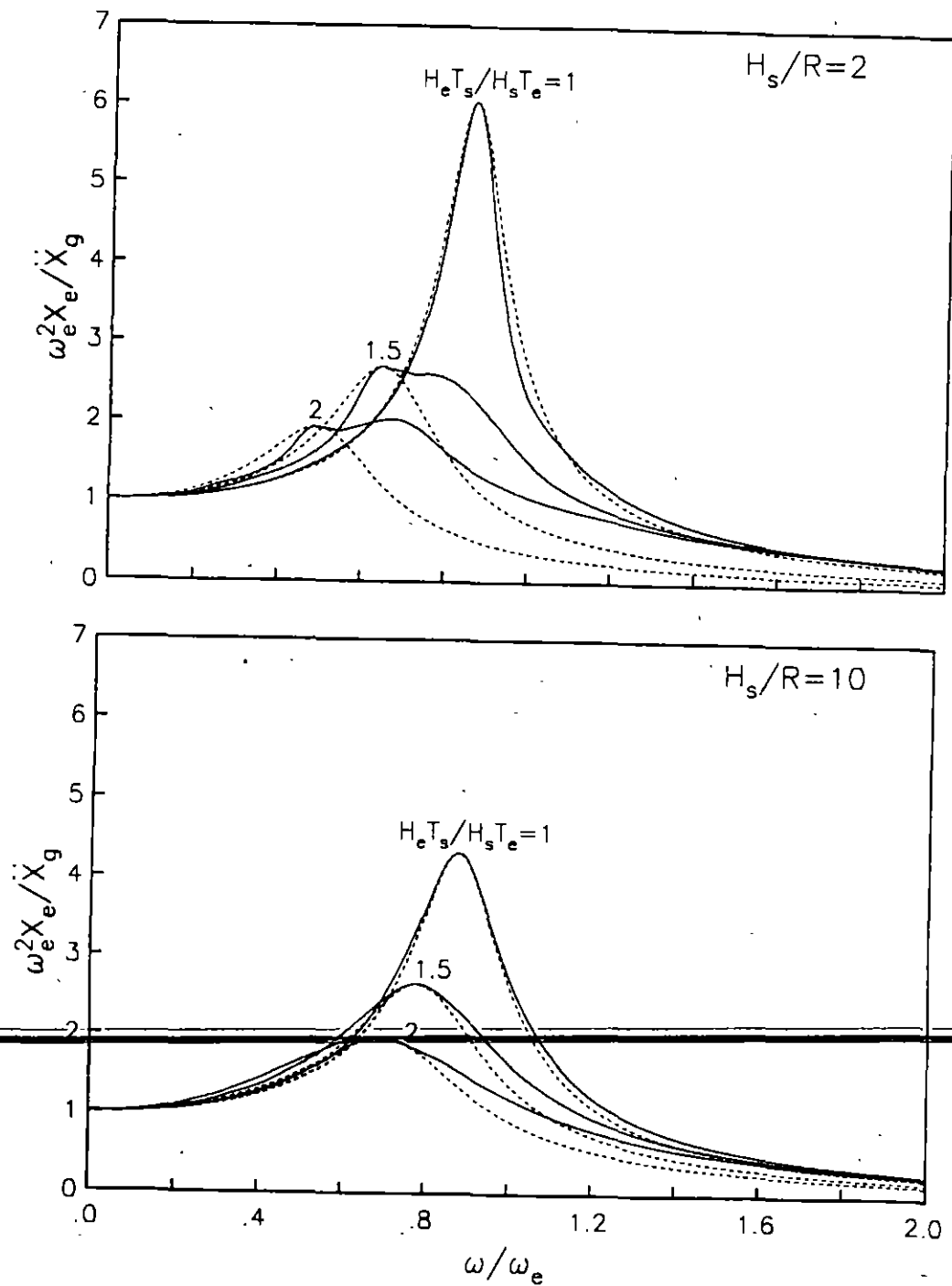


Figura 15. Funciones de transferencia de pseudoaceleración para sistemas acoplados con $\zeta_s = \zeta_e = 0.05$, $\nu_s = 1/3$, $D/R=1$ y $H_e/R=1$, comparadas con las correspondientes del oscilador de reemplazo.

miento del cimiento D/R y la profundidad del estrato de suelo H_s/R , sino también de la esbeltez de la estructura H_e/R y el contraste de rigidez entre la estructura y el suelo $H_e T_e / H_s T_s$, según se aprecia en la fig 15 para diferentes escenarios de interacción. En algunos casos, la forma de la función de transferencia del sistema acoplado ya no puede ser ajustada por medio de la función de transferencia de un oscilador elemental, debido esencialmente al alto nivel de amortiguamiento. Esta situación no ha sido reconocida explícitamente en los códigos sísmicos, puesto que se permite la aplicación del enfoque del oscilador de reemplazo sin ninguna restricción. Resultados como estos sugieren que dicho enfoque no es recomendable para $H_e/R < 2$ en el intervalo $H_e T_e / H_s T_s > 1$, cuando la cimentación es profunda ($D/R > 1$) y el estrato de suelo es superficial ($H_s/R < 3$).

Conocidos el periodo y amortiguamiento efectivos del sistema acoplado, el cortante basal de diseño se obtiene como el cortante de la estructura con base rígida menos la reducción por interacción en el cortante del modo fundamental, de acuerdo con la expresión (ATC, 1978)

$$\bar{V} = \frac{a}{Q'} W - \left(\frac{a}{Q'} - \frac{\bar{a}}{\bar{Q}'} \xi \right) W_e \quad (23)$$

donde a y Q' son la ordenada espectral y el factor reductivo por ductilidad valuados para T_e , en tanto que \bar{a} y \bar{Q}' son los mismos parámetros pero calculados para \bar{T}_e ; W y W_e son los pesos total y efectivo de la estructura, respectivamente. Además, ξ expresa la variación de las ordenadas espectrales con el amortiguamiento; para periodos naturales que no sean demasiado pequeños; este factor se puede aproximar como (Rosenblueth y Reséndiz, 1988)

$$\xi = \left(\frac{\zeta_e}{\zeta_s} \right)^k \quad (24)$$

donde los valores de k que se han recomendado son 0.4, 0.5 y 0.6 para terrenos firme, intermedio y blando, respectivamente.

Efectos Inerciales en la Ductilidad

La influencia de la interacción inercial en la ductilidad estructural aún no es considerada explícitamente en los reglamentos sísmicos conocidos. Aquí se busca, por un lado, identificar los parámetros que tienen influencia dominante en la respuesta de sistemas elastoplásticos con base flexible sujetos a movimiento sísmico y, por otro, plantear conceptos simples que sean de utilidad en la estimación de la respuesta de tales sistemas en términos de las propiedades de sistemas lineales con base rígida excitados de forma similar.

Despreciando la interacción suelo-estructura, se han formulado reglas simples que relacionan de manera aproximada la deformación máxima absoluta de un sistema no lineal con la deformación correspondiente de un sistema lineal (Newmark y Rosenblueth, 1971). Se ha encontrado que, mientras el periodo natural inicial de sistemas inelásticos no sea excesivamente corto, las deformaciones máximas absolutas que sufren dichos sistemas son en promedio casi iguales a las que experimentan sistemas elásticos con el mismo periodo natural y grado de amortiguamiento que tienen inicialmente los sistemas elastoplásticos. También se ha encontrado que, si un sistema inelástico debe desarrollar un factor de ductilidad μ_e durante un sismo, la resistencia plástica (coeficiente de cortante basal) requerida para que la demanda de ductilidad sea igual a la ductilidad

disponible vale $R_y = R_m / \mu_e$, donde R_m es la resistencia máxima del correspondiente sistema elástico; esto es cierto sólo para

valores moderados y grandes del periodo natural.

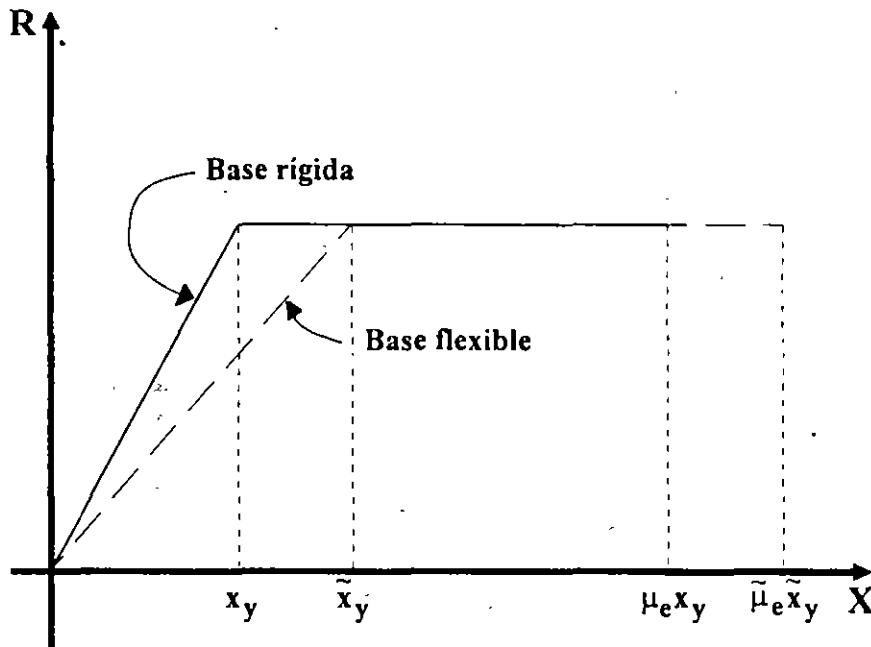


Figura 16. Relaciones fuerza-deformación de un sistema elastoplástico con y sin interacción.

Con objeto de examinar los efectos de la interacción inercial en la ductilidad estructural, considérese un sistema elastoplástico de un grado de libertad cuya ley de comportamiento se muestra en la fig 16, las líneas continua y discontinua indican las relaciones fuerza-deformación correspondientes al sistema en su condición de base rígida y flexible, respectivamente. Su factor de ductilidad se define como el cociente de la deformación a la falla entre la deformación a la fluencia. Si se designa con X_y y \tilde{X}_y las deformaciones al límite de fluencia del sistema sin y con interacción, respectivamente, las deformaciones máximas resistentes valen $\mu_e X_y$ y $\bar{\mu}_e \tilde{X}_y$, siendo μ_e y $\bar{\mu}_e$ los factores de ductilidad

del sistema sin y con interacción, respectivamente.

Al tener en cuenta la interacción suelo-estructura, la rigidez del sistema disminuye de K a $\bar{K} = (\bar{T}_e / T_e)^2 K$ en consecuencia, la deformación a la fluencia aumenta de X_y a $\tilde{X}_y = (\bar{T}_e / T_e)^2 X_y$ y la deformación a la falla se incrementa en la misma cantidad que se incrementa la deformación a la fluencia, esto es: $\bar{\mu}_e \tilde{X}_y = \mu_e X_y + \tilde{X}_y - X_y$. Sustituyendo en esta expresión la relación \tilde{X}_y / X_y , se encuentra que el factor de ductilidad del sistema con interacción es igual a (Rosenblueth y Reséndiz, 1988)

$$\bar{\mu}_e = \left(\frac{T_e}{\bar{T}_e} \right)^2 (\mu_e - 1) + 1 \quad (25)$$

En vista de que $0 < T_e / \bar{T}_e < 1$, al analizar esta expresión se desprende que $1 < \bar{\mu}_e < \mu_e$, lo que implica que el factor de ductilidad se reduce por interacción.

Con objeto de tratar los efectos de interacción en la ductilidad mediante el enfoque del oscilador de reemplazo, se considera que μ_e representa la ductilidad estructural mientras que $\bar{\mu}_e$ la ductilidad efectiva de dicho oscilador. En la fig 17 se muestran las ductilidades efectivas que se obtienen ante diferentes escenarios de interacción, para las ductilidades estructurales $\mu_e = 1.5, 2, 3$ y 4 . Aquí se puede corroborar que cuando $H_e T_e / H_s T_s = 0$, condición de base rígida, la ductilidad efectiva es idéntica a la ductilidad estructural; asimismo, a medida que este parámetro se incrementa, la ductilidad efectiva se reduce

tendiendo al valor de uno. De aquí se concluye también que los parámetros más importantes en la reducción de la ductilidad por interacción son D/R y H_e/R ; la influencia de H_s/R es despreciable para propósitos prácticos.

En análisis no lineales, las rigideces dinámicas del suelo usualmente se aproximan por medio de resortes y amortiguadores invariantes con la frecuencia de excitación. Los valores que mejor ajustan los resultados son los correspondientes a la rigidez para la frecuencia cero y el amortiguamiento para la frecuencia infinito. Cuando se opta por una aproximación como ésta, el análisis no lineal de sistemas con interacción se simplifica notablemente, puesto que al tener resortes y amortiguadores del suelo constantes, el procedimiento de integración en el tiempo paso a paso es enteramente similar al de sistemas sin interacción.

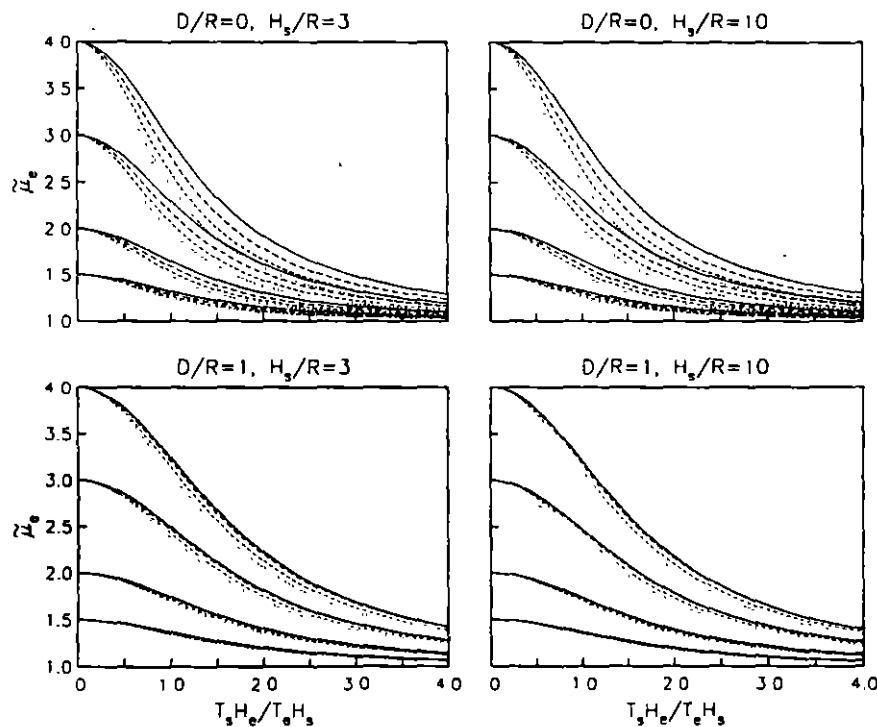


Figura 17. Ductilidades efectivas de sistemas suelo-estructura con $\zeta_s = \zeta_e = 0.05$, $v_s = 0.5$ y $H_e/R = 2$ (—), $3, 4$ y 5 (···).

Procediendo de esa forma se calcularon las demandas de ductilidad X_e^{max}/X_y de sistemas acoplados sometidos al sismo del 19/IX/85, para diferentes escenarios de interacción y ductilidades estructurales; se consideraron los sitios SCT ($H_s = 38 m$ y $\beta_s = 76 m$) y CAO ($H_s = 56 m$ y $\beta_s = 64 m$). En la fig 18, las curvas discontinuas (SCT) y punteadas (CAO) corresponden a las demandas de ductilidad del sistema acoplado cuya resistencia es igual a la de la condición de base rígida para la ductilidad estructural $\mu_e = 2$ y 4, mientras que las curvas continuas representan las ductilidades efectivas del oscilador de reemplazo según la ec 25. Está claro que las demandas de ductilidad del sistema acoplado tienden a reducirse al incrementarse el contraste de rigidez entre la estructura y el suelo; estas reducciones, al parecer, no están controladas por los efectos de sitio. Lo más sorprendente es que las demandas de ductilidad del sistema acoplado son muy parecidas a las ductilidades efectivas del oscilador de reemplazo.

También se calcularon los espectros de respuesta inelásticos de sistemas acoplados sujetos al mismo sismo, para diferentes escenarios de interacción y ductilidades estructurales. En las figs 19 y 20 se muestran los resultados para los sitios SCT y CAO, respectivamente; las curvas continuas corresponden a las resistencias del sistema acoplado requeridas para la ductilidad estructural $\mu_e = 1, 1.5, 2$ y 4 en la condición de base flexible, en tanto que las curvas discontinuas representan las resistencias del oscilador de reemplazo requeridas para la ductilidad efectiva resultante según la ec-25. Estos resultados patentizan que el uso de un oscilador elastoplástico de reemplazo con base rígida conduce a excelentes aproximaciones de la respuesta de sistemas acoplados inelásticos, salvo para algunas condiciones de periodo corto; dicho oscilador se caracteriza con el periodo \bar{T}_e , el amortiguamiento $\bar{\zeta}_e$ y la ductilidad $\bar{\mu}_e$ efectivos.

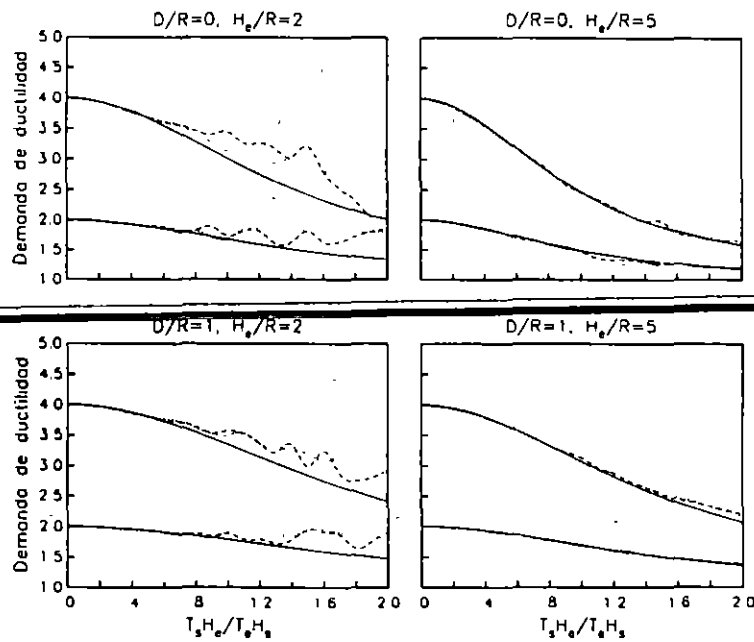


Figura 18. Demandas de ductilidad de sistemas suelo-estructura con $\zeta_s = \zeta_e = 0.05$, $v_s = 0.5$ y $H_s/R = 5$, en los sitios SCT (línea discontinua) y CAO (línea punteada); se comparan con la ductilidad efectiva del oscilador de reemplazo (línea continua).

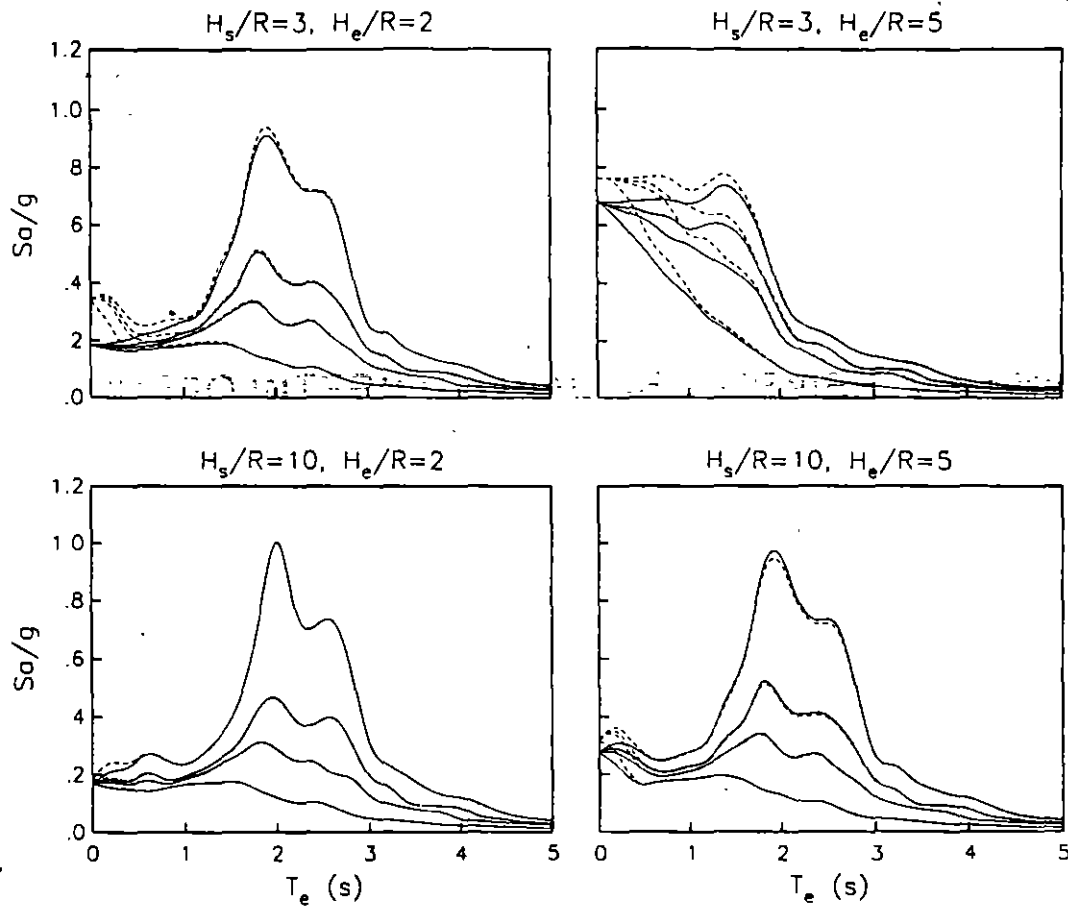


Figura 19. Espectros de respuesta inelásticos de sistemas suelo-estructura con $\zeta_r = \zeta_e = 0.05$, $\nu_r = 0.5$ y $D/R = 1$, en el sitio SCT; se analiza el sistema acoplado (línea continua) y el oscilador de reemplazo (línea discontinua).

Efectos Cinemáticos

Se sabe que el periodo y amortiguamiento efectivos de un sistema suelo-estructura son los parámetros dinámicos de un oscilador de reemplazo con base rígida cuyo cortante basal resonante es igual al de la estructura interactuando con el suelo, para la misma excitación armónica de la base. Esto conduce a igualar la pseudoaceleración máxima y el periodo resonante del sistema acoplado con los valores correspondientes del oscilador de reemplazo (Wolf, 1985). Aquí se presenta una solución aproximada de aplicación práctica para considerar los efectos de la interacción

cinemática en el movimiento de la cimentación en términos de los efectos de la interacción inercial en el periodo y amortiguamiento del modo fundamental. El enfoque consiste en la modificación del periodo y amortiguamiento efectivos del sistema acoplado de tal forma que el cortante basal resonante del oscilador de reemplazo sujeto al movimiento de campo libre en la superficie del terreno, dado por la traslación \ddot{X}_r , sea igual al del sistema acoplado sometido al movimiento efectivo en la subrasante de la cimentación, dado por la traslación \ddot{X}_o y la rotación $\ddot{\Phi}_o$. El periodo y amortiguamiento efectivos modificados de esta manera resultan

de gran utilidad cuando se recurre a los métodos estático y dinámico de análisis sísmico, para evaluar los efectos de interacción

en el modo fundamental de vibración.

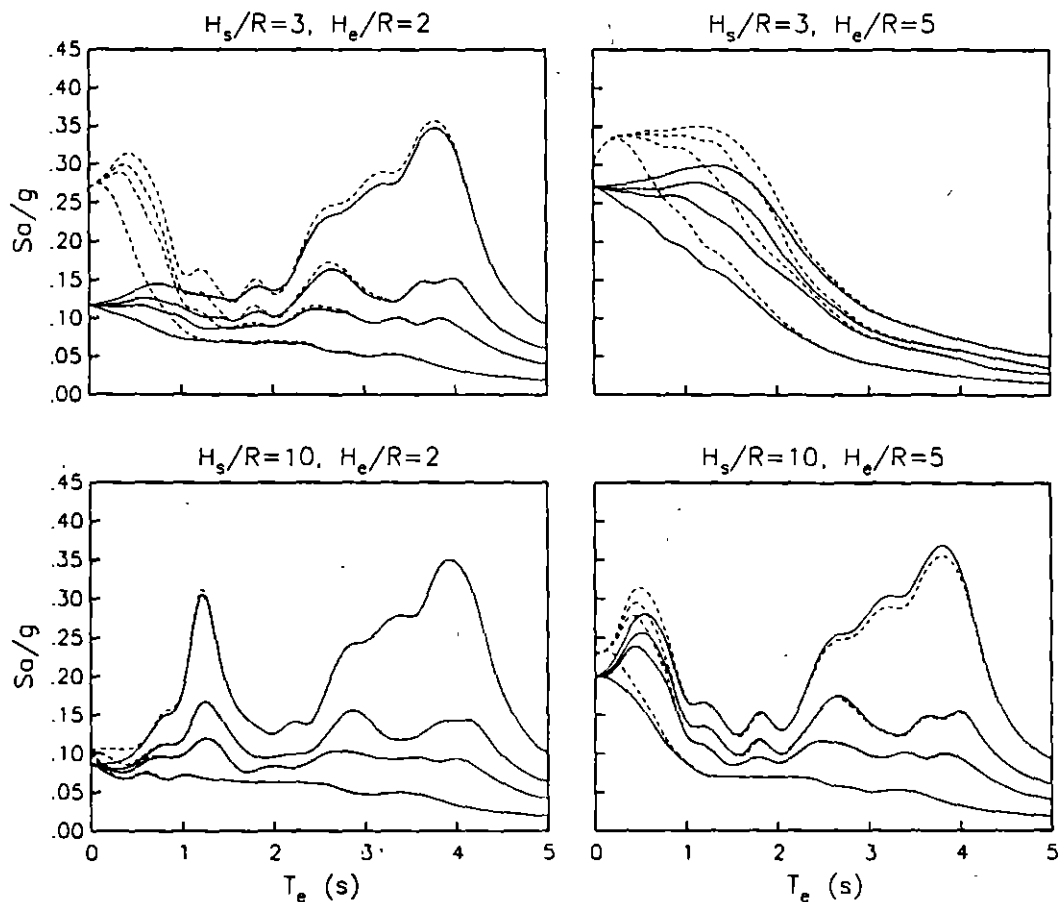


Figura 20. Espectros de respuesta inelásticos de sistemas suelo-estructura con $\zeta_s = \zeta_e = 0.05$, $\nu_s = 0.5$ y $D/R = 1$, en el sitio CAO; se analiza el sistema acoplado (línea continua) y el oscilador de reemplazo (línea discontinua).

Se trata entonces de encontrar las condiciones de equivalencia en el cortante basal resonante entre el oscilador de reemplazo sujeto al movimiento de campo libre y el sistema suelo-estructura sometido al movimiento efectivo, como se ilustra en la fig 12. Para ello, conocida la función de transferencia del sistema acoplado, el periodo efectivo se determina directamente como el

periodo de excitación correspondiente a la posición de su pico resonante, en tanto que el amortiguamiento efectivo se obtiene a partir de la pseudoaceleración correspondiente a la amplitud de su pico resonante. Mediante esta analogía se puede encontrar que el periodo y amortiguamiento efectivos con efectos cinemáticos son iguales a (Avilés y Pérez-Rocha, 1995a):

$$\bar{T}_e = \bar{T}_e' \quad (26)$$

$$\bar{\zeta}_e^c = \frac{\bar{\zeta}_e'}{|Q_h + (H_e + D)Q_r|} \quad (27)$$

donde \bar{T}_e' y $\bar{\zeta}_e'$ son el periodo y amortiguamiento efectivos con efectos inerciales, obtenidos según las ecs 17 y 18 al ignorar el análisis de interacción cinemática. Además, $Q_h(\omega) = \ddot{X}_h(\omega)/\ddot{X}_g(\omega)$ y

$Q_r(\omega) = \ddot{\Phi}_o(\omega)/\ddot{X}_g(\omega)$ son las funciones

de transferencia para los componentes de traslación y rotación, respectivamente, de la excitación efectiva en la cimentación; los movimientos de entrada así como las funciones de impedancia han sido reportados para cimentaciones cuadradas enterradas en un semiespacio (Mita y Luco, 1989). Estos parámetros efectivos son aproximados, pues se han despreciado la masa de la cimentación y su momento de inercia, así como el acoplamiento en traslación y rotación de la rigidez dinámica del cimiento.

La aproximación para la interacción cinemática en términos de la interacción inercial puede confirmarse con las comparaciones que se presentan en la fig 21, para diferentes escenarios de interacción ante la incidencia de ondas de cortante con propagación vertical. Con trazo grueso se marcan los amortiguamientos efectivos aproximados y con trazo delgado la solución rigurosa; el acuerdo es muy bueno. En la fig 22 se despliegan los resultados rigurosos considerando (línea gruesa) y despreciando (línea delgada) la parte cinemática; resalta el incremento del amortiguamiento efectivo con el enterramiento de la cimentación D/R , siendo R en este caso el semiancho de la cimentación cuadrada.

Conclusiones

Se ha presentado una revisión de los criterios especificados en las NTCDS-DF y el MDS-CFE para considerar los efectos de sitio e interacción suelo-estructura. Se repasaron los modelos en que están basados dichos criterios y se examinaron los resultados que se obtienen de su aplicación. Asimismo, se plantearon aquellos efectos de sitio e interacción que no se consideran de forma explícita, a fin de que en la práctica se tengan presentes las limitaciones reglamentarias que derivan del estado actual del conocimiento.

En lo referente a los efectos de sitio se hizo énfasis en la dependencia de los espectros de diseño con el periodo dominante del sitio; en este aspecto es necesario investigar a fondo el criterio sobre la variación del coeficiente sísmico (ordenada espectral máxima) en función de dicho parámetro. Para la interacción suelo-estructura se exploró fundamentalmente el enfoque del oscilador de reemplazo, con objeto de ser utilizado no sólo para los efectos inerciales en el periodo y amortiguamiento del modo fundamental, sino también para los efectos cinemáticos en el movimiento de la cimentación y, sobre todo, para tratar la influencia de la interacción en la ductilidad estructural. La principal ventaja de este enfoque es que permite el uso de espectros de respuesta de campo libre sin efectos de interacción, a fin de obtener las acciones sísmicas de diseño.

Los criterios reglamentarios vigentes sobre efectos de sitio e interacción suelo-estructura son particularmente sencillos, ya que la principal intención de las NTCDS-DF y el MDS-CFE es sentar las bases para la consideración explícita de dichos efectos. Es de esperarse que en ediciones futuras de estos códigos sísmicos se cubran de manera mejorada estas cuestiones, a la luz de los resultados de las investigaciones que se encuentran en proceso.

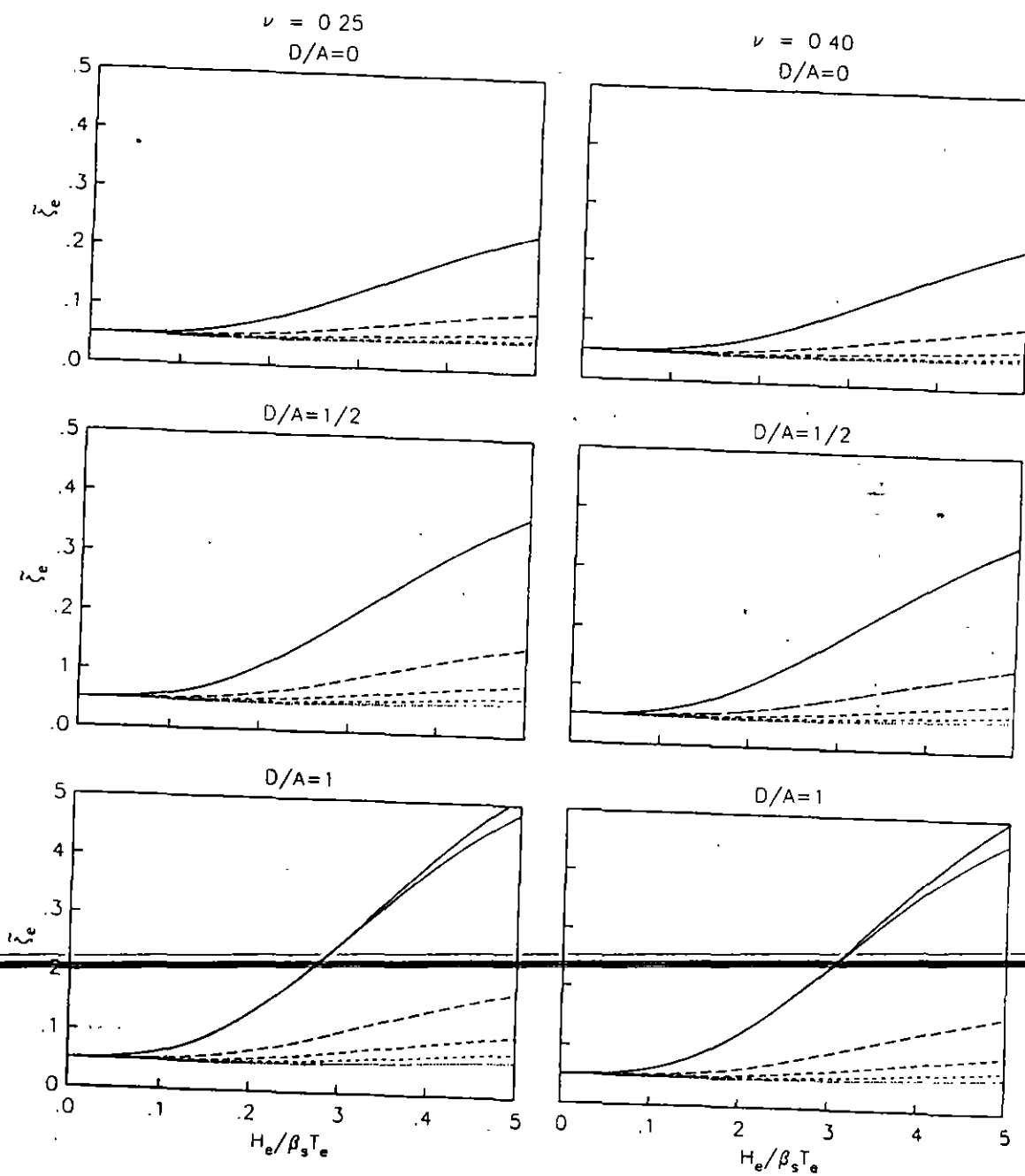


Figura 21. Amortiguamientos efectivos con la parte cinemática, para sistemas suelo-estructura con $\zeta_s = \zeta_e = 0.05$ y $H_e/R = 1$ (—), 2, 3, 4 y 5(···); soluciones aproximada (línea gruesa) y rigurosa (línea delgada).

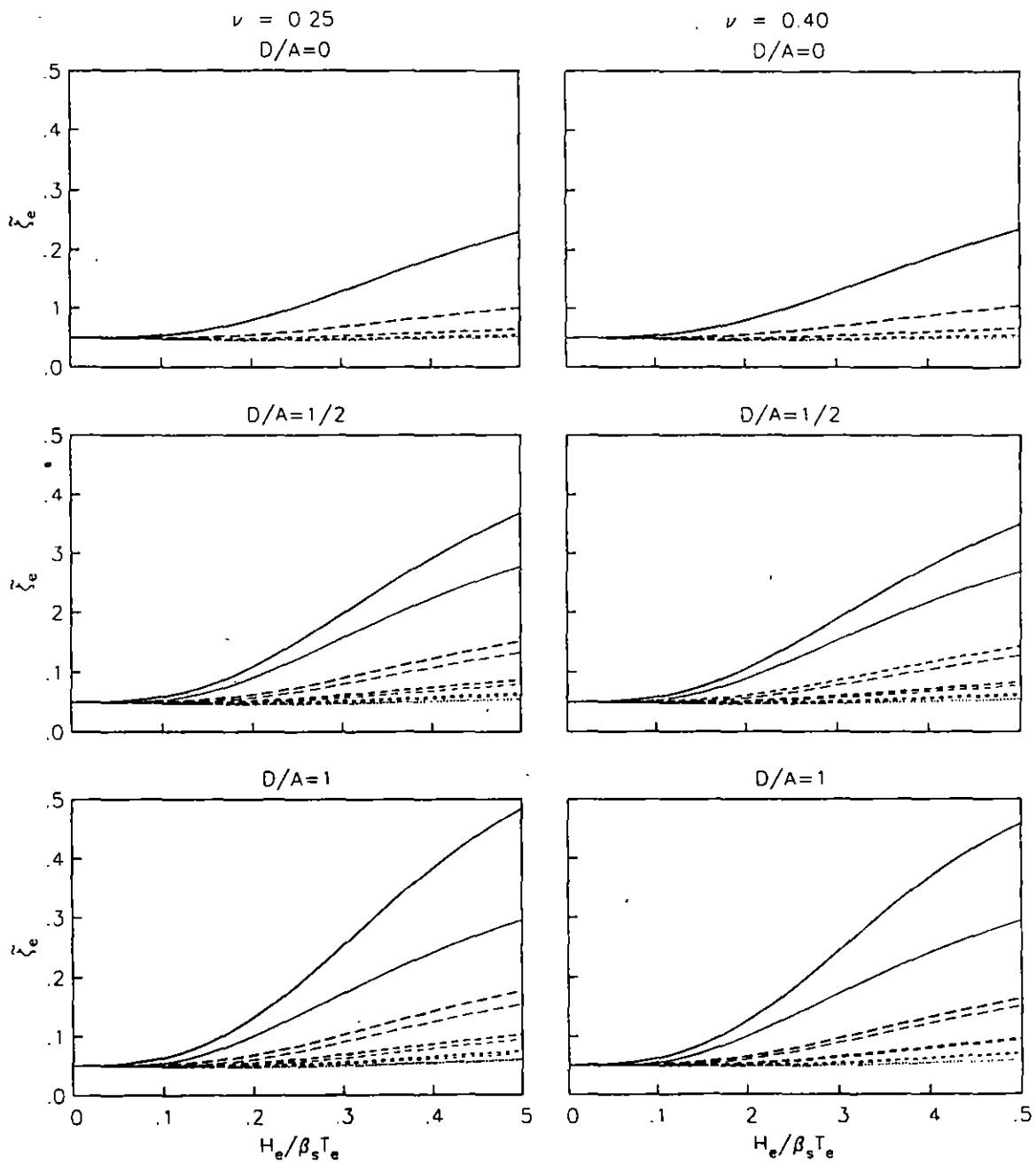


Figura 22. Amortiguamientos efectivos con (línea gruesa) y sin (línea delgada) la parte cinemática, para sistemas suelo-estructura con $\zeta_s = \zeta_e = 0.05$ y $H_e/R = 1$ (—), 2, 3, 4 y 5(···).

Referencias

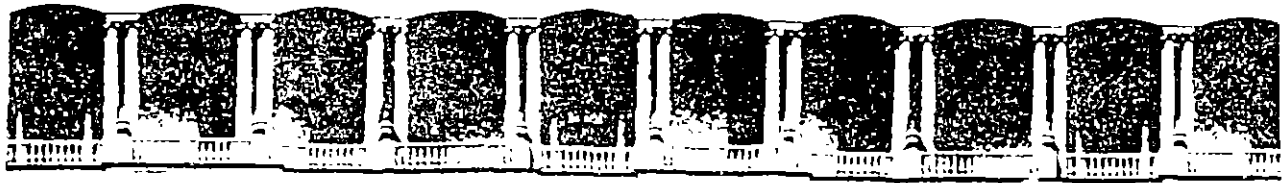
1. ATC (1978), 'Tentative provisions for the development of seismic regulations for buildings', *Applied Technology Council, Report ATC 3-06*, NSF Publication 78-08.
2. Avilés J y Pérez-Rocha L E (1995a), 'Influencia de la interacción cinemática en los parámetros dinámicos de sistemas suelo-estructura', *Monografía Geofísica: Tema Sismología*, Unión Geofísica Mexicana, en prensa.
3. Avilés J y Pérez-Rocha L E (1995b), 'Evaluation of the interaction effects on the system period and the system damping due to foundation embedment and layer depth', *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, en prensa.
4. Boore D M (1983), 'Stochastic simulation of high-frequency ground motions based on seismological models of the radiated spectra', *Bulletin of the Seismological Society of America*, Vol. 73, No. 6, pp. 1865-1894.
5. Boore D M y Joyner W (1984), 'A note on the use of random vibration theory to predict peak amplitudes of transient signals', *Bulletin of the Seismological Society of America*, Vol. 74, No. 1, pp. 2035-2039.
6. Clough R W y Penzien J (1975), *Dynamics of Structures*, McGraw-Hill, Inc., Nueva York.
7. Jennings P C y Bielak J (1973), 'Dynamics of building-soil interaction', *Bulletin of the Seismological Society of America*, Vol. 63, pp. 9-48.
8. Kausel E, Whitman R V, Morray J P y Elsabee F (1978), 'The spring method for embedded foundations', *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 48, pp. 377-392.
9. MDS-CFE (1993), 'Manual de diseño por sismo', *Comisión Federal de Electricidad, Instituto de Investigaciones Eléctricas*.
10. Mita A y Luco J E (1989), 'Impedance functions and input motions for embedded square foundations', *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, Vol. 115, No. 4, pp. 491-503.
11. Newmark N M y Rosenblueth E (1971), *Fundamentals of Earthquake Engineering*, Prentice-Hall, Inc., Nueva Jersey.
12. NTCDS-DF (1995), 'Normas técnicas complementarias para diseño por sismo', *Reglamento de Construcciones para el Distrito Federal*, Gaceta Oficial del Departamento del Distrito Federal.
13. Rosenblueth E y Reséndiz D (1988), 'Disposiciones reglamentarias de 1987 para tener en cuenta interacción dinámica suelo-estructura', *Serie del Instituto de Ingeniería, UNAM*, No. 509.
14. Rosenblueth E, Ordaz M, Sánchez-Sesma F J y Singh S K (1989), 'The Mexico earthquake-of-september-19-1985 - Design spectra for Mexico's Federal District', *Earthquake Spectra*, Vol. 5, No. 1, pp. 273-291.
15. Rosenblueth E y Gómez R (1991), 'Comentarios a las normas técnicas complementarias para diseño por sismo', *Serie del Instituto de Ingeniería, UNAM*, No. ES-7.
16. Sánchez-Sesma F J (1987), 'Site effects on strong ground motion', *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, Vol. 6, No. 2, pp. 124-132.

17. Siefferet J G y Cevaer F (1992), *Handbook of Impedance Functions. Surface Foundations*, Ouest Editions, Nantes.

18. Veletsos A S y Meek J W (1974), 'Dynamic behaviour of building-foundation sys-

tems', *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 3, pp. 121-138.

19. Wolf J (1985), *Dynamic Soil-Structure Interaction*, Prentice-Hall, Inc., Nueva Jersey.



**FACULTAD DE INGENIERIA U.N.A.M.
DIVISION DE EDUCACION CONTINUA**

XXII CURSO INTERNACIONAL DE INGENIERIA SISMICA

MODULO IV: DISEÑO SISMICO DE CIMENTACIONES

**TEMA: PERIODOS Y AMORTIGUAMIENTOS EFECTIVOS DE
SISTEMAS SUELO-ESTRUCTURA**

**EXPOSITOR: M. EN I. LUIS EDUARDO PEREZ ROCHA
DR. JAVIER AVILES
1996**

PERIODOS Y AMORTIGUAMIENTOS EFECTIVOS DE SISTEMAS SUELO-ESTRUCTURA

Javier Avilés^{1,2}, Eduardo Pérez-Rocha^{2,3} y Raúl Aguilar²

RESUMEN

Usualmente, los efectos de la interacción suelo-estructura considerados en el diseño son los debidos únicamente a la interacción inercial, esto es, el alargamiento del periodo y la modificación del amortiguamiento correspondientes al modo fundamental de vibración de la estructura supuesta con base rígida; el efecto de interacción en la ductilidad suele despreciarse puesto que no se conocen con certidumbre sus implicaciones en la respuesta estructural. Entonces, para fines de aplicación práctica es necesario conocer sólo el periodo y amortiguamiento efectivos de la estructura con base flexible, teniendo en cuenta los parámetros característicos que controlan el fenómeno de interacción.

La mayoría de las soluciones disponibles para determinar el periodo y amortiguamiento efectivos de sistemas suelo-estructura no toman en cuenta el efecto de las formaciones locales y la influencia del enterramiento del cimiento, de modo que ellas son aplicables sólo para suelos homogéneos y cimentaciones superficiales. En adición a estas limitaciones, generalmente se utilizan funciones de impedancia aproximadas en sustitución del suelo, lo cual trae consigo que en ~~estructuras esbeltas se reduzca el amortiguamiento de la estructura~~ supuesta con base rígida; esta situación no llega a ser evidente cuando las rigideces dinámicas se evalúan rigurosamente.

En este trabajo se presentan una solución aproximada así como una rigurosa para obtener el periodo y amortiguamiento efectivos de estructuras desplantadas en depósitos de suelo estratificados, considerando la profundidad de desplante de la cimentación y el grado de

¹Instituto de Investigaciones Eléctricas

²Centro de Investigación Sísmica AC, FJBS

³Facultad de Ingeniería, UNAM

contacto entre el terreno y el cimiento. El suelo se reemplaza por funciones de impedancia exactas, de manera que se utilizan resortes y amortiguadores equivalentes dependientes de la frecuencia de excitación. Aplicando la solución rigurosa se elaboró un compendio de periodos y amortiguamientos efectivos de sistemas suelo-estructura, el cual cubre la mayor parte de situaciones que se encuentran en las aplicaciones prácticas. Estos parámetros efectivos son de gran utilidad cuando se recurre a los métodos estático y dinámico de análisis sísmico para evaluar los efectos de la interacción inercial en el modo fundamental de vibración.

ABSTRACT

Usually, the effects of the soil-structure interaction considered in design are those due to the inertial interaction solely, that is, the period lengthening and the damping modification corresponding to the fundamental mode of vibration of the structure assumed with rigid base; the interaction effect on the ductility is often neglected since its implications on the structural response are not known with certainty. Thus, for purposes of practical application it is necessary to know only the effective period and damping of the structure with flexible base, taking into account the characteristic parameters that control the interaction phenomenon.

Most of the available solutions to determine the effective period and damping of soil-structure systems do not take into account the effect of the local formations and the influence of the foundation embedment, so that they are only applicable to homogeneous soils and surface foundations. In addition to these limitations, approximate impedance functions in replacement of the soil are generally used, which gives as a result that in slender structures the damping of the structure assumed with rigid base is reduced; this situation does not become evident when the dynamic stiffnesses are evaluated rigorously.

In this work an approximated solution as well as a rigorous one are presented for obtaining the effective period and damping of structures rested on layered soil deposits; in both solutions the foundation depth and the degree of contact between the ground and the foundation are considered. The soil is replaced with exact impedance functions, so that equivalent springs and dashpots are used dependent on the excitation frequency. A compendium of effective periods and dampings of soil-structure systems was computed by applying the rigorous solution, which covers most of the situations that are encountered in practical applications. These effective parameters are very useful when used with the static and dynamic methods of seismic analysis to evaluate the effects of the inertial interaction on the fundamental mode of vibration.

1. INTRODUCCION

La interacción dinámica suelo-estructura consiste en un conjunto de efectos cinemáticos e inerciales producidos en la estructura y el suelo como resultado de la flexibilidad de éste ante sollicitaciones dinámicas. La interacción modifica esencialmente los parámetros dinámicos de la estructura así como las características del movimiento del terreno en la vecindad de la cimentación.

El fenómeno de interacción suelo-estructura se puede descomponer en una parte inercial y otra cinemática. El alargamiento del periodo fundamental de vibración, el aumento en amortiguamiento y la reducción en ductilidad de la estructura supuesta con apoyo indeformable son producto de la interacción inercial, debido fundamentalmente a la inercia y elasticidad del sistema suelo-estructura. Por su parte, la interacción cinemática reduce el movimiento de la cimentación e induce torsión y cabeceo en ella por su efecto promediador, a la vez que filtra los componentes de alta frecuencia de la excitación, debido esencialmente a la rigidez y geometría de la cimentación.

Para la mayoría de las estructuras resulta conservador efectuar sólo el análisis de interacción inercial, siempre y cuando los efectos de amplificación de sitio sean considerados al determinar el movimiento sísmico en la superficie del terreno el cual se asigna como la excitación de diseño en la vecindad de la cimentación. En general, esta excitación resulta ser más desfavorable que el movimiento efectivo que se obtiene de un análisis de interacción cinemática.

El periodo fundamental de un sistema suelo-estructura siempre se incrementa porque el conjunto tiene una flexibilidad mayor que la de la estructura desplantada sobre suelo indeformable. El amortiguamiento del sistema generalmente se incrementa porque existe una disipación adicional de energía producto de los amortiguamientos material (comportamiento histerético) y geométrico (radiación de ondas) del suelo. Sin embargo, como la interacción causa aparentemente una pérdida

del amortiguamiento estructural, es posible que se presente una reducción del amortiguamiento del sistema cuando la disipación adicional de energía por el suelo no compense tal pérdida. Por último, se estima que la ductilidad del sistema se reduce, según se infiere del comportamiento de una estructura de un grado de libertad con comportamiento elastoplástico (Rosenblueth y Reséndiz, 1988) cuya ductilidad es función decreciente del alargamiento del periodo por interacción.

Estas modificaciones por interacción del periodo fundamental, el amortiguamiento y la ductilidad pueden dar lugar a respuestas estructurales mayores o menores, dependiendo de la posición de los periodos resonantes del espectro de respuesta y los niveles de amortiguamiento y ductilidad. Usualmente, los criterios de interacción suelo-estructura para fines de diseño consideran los efectos de interacción sólo en el periodo fundamental y el amortiguamiento. A pesar de que se introducen errores del lado de la inseguridad, los efectos de interacción en la ductilidad suelen despreciarse puesto que no se conocen con certidumbre las implicaciones que tienen en la respuesta estructural.

En este trabajo se presentan dos soluciones, una aproximada y otra rigurosa, para calcular el periodo y amortiguamiento efectivos de un sistema suelo-estructura formado por un oscilador equivalente a la estructura con base rígida vibrando en su modo fundamental y por un estrato equivalente al depósito de suelo estratificado. Estas soluciones ~~son de gran utilidad para evaluar~~ los efectos de la interacción inercial en el modo fundamental de la estructura, considerando explícitamente aspectos importantes tales como el enterramiento de la cimentación, la profundidad del depósito de suelo y la variación con la frecuencia de la rigidez dinámica de la cimentación, entre otros. Asimismo, aplicando la solución rigurosa se elaboró un compendio de periodos y amortiguamientos efectivos de sistemas suelo-estructura, el cual cubre la mayor parte de situaciones que se presentan en la práctica.

2. SISTEMA SUELO-ESTRUCTURA

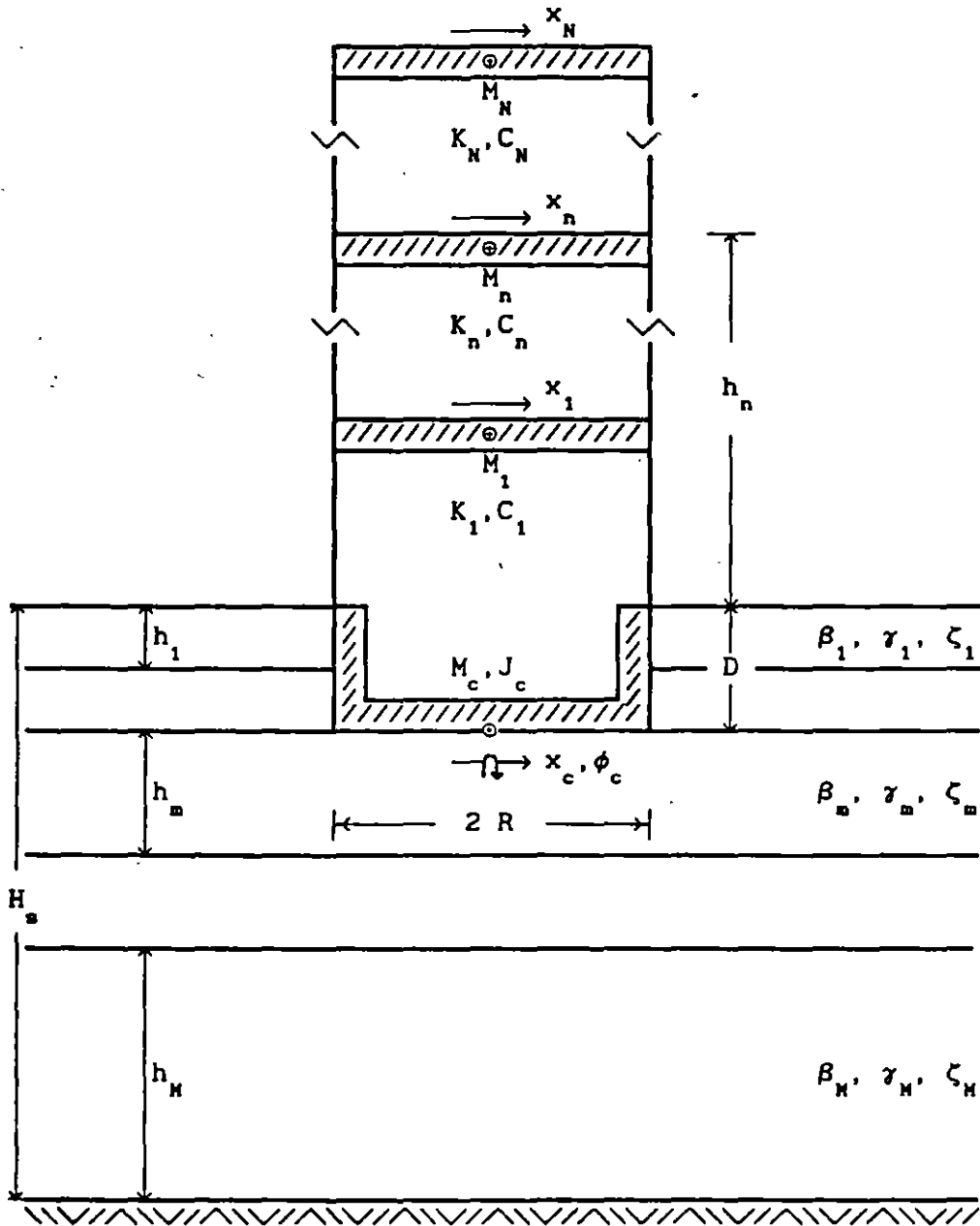


Fig.1 Sistema suelo-estructura

Para estructuras con varios grados de libertad y depósitos de suelo estratificados, el sistema suelo-estructura se puede idealizar adecuadamente como se muestra en la fig.1. Se trata de una estructura

con N grados de libertad en traslación horizontal, apoyada sobre una cimentación superficial infinitamente rígida con dos grados de libertad, uno en traslación horizontal y otro de rotación o cabeceo. La cimentación se desplanta en un depósito de suelo estratificado horizontalmente con M estratos.

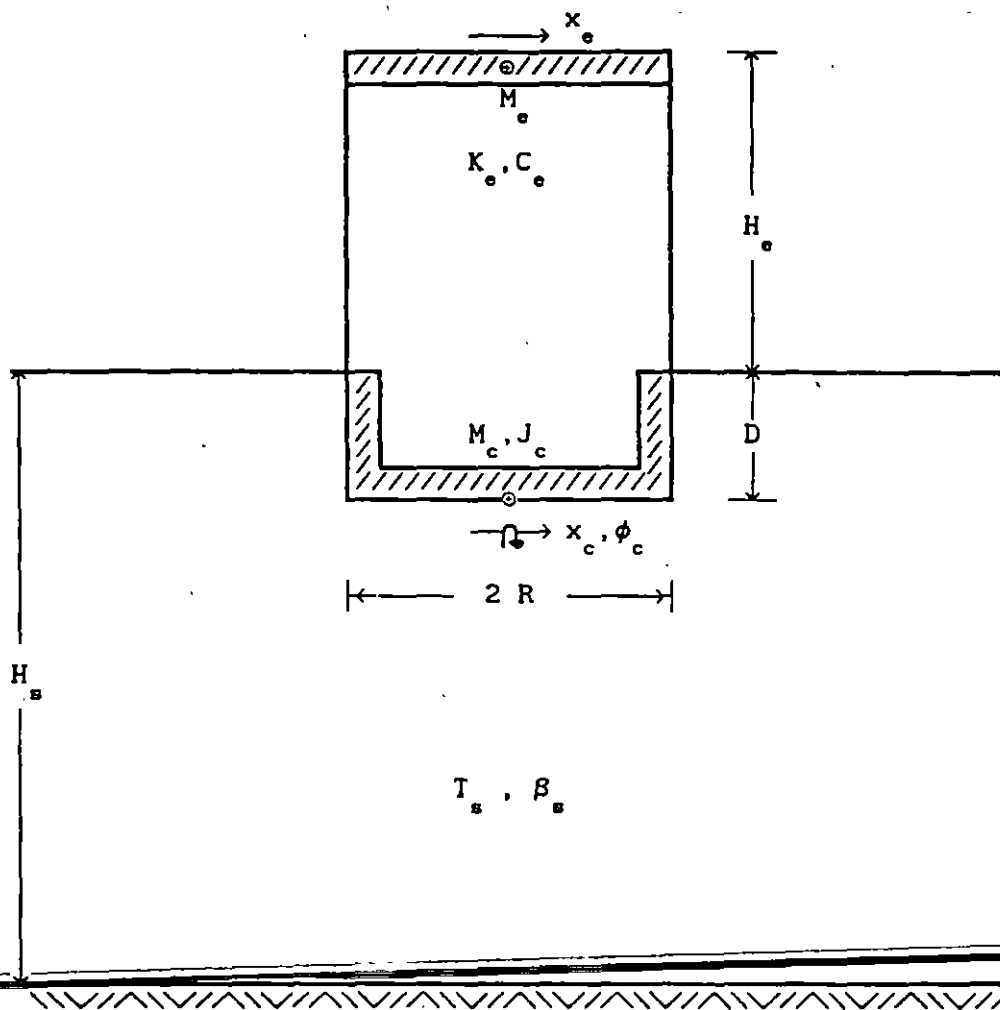


Fig.2 Sistema suelo-estructura equivalente

Si la estructura con varios grados de libertad responde esencialmente como un oscilador elemental en su condición de base rígida y el depósito de suelo estratificado se comporta fundamentalmente como un manto simple, el sistema suelo-estructura se puede reemplazar por el sistema

equivalente que se muestra en la fig.2.

En el sistema equivalente, la estructura y el estrato se deben interpretar como elementos equivalentes a la estructura con varios grados de libertad y el depósito de suelo estratificado, respectivamente, con los que se obtiene igual respuesta ante una perturbación dada. Para ello, la estructura real se caracterizará mediante el periodo y amortiguamiento del modo fundamental de vibración, así como la masa y altura efectivas; en tanto que el depósito original se caracterizará a través del periodo dominante de vibración v la velocidad media de propagación del sitio (Avilés y Pérez-Rocha, 1992).

Los parámetros modales del oscilador elemental se obtienen a partir del periodo y amortiguamiento del modo fundamental de la estructura con base rígida, e igualando el cortante basal y momento de volteo en dicho modo con el cortante basal y momento de volteo del oscilador, lo que conduce a los siguientes parámetros efectivos:

$$M_e = \frac{(Z_1^T M_e J)^2}{Z_1^T M_e Z_1} \quad (1)$$

$$v = 4\pi^2 \frac{M_e}{T_e^2} \quad (2)$$

$$C_e = 4\pi\zeta_e \frac{M_e}{T_e} \quad (3)$$

$$H_e = \frac{Z_1^T M_e H}{Z_1^T M_e J} \quad (4)$$

donde T_e y ζ_e son el periodo y amortiguamiento, respectivamente, del modo fundamental Z_1 de la estructura supuesta con base indeformable, cuya matriz de masa es M_e ; J es un vector formado por unos y H un vector que tiene como componentes las alturas de desplante de cada nivel, es

decir, $H = \{h_1, h_2, \dots, h_N\}^T$. En estas condiciones, M_e se debe interpretar como la masa efectiva de la estructura con base rígida vibrando en su modo fundamental y H_e como la altura del centroide de las fuerzas de inercia correspondientes.

El periodo y amortiguamiento del modo fundamental del sistema equivalente con tres grados de libertad representarán el periodo y amortiguamiento efectivos, \tilde{T}_e y $\tilde{\zeta}_e$, del modo fundamental de la estructura interactuando con el suelo. Estos parámetros efectivos se pueden determinar resolviendo aproximada o rigurosamente la ecuación matricial de equilibrio dinámico del sistema equivalente, la cual resulta ser

$$M_s \ddot{x}_s + C_s \dot{x}_s + K_s x_s = -\ddot{x}_0(t) M_0 \quad (5)$$

donde $x_s = \{x_e, x_c, \phi_c\}^T$ es el vector de coordenadas generalizadas del sistema equivalente, siendo x_e la deformación de la estructura, x_c el desplazamiento de la base de la cimentación relativo al movimiento de campo libre x_0 y ϕ_c la rotación de la cimentación; t significa tiempo. Además,

$$M_0 = \begin{Bmatrix} M_e \\ M_e + M_c \\ M_e (H_e + D) + M_c D/2 \end{Bmatrix} \quad (6)$$

es un vector de carga, mientras que

$$M_s = \begin{bmatrix} M_e & M_e & M_e (H_e + D) \\ M_e & M_e + M_c & M_e (H_e + D) + M_c D/2 \\ M_e (H_e + D) & M_e (H_e + D) + M_c D/2 & M_e (H_e + D)^2 + J_c \end{bmatrix} \quad (7)$$

$$C_s = \begin{bmatrix} C_e & 0 & 0 \\ 0 & C_h & C_{hr} \\ 0 & C_{rh} & C_r \end{bmatrix} \quad (8)$$

$$K_a = \begin{bmatrix} K_o & 0 & 0 \\ 0 & K_h & K_{hr} \\ 0 & K_{rh} & K_r \end{bmatrix} \quad (9)$$

son las matrices de masa, amortiguamiento y rigidez, respectivamente, del sistema equivalente; M_c es la masa de la cimentación, J_c el momento de inercia de dicha masa con respecto al eje de rotación de la base del cimiento y D la profundidad de desplante de la cimentación, K_h y C_h son la rigidez y el amortiguamiento del suelo en el modo de traslación de la cimentación, K_r y C_r la rigidez y el amortiguamiento del suelo en el modo de rotación de la cimentación y $K_{hr} = K_{rh}$ y $C_{hr} = C_{rh}$ la rigidez y el amortiguamiento del suelo acoplados. Estos amortiguamientos y rigideces definen las funciones de impedancia de la cimentación, las cuales dependen de la frecuencia de excitación y representan los resortes y amortiguadores equivalentes del suelo (Avilés y Pérez-Rocha, 1992).

Por las características de su amortiguamiento, el sistema equivalente no posee modos naturales clásicos de vibración sino modos no clásicos, es decir, sus modos naturales de vibración no necesariamente existen en el dominio real sino en el complejo. Por ello y en vista de que las rigideces dinámicas de la cimentación dependen de la frecuencia de excitación, los modos y frecuencias naturales del sistema equivalente no se pueden tratar como un problema estándar de valores característicos lineal.

2.1 Periodos y amortiguamientos efectivos aproximados

Una solución suficientemente aproximada del sistema equivalente se puede obtener al despreciar la masa de la cimentación y el momento de inercia de dicha masa, así como el acoplamiento en la rigidez dinámica de la cimentación. Si se considera que el movimiento de campo libre es armónico, $\ddot{x}_0(t) = \ddot{X}_0 e^{i\omega t}$, en el estado estacionario la respuesta del sistema equivalente se expresa como $x_o(t) = X_e e^{i\omega t}$, $x_c(t) = X_c e^{i\omega t}$ y $\phi_c(t) = \phi_c e^{i\omega t}$. En estas condiciones, la ec.5 se reduce a

$$\left[\begin{array}{ccc} K_e & 0 & 0 \\ 0 & K_h & 0 \\ 0 & 0 & K_r \end{array} \right] + i\omega \left[\begin{array}{ccc} C_e & 0 & 0 \\ 0 & C_h & 0 \\ 0 & 0 & C_r \end{array} \right] - \omega^2 \left[\begin{array}{ccc} M_e & M_e & M_e (H_e + D) \\ M_e & M_e & M_e (H_e + D) \\ M_e (H_e + D) & M_e (H_e + D) & M_e (H_e + D)^2 \end{array} \right] \left\{ \begin{array}{c} X_e \\ X_c \\ \phi_c \end{array} \right\} = - \ddot{X}_0 \left\{ \begin{array}{c} M_e \\ M_e \\ M_e (H_e + D) \end{array} \right\} \quad (10)$$

donde ω es la frecuencia de excitación. Dividiendo el primero y segundo renglones de esta ecuación entre $\omega^2 M_e$ y el tercero entre $\omega^2 M_e (H_e + D)$, se llega a

$$\left[\begin{array}{ccc} \omega_e^2/\omega^2(1+12\zeta_e') - 1 & - 1 & - 1 \\ - 1 & \omega_h^2/\omega^2(1+12\zeta_h) - 1 & - 1 \\ - 1 & - 1 & \omega_r^2/\omega^2(1+12\zeta_r) - 1 \end{array} \right] \left\{ \begin{array}{c} X_e \\ X_c \\ (H_e + D)\phi_c \end{array} \right\} = - \frac{\ddot{X}_0}{\omega^2} \left\{ \begin{array}{c} 1 \\ 1 \\ 1 \end{array} \right\} \quad (11)$$

en donde $\zeta_e' = (\omega/\omega_e)\zeta_e$. Además, ω_e es la frecuencia natural de vibración de la estructura supuesta con base indeformable y ω_h y ω_r son las frecuencias naturales de vibración que tendría la estructura si fuera infinitamente rígida y su base sólo pudiera trasladarse o girar, respectivamente; dichas frecuencias están dadas por las siguientes expresiones:

$$\omega_e^2 = \frac{K_e}{M_e} \quad (12)$$

$$\omega_h^2 = \frac{K_h}{M_e} \quad (13)$$

$$\omega_r^2 = \frac{K_r}{M_e (H_e + D)^2} \quad (14)$$

Asimismo, ζ_e es el amortiguamiento viscoso de la estructura con base rígida y ζ_h y ζ_r son los amortiguamientos viscosos del suelo en el modo de traslación y rotación de la cimentación, respectivamente; dichos amortiguamientos están dados por las siguientes expresiones:

$$\zeta_e = \frac{\omega_e C_e}{2 K_e} \quad (15)$$

$$\zeta_h = \frac{\omega C_h}{2 K_h} \quad (16)$$

$$\zeta_r = \frac{\omega C_r}{2 K_r} \quad (17)$$

Ahora bien, resolviendo el sistema de ecuaciones algebraicas dado por la ec.11 se encuentra que la deformación de la estructura puede expresarse de la siguiente forma:

$$\left[1 + 12\zeta_e' - \frac{\omega^2}{\omega_e^2} - \frac{\omega^2}{\omega_h^2} \frac{1 + 12\zeta_e'}{1 + 12\zeta_h} - \frac{\omega^2}{\omega_r^2} \frac{1 + 12\zeta_e'}{1 + 12\zeta_r} \right] \omega_e^2 X_e = - \ddot{X}_0 \quad (18)$$

La frecuencia y el amortiguamiento efectivos de la estructura con base flexible se pueden obtener igualando las partes real e imaginaria de la pseudoaceleración en resonancia del sistema equivalente con las correspondientes de un oscilador de reemplazo cuya frecuencia natural y amortiguamiento son iguales a la frecuencia y el amortiguamiento efectivos (Wolf, 1985).

La pseudoaceleración del oscilador de reemplazo, sujeto al mismo movimiento del terreno \ddot{X}_0 del sistema equivalente, está dada por la expresión (Clough y Penzien, 1975).

$$\tilde{\omega}_e^2 \tilde{X}_e = - \ddot{X}_0 \left[1 - \frac{\omega^2}{\tilde{\omega}_e^2} + i 2 \tilde{\zeta}_e \frac{\omega}{\tilde{\omega}_e} \right]^{-1} \quad (19)$$

De acuerdo con la ec.18, si se desprecian los términos de amortiguamiento de segundo orden, la pseudoaceleración del sistema equivalente se reduce a

$$\omega_e^2 X_e = -\ddot{X}_0 \left[1 - \frac{\omega^2}{\omega_e^2} - \frac{\omega^2}{\omega_h^2} - \frac{\omega^2}{\omega_r^2} + 12 \left[\zeta'_e + (\zeta_h - \zeta'_e) \frac{\omega^2}{\omega_h^2} + (\zeta_r - \zeta'_e) \frac{\omega^2}{\omega_r^2} \right] \right]^{-1} \quad (20)$$

Para la condición de resonancia, $\omega = \tilde{\omega}_e$, la igualación de las partes reales de las ecs.19 y 20 conduce a que la frecuencia efectiva de la estructura con base flexible sea

$$\frac{1}{\tilde{\omega}_e^2} = \frac{1}{\omega_e^2} + \frac{1}{\omega_h^2} + \frac{1}{\omega_r^2} \quad (21)$$

De la misma forma, la igualación de las partes imaginarias conduce a que el amortiguamiento efectivo de la estructura con base flexible sea

$$\tilde{\zeta}_e = \zeta_e \left[\frac{\tilde{\omega}_e}{\omega_e} \right]^3 + \zeta_h \left[\frac{\tilde{\omega}_e}{\omega_h} \right]^2 + \zeta_r \left[\frac{\tilde{\omega}_e}{\omega_r} \right]^2 \quad (22)$$

Los amortiguamientos del suelo para los distintos modos de vibración de la cimentación son más elevados que el amortiguamiento de la estructura, en especial el amortiguamiento en traslación. ~~En consecuencia, al~~ despreciar los términos de amortiguamiento de segundo orden introduce errores significativos en el amortiguamiento, mas no en el periodo del sistema que resulta ser adecuado. Estos errores se traducen en una sobrestimación del amortiguamiento efectivo, la cual crece conforme la rigidez relativa de la estructura respecto al suelo aumenta.

Considerando los términos de amortiguamiento de segundo orden, excepto los correspondientes al amortiguamiento estructural, la pseudoaceleración

del sistema equivalente es entonces igual a

$$\omega_e^2 X_e = -\ddot{X}_0 \left[1 - \frac{\omega^2}{\omega_e^2} - \frac{\omega^2}{\omega_h^2} \frac{1}{1 + 4\zeta_h^2} - \frac{\omega^2}{\omega_r^2} \frac{1}{1 + 4\zeta_r^2} + 12 \left[\zeta_e' + \frac{\omega^2}{\omega_h^2} \frac{\zeta_h - \zeta_e'}{1 + 4\zeta_h^2} + \frac{\omega^2}{\omega_r^2} \frac{\zeta_r - \zeta_e'}{1 + 4\zeta_r^2} \right] \right]^{-1} \quad (23)$$

Procediendo de manera similar a cuando se desprecian los términos de amortiguamiento de segundo orden, se tiene que la frecuencia efectiva de la estructura con base flexible es

$$\frac{1}{\tilde{\omega}_e^2} = \frac{1}{\omega_e^2} + \frac{1}{\omega_h^2} \frac{1}{1 + 4\zeta_h^2} + \frac{1}{\omega_r^2} \frac{1}{1 + 4\zeta_r^2} \quad (24)$$

mientras que el amortiguamiento efectivo de la estructura con base flexible es

$$\tilde{\zeta}_e = \zeta_e \left[\frac{\tilde{\omega}_e}{\omega_e} \right]^3 + \frac{\zeta_h}{1 + 4\zeta_h^2} \left[\frac{\tilde{\omega}_e}{\omega_h} \right]^2 + \frac{\zeta_r}{1 + 4\zeta_r^2} \left[\frac{\tilde{\omega}_e}{\omega_r} \right]^2 \quad (25)$$

Al considerar los términos de amortiguamiento de segundo orden, el periodo del sistema ya no resulta ser adecuado y el amortiguamiento efectivo se subestima drásticamente; el error que se comete tanto en el periodo como en el amortiguamiento crece con la rigidez relativa de la estructura respecto al suelo.

En vista de lo anterior, a partir de la forma del amortiguamiento efectivo se sugirieron expresiones alternativas a fin de encontrar una aproximación satisfactoria, las cuales fueron calibradas con la solución rigurosa que se presenta en el siguiente inciso. De esta manera, la expresión seleccionada fue

$$\tilde{\zeta}_e = \zeta_e \left[\frac{\tilde{\omega}_e}{\omega_e} \right]^3 + \frac{\zeta_h}{1 + 2\zeta_h^2} \left[\frac{\tilde{\omega}_e}{\omega_h} \right]^2 + \frac{\zeta_r}{1 + 2\zeta_r^2} \left[\frac{\tilde{\omega}_e}{\omega_r} \right]^2 \quad (26)$$

la cual es suficientemente aproximada para el rango de rigideces relativas de la estructura respecto al suelo que cubre la mayor parte de situaciones de interés práctico.

Cabe destacar que el periodo efectivo del sistema suelo-estructura definido mediante

$$\tilde{T}_e = \left[T_e^2 + T_h^2 + T_r^2 \right]^{1/2} \quad (27)$$

donde $T_h = 2\pi/\omega_h$ y $T_r = 2\pi/\omega_r$, se debe determinar vía aproximaciones sucesivas. Como primera aproximación, el periodo efectivo se puede estimar usando las rigideces estáticas. Si en lugar de éstas se emplean las rigideces dinámicas evaluadas para la frecuencia fundamental ω_e se mejora la aproximación. Es posible obtener una aproximación aún mejor si el periodo efectivo se calcula mediante iteraciones, empezando con ω_e y terminando con la frecuencia efectiva $\tilde{\omega}_e$.

En cambio, el amortiguamiento efectivo del sistema suelo-estructura definido como

$$\tilde{\zeta}_e = \zeta_e \left[\frac{T_e}{\tilde{T}_e} \right]^3 + \frac{\zeta_h}{1 + 2\zeta_h^2} \left[\frac{T_h}{\tilde{T}_e} \right]^2 + \frac{\zeta_r}{1 + 2\zeta_r^2} \left[\frac{T_r}{\tilde{T}_e} \right]^2 \quad (28)$$

se determina directamente considerando que $\omega = \tilde{\omega}_e$ al calcular los amortiguamientos del suelo- ζ_h y ζ_r .

2.2 Periodos y amortiguamientos efectivos rigurosos

Si se considera que el movimiento de campo libre es armónico, $\ddot{x}_0(t) = \ddot{X}_0 e^{i\omega t}$, en el estado estacionario la respuesta del sistema equivalente se expresa como $x_a(t) = X_a e^{i\omega t}$. En consecuencia, la ec.5 se reduce a

$$\left[K_s + i \omega C_s - \omega^2 M_s \right] X_s = - \ddot{X}_0 M_0 \quad (29)$$

En vista de que el sistema equivalente carece de modos naturales clásicos de vibración y las matrices de rigidez y amortiguamiento dependen de la frecuencia de excitación, el periodo y amortiguamiento efectivos del sistema suelo-estructura pueden obtenerse resolviendo directamente la ec.29 a fin de calcular espectros de respuesta en frecuencia como el que se muestra en la fig.3, los cuales tienen como abscisas el periodo de excitación normalizado con respecto al periodo de la estructura con base rígida, T/T_0 , y como ordenadas la pseudoaceleración de la estructura con base flexible normalizada con respecto a la aceleración del terreno, $\omega_s^2 X_s / \ddot{X}_0$. Los espectros de respuesta así obtenidos son realmente las funciones de transferencia del sistema equivalente, definidas por la aceleración total de la estructura con base flexible entre la aceleración del terreno. Las frecuencias y amplificaciones resonantes de estas funciones de transferencia están asociadas con el periodo y amortiguamiento efectivos, respectivamente, de la estructura interactuando con el suelo.

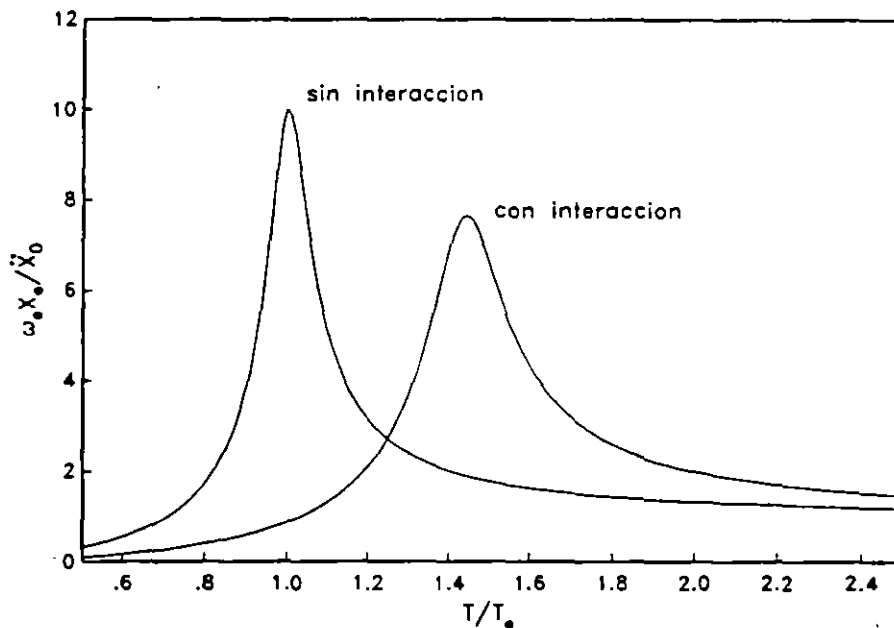


Fig.3 Espectros de respuesta del sistema equivalente con y sin interacción

El periodo y amortiguamiento efectivos pueden interpretarse como los parámetros dinámicos de un oscilador de reemplazo cuyo cortante basal resonante es igual al que se desarrolla en la estructura del sistema equivalente, para la misma excitación armónica estacionaria de la base. Este razonamiento conduce a igualar las pseudoaceleraciones máximas y las frecuencias naturales asociadas del sistema y el oscilador.

Según la ec.19, la magnitud del valor resonante de la pseudoaceleración del oscilador de reemplazo normalizada con respecto a la aceleración del terreno es igual a

$$\frac{\omega_e^2 \tilde{X}_e^{\max}}{\ddot{X}_0} = \frac{1}{2\tilde{\zeta}_e} \quad (30)$$

Igualando esta magnitud con la de la pseudoaceleración correspondiente al pico resonante del espectro de respuesta del sistema equivalente, el amortiguamiento efectivo se determina como

$$\tilde{\zeta}_e = \frac{1}{2} \frac{\ddot{X}_0}{\omega_e^2 \tilde{X}_e^{\max}} \quad (31)$$

Mientras que el periodo efectivo simplemente es igual al periodo de excitación correspondiente a la posición del pico resonante del espectro de respuesta.

Con este enfoque (Veletsos, 1977), los espectros de respuesta en frecuencia para el sistema equivalente y el oscilador de reemplazo concuerdan en un amplio rango de frecuencias de excitación en ambos lados del periodo de resonancia. Esto sugiere que para movimiento sísmico las respuestas máximas del sistema y del oscilador serán parecidas, ya que la excitación transitoria se puede tratar como una combinación lineal de movimientos estacionarios con diferentes periodos y amplitudes, y porque los componentes de excitación con periodo

semejante al resonante son los que producen la mayor respuesta.

2.3 Calibración de la solución aproximada con respecto a la rigurosa

Con objeto de calibrar la solución aproximada con respecto a la rigurosa, en las figs.4 y 5 se muestran variaciones del periodo y amortiguamiento efectivos, respectivamente, calculados con las técnicas rigurosa (línea continua) y aproximada (línea discontinua) para sistemas suelo-estructura cuyos parámetros característicos son: $\bar{m} = 0.2$, $\bar{J} = 0.05$, $\bar{\rho} = 0.15$, $\zeta_s = \zeta_e = 0.05$, $\nu_s = 0.45$, $\bar{h}_s = 5$, $\bar{d} = 0.25$ y $\bar{h}_e = 1$ y 5; el significado de cada una de estas cantidades se presenta en el siguiente inciso. Estos resultados se calcularon empleando funciones de impedancia aproximadas (Avilés y Pérez-Rocha, 1992), sin que por ello se pierda generalidad en las conclusiones.

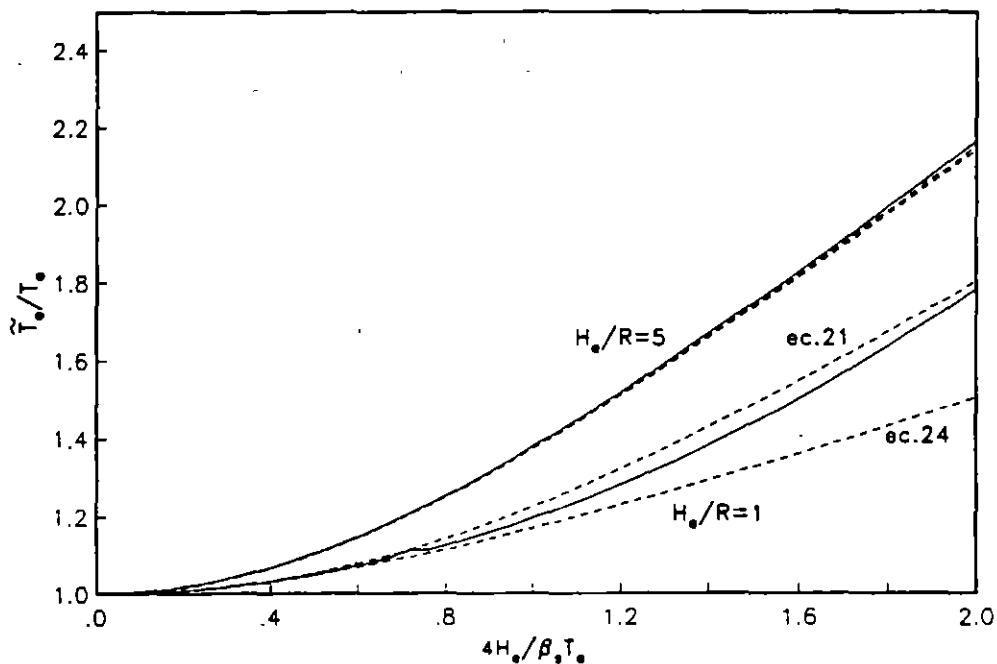


Fig.4 Periodos efectivos aproximados (---) y rigurosos (—) para un sistema suelo-estructura típico

Con base en resultados similares se llegó a la conclusión de que las aproximaciones para el periodo y amortiguamiento efectivos resultan ser

adecuadas para aquellos sistemas suelo-estructura cuya rigidez relativa de la estructura respecto al suelo es $4H_e/\beta_s T_e < 2$. Asimismo, se encontró que los efectos de la interacción inercial en el periodo y amortiguamiento son despreciables cuando el contraste de rigidez entre la estructura y el suelo es $4H_e/\beta_s T_e < 0.2$.

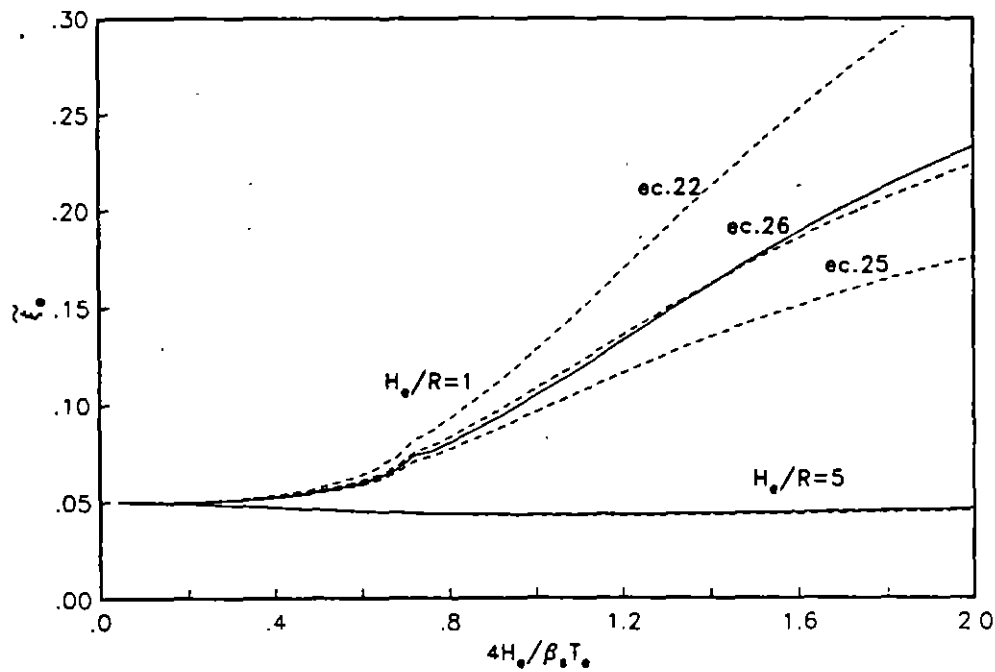


Fig.5 Amortiguamientos efectivos aproximados (---) y rigurosos (—) para un sistema suelo-estructura típico

3. PARAMETROS CARACTERISTICOS DE LA INTERACCION

La interacción inercial depende de numerosos parámetros tanto del suelo como de la estructura. Para fines de aplicación práctica es conveniente identificar los parámetros adimensionales que son característicos de los sistemas suelo-estructura, así como conocer la importancia y los rangos de variación de cada uno de ellos. En lo que sigue se especifican tales parámetros y se fijan los valores adecuados a fin de determinar periodos y amortiguamientos efectivos de utilidad en el diseño.

Los efectos de la interacción inercial en el periodo y amortiguamiento

se encuentran controlados por los parámetros característicos que se indican a continuación:

1. Relación de masas entre la cimentación y la estructura, definida como

$$\tilde{m} = \frac{M_c}{M_e} \quad (32)$$

la cual generalmente varía entre 0.1 y 0.3. Este parámetro prácticamente no influye en la respuesta de sistemas suelo-estructura, como se observa en la fig.6, de suerte que al despreciarlo se introducen errores insignificantes; sin embargo, se considerará el valor intermedio $\tilde{m} = 0.2$.

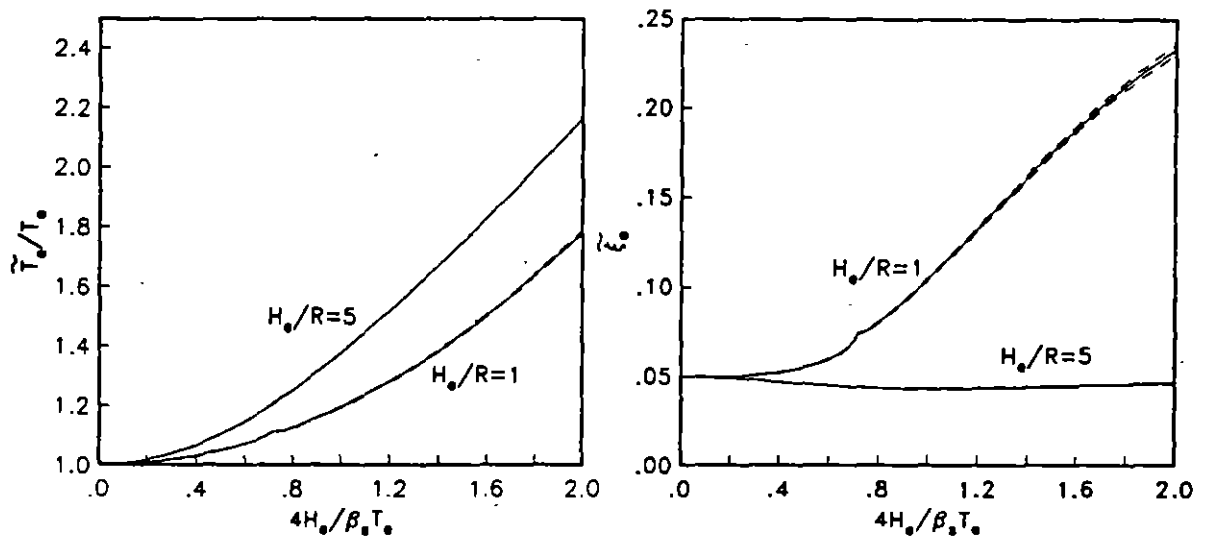


Fig.6 Influencia de la relación de masas en el período y amortiguamiento efectivos; $\tilde{m} = 0$ (---), 0.2 (—) y 0.4 (---)

2. Relación de momentos de inercia de masa entre la cimentación y la estructura, definida por

$$\bar{j} = \frac{J_c}{M_e (H_e + D)^2} \quad (33)$$

cuyos valores son en general menores que 0.1. Ya que este parámetro tampoco influye significativamente en la respuesta de sistemas suelo-estructura, como se observa en la fig.7, se considerará el valor $\bar{j} = 0.05$.

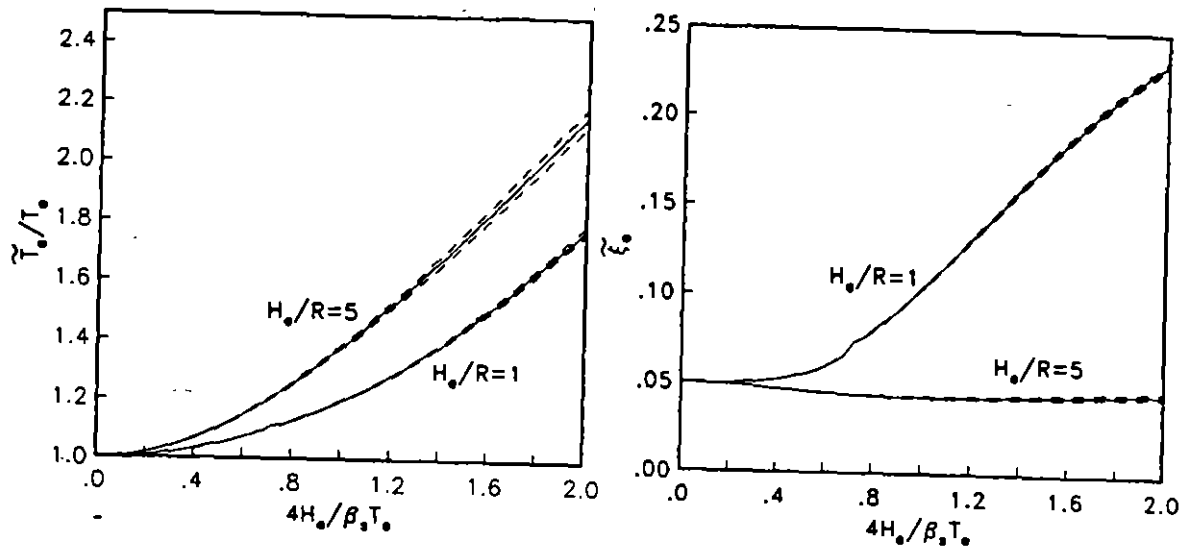


Fig.7 Influencia de la relación de momentos de inercia en el periodo y amortiguamiento efectivos; $\bar{j} = 0$ (---), 0.05 (—) y 0.1 (- - -)

3. Densidad relativa de la estructura respecto al suelo, definida como

$$\bar{\rho} = \frac{M_e}{\rho_s \pi R^2 H_e} \quad (34)$$

la cual generalmente varia entre 0.1 y 0.2. La variación de este parámetro tiene poca influencia en la respuesta de sistemas suelo-estructura, como se observa en la fig.8, por lo que se considerará el valor intermedio $\bar{\rho} = 0.15$.

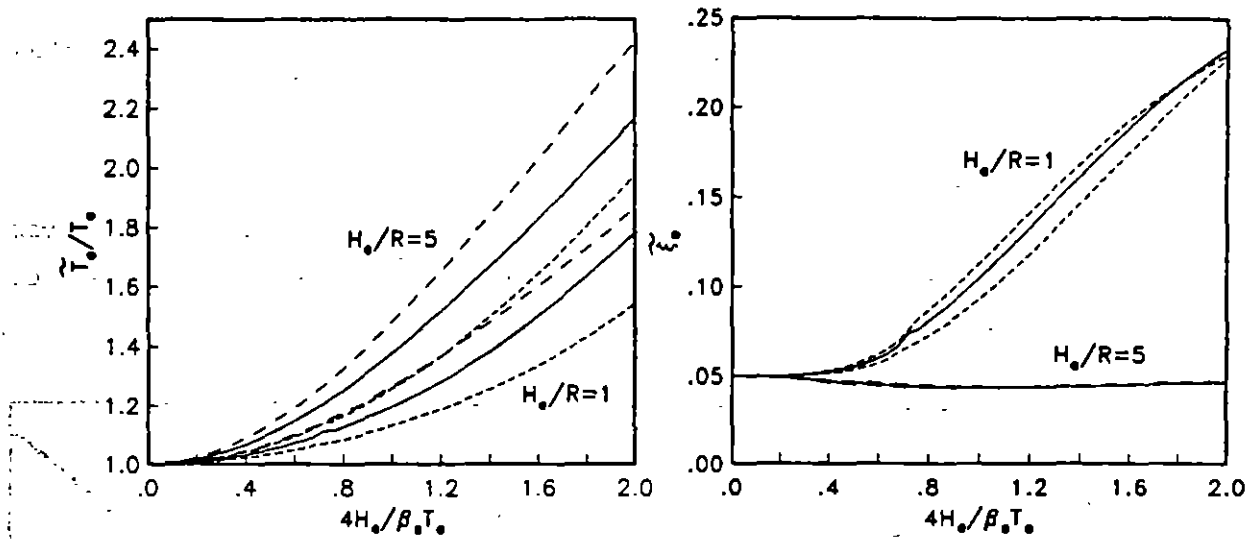


Fig.8 Influencia de la densidad relativa en el periodo y amortiguamiento efectivos; $\bar{\rho} = 0.1$ (---), 0.15 (—) y 0.2 (- - -)

4. Coeficientes de amortiguamiento del suelo y la estructura, ζ_s y ζ_e . La influencia del amortiguamiento en la respuesta de sistemas suelo-estructura es determinante. Aunque su rango de variación está comprendido normalmente entre el 2 y 10 por ciento, tanto para el suelo como para la estructura usualmente se utiliza en la práctica un valor típico de 5 por ciento.
5. Relación de Poisson del suelo, ν_s . La respuesta de sistemas suelo-estructura depende significativamente de este parámetro. Los valores típicos que comúnmente se emplean en la práctica son $1/3$ para suelos granulares, 0.45 para suelos plásticos y $1/2$ para arcillas saturadas.
6. Profundidad relativa del depósito de suelo, dada por

$$\tilde{h}_s = \frac{H_s}{R} \quad (35)$$

Los efectos de sitio en la interacción inercial son parcialmente

función de este parámetro. Por su importancia, se considerarán los valores $\tilde{h}_e = 2, 3, 4, 5, 6, 8$ y 10 .

7. Profundidad de desplante relativa de la cimentación, dada por

$$\tilde{d} = \frac{D}{R} \quad (36)$$

El alargamiento del periodo y el aumento del amortiguamiento de estructuras con base flexible son función decreciente de este parámetro. Por su importancia, se considerarán los valores $\tilde{d} = 0, 1/4, 1/2, 3/4$ y 1 .

8. Relación de esbeltez de la estructura, definida como

$$\tilde{h}_e = \frac{H_e}{R} \quad (37)$$

cuya influencia en la respuesta de sistemas suelo-estructura es fundamental. El periodo efectivo es función creciente de este parámetro, mientras que el amortiguamiento efectivo es función decreciente. En virtud de su importancia, se considerarán los valores $\tilde{h}_e = 1, 2, 3, 4$ y 5 .

9. Rigidez relativa de la estructura respecto al suelo, definida como

$$\tilde{r} = \frac{4 H_e}{\beta \cdot I} \quad (38)$$

Con este parámetro se mide la importancia de la interacción inercial. Por ello, se presentarán resultados que cubren el intervalo $0 \leq \tilde{r} \leq 2$ en el que caen la mayor parte de los sistemas suelo-estructura reales.

4. COMPENDIO DE PERIODOS Y AMORTIGUAMIENTOS EFECTIVOS

Aplicando la solución rigurosa para la determinación del periodo y amortiguamiento efectivos de estructuras con base flexible y utilizando las tablas de rigideces dinámicas de cimentaciones que se reportan en el trabajo de Avilés y Pérez-Rocha (1992), se elaboró un compendio de periodos y amortiguamientos efectivos de sistemas suelo-estructura que son de gran utilidad cuando se recurre a los métodos estático y dinámico de análisis sísmico para evaluar los efectos de la interacción inercial en el modo fundamental.

Los resultados que se presentan están en función de los parámetros adimensionales que se identificaron como los característicos de los sistemas suelo-estructura. Los valores considerados pretenden cubrir el intervalo de interés en las aplicaciones prácticas. Para valores intermedios vale interpolar linealmente.

Considerando que $\bar{m} = 0.2$, $\bar{j} = 0.05$, $\bar{\rho} = 0.15$ y $\zeta_g = \zeta_e = 0.05$, en las figs. 1.j (i = 1-3; j = 1-7) se presentan periodos y amortiguamientos efectivos de sistemas suelo-estructura para los siguientes valores: $v_g = 1/3$ (i=1), 0.45(i=2) y 1/2(i=3) y $\bar{h}_g = 2$ (j=1), 3(j=2), 4(j=3), 5(j=4), 6(j=5), 8(j=6) y 10(j=7). En cada figura se muestran resultados para $\bar{d} = 0, 1/4, 1/2, 3/4$ y 1 y $\bar{h}_e = 1, 2, 3, 4$ y 5, así como para las dos condiciones de frontera extremas que se pueden presentar en la interfaz suelo-cimentación: contacto de la pared lateral del cimiento con el suelo total y nulo. Los periodos efectivos de la estructura con base flexible están normalizados con el periodo fundamental de la estructura con base rígida en cuestión. En los amortiguamientos efectivos, la curva inferior corresponde a $\bar{h}_e = 5$ mientras que la superior a $\bar{h}_e = 1$; lo contrario sucede con los periodos efectivos.

5. RECONOCIMIENTOS

Se agradece a E Rosenblueth la revisión crítica del manuscrito y sus valiosas sugerencias. Este trabajo fue patrocinado parcialmente por el

Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología y la Secretaría General de Obras del Departamento del Distrito Federal.

6. REFERENCIAS

Avilés J y Pérez-Rocha E (1992), "Resortes y amortiguadores equivalentes del suelo", *Boletín del Centro de Investigación Sísmica*, Fundación Javier Barros Sierra, Vol. 2, No. 1.

Clough R W y Penzien J (1975), *Dynamics of Structures*, McGraw-Hill, Inc., Nueva York.

Rosenblueth E y Reséndiz D (1988), "Disposiciones reglamentarias de 1987 para tener en cuenta interacción dinámica suelo-estructura", *Series del Instituto de Ingeniería*, No. 509.

Veletsos A S (1977), "Dynamics of structure-foundation systems", *Structural and Geotechnical Mechanics*, Ed. W J Hall, Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, Nueva Jersey.

Wolf J P (1985), *Dynamic Soil-Structure Interaction*, Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, Nueva Jersey.

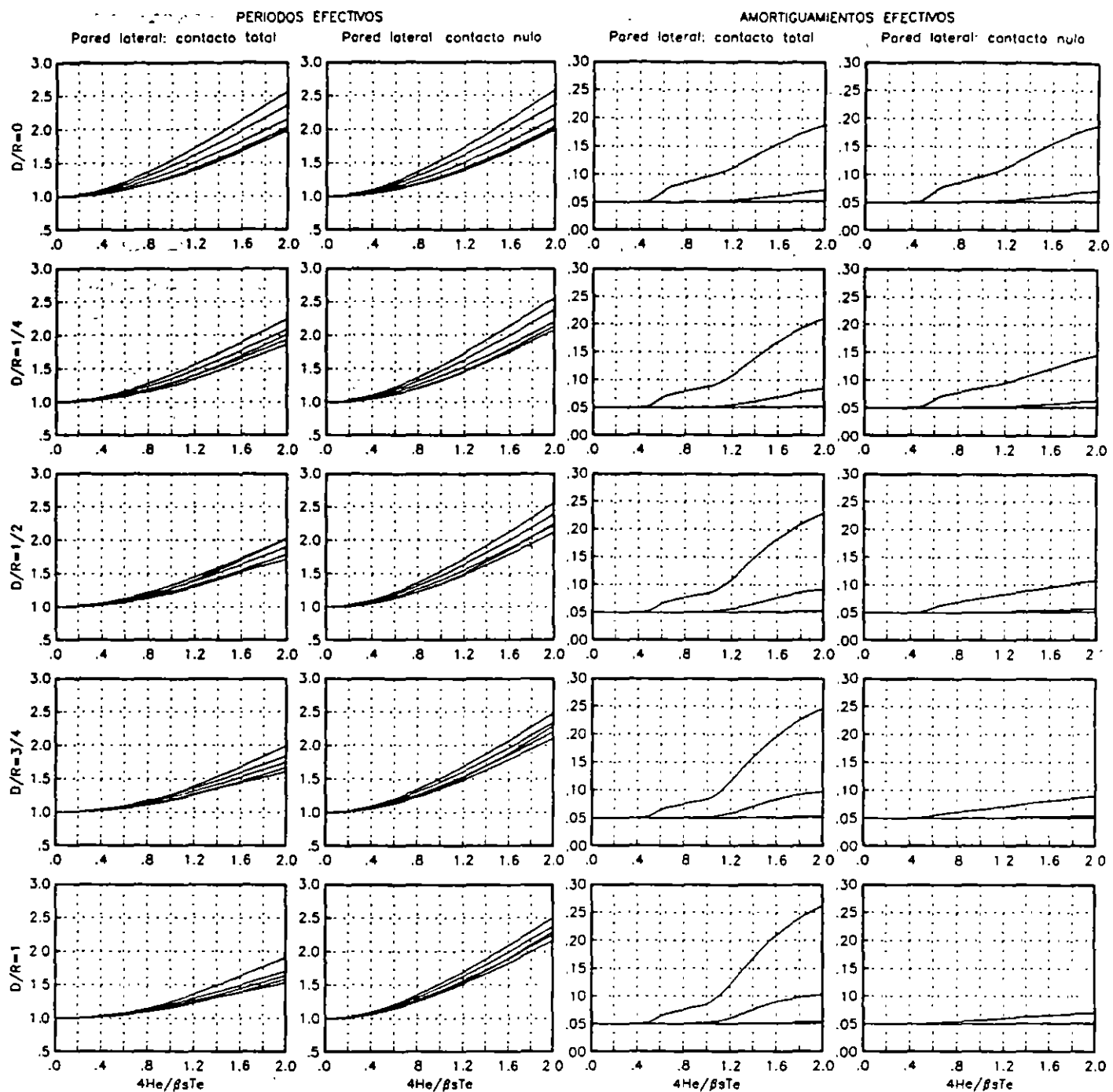


FIG. 1.1 - PERIODOS Y AMORTIGUAMIENTOS EFECTIVOS DE SISTEMAS SUELO ESTRUCTURA.

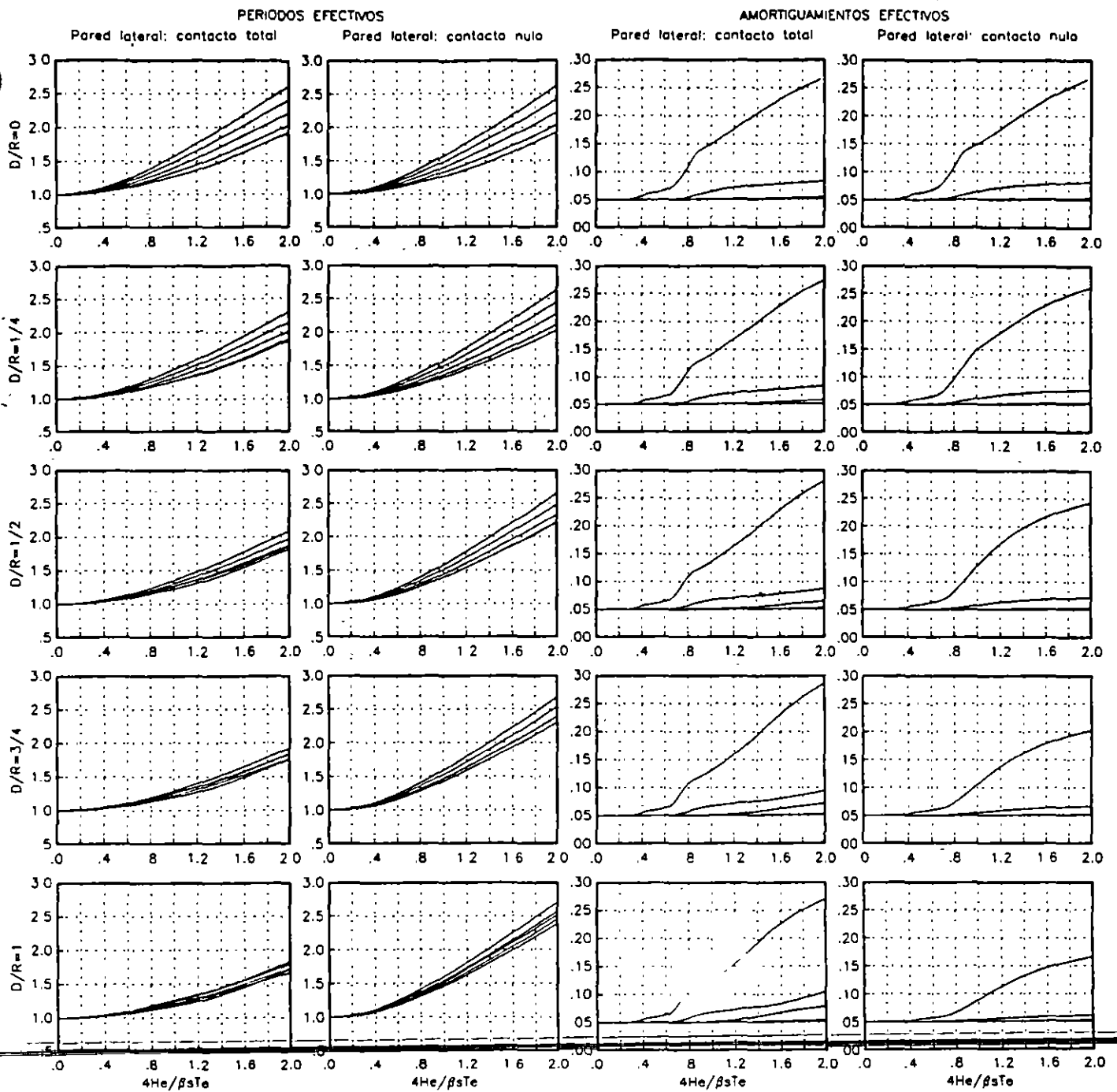


FIG.1.2 PERIODOS Y AMORTIGUAMIENTOS EFECTIVOS DE SISTEMAS SUELO ESTRUCTURA

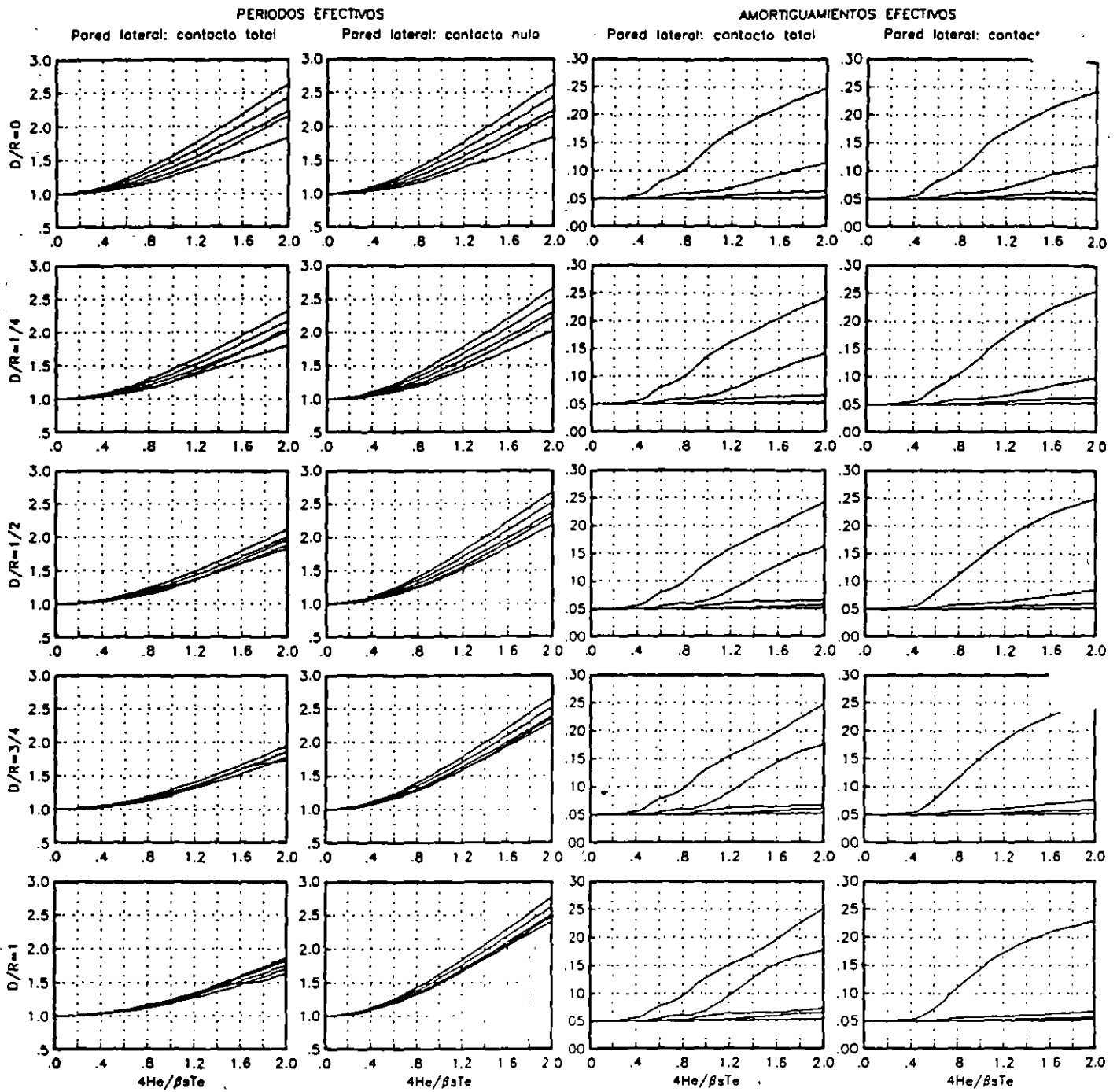


FIG. 1.3 PERIODOS Y AMORTIGUAMIENTOS EFECTIVOS DE SISTEMAS SUELO ESTRUCTURA

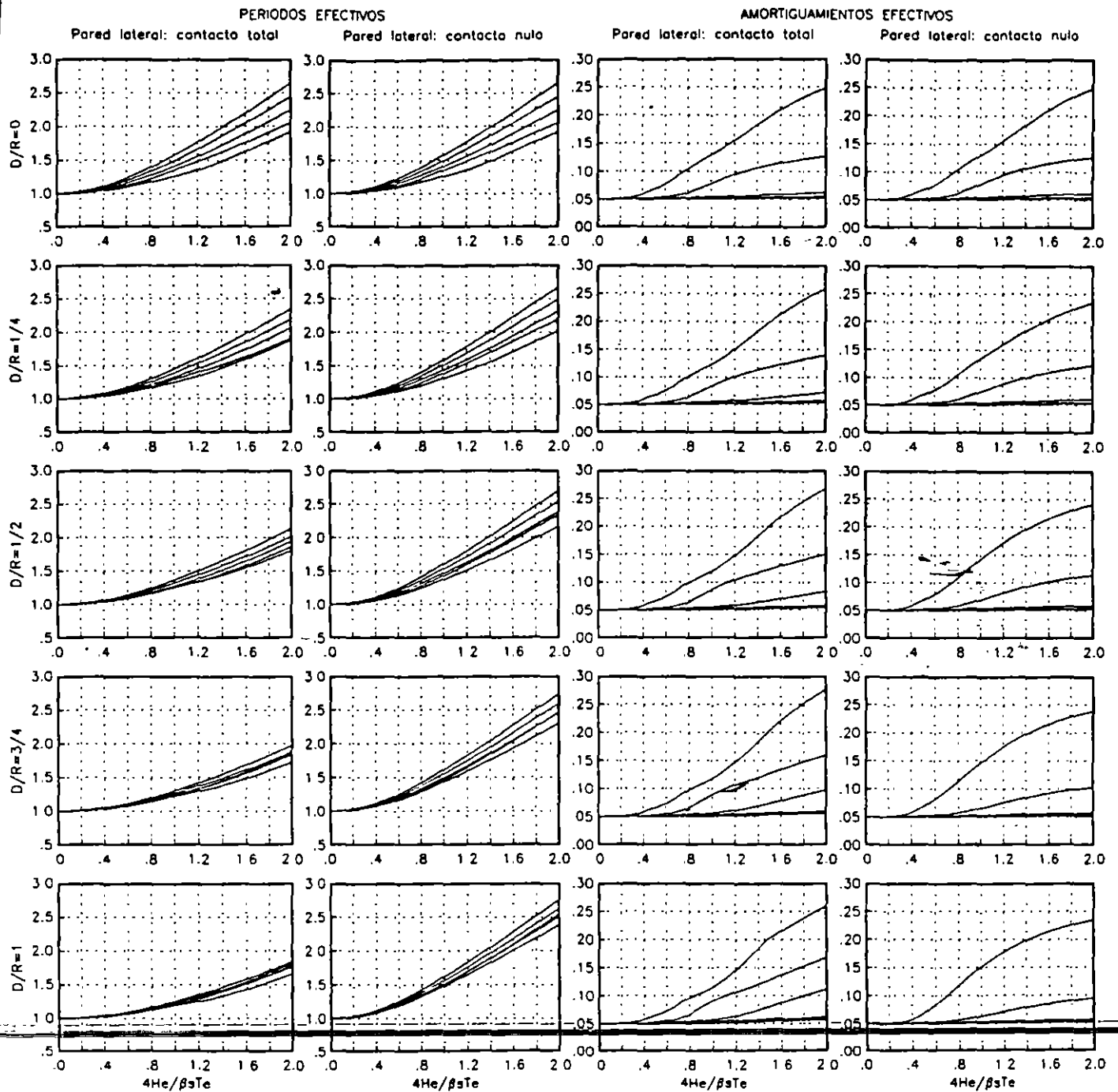


FIG. 1.4 PERIODOS Y AMORTIGUAMIENTOS EFECTIVOS DE SISTEMAS SUELO ESTRUCTURA

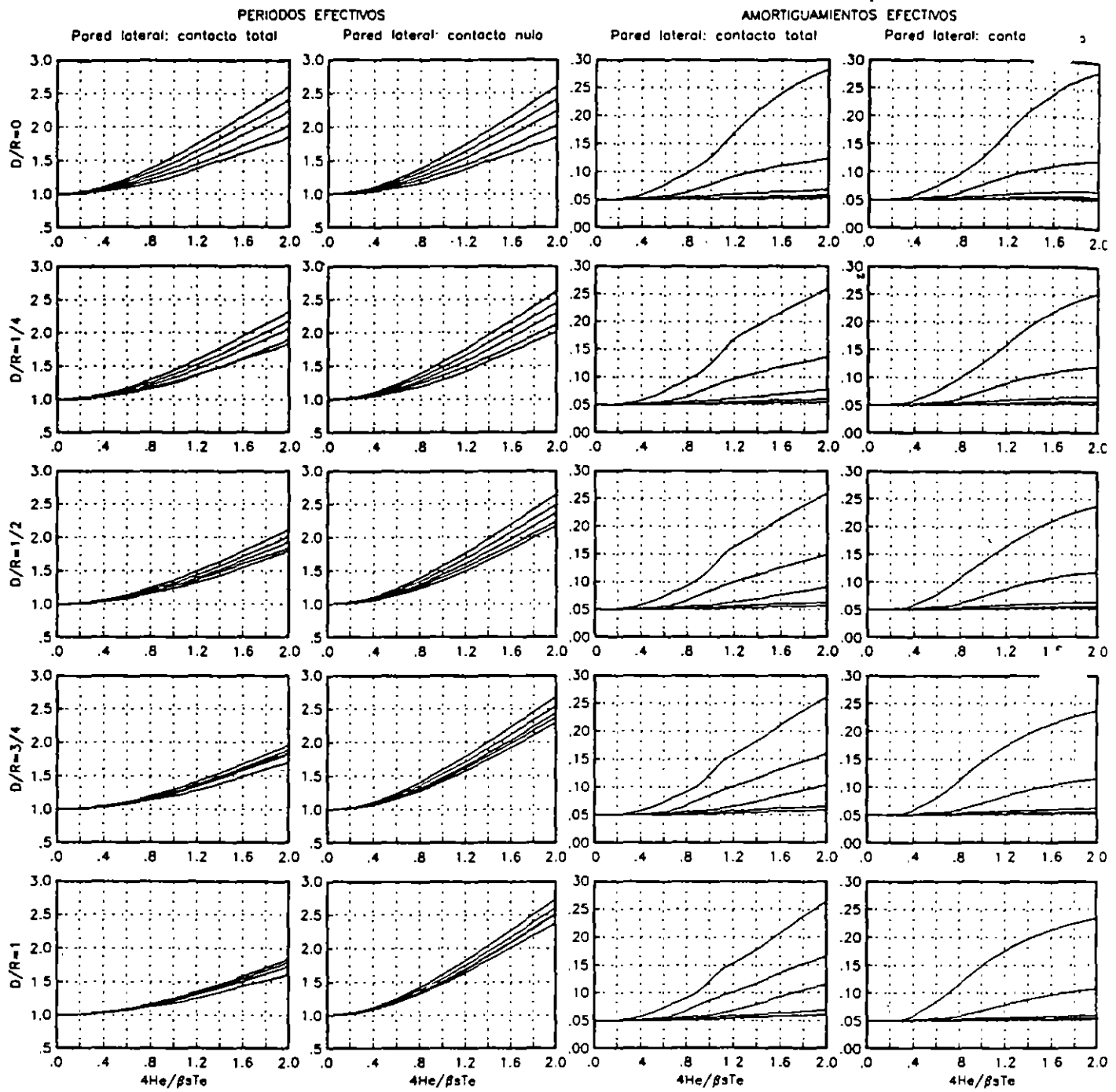


FIG. 1.5 PERIODOS Y AMORTIGUAMIENTOS EFECTIVOS DE SISTEMAS SUELO ESTRUCTURA

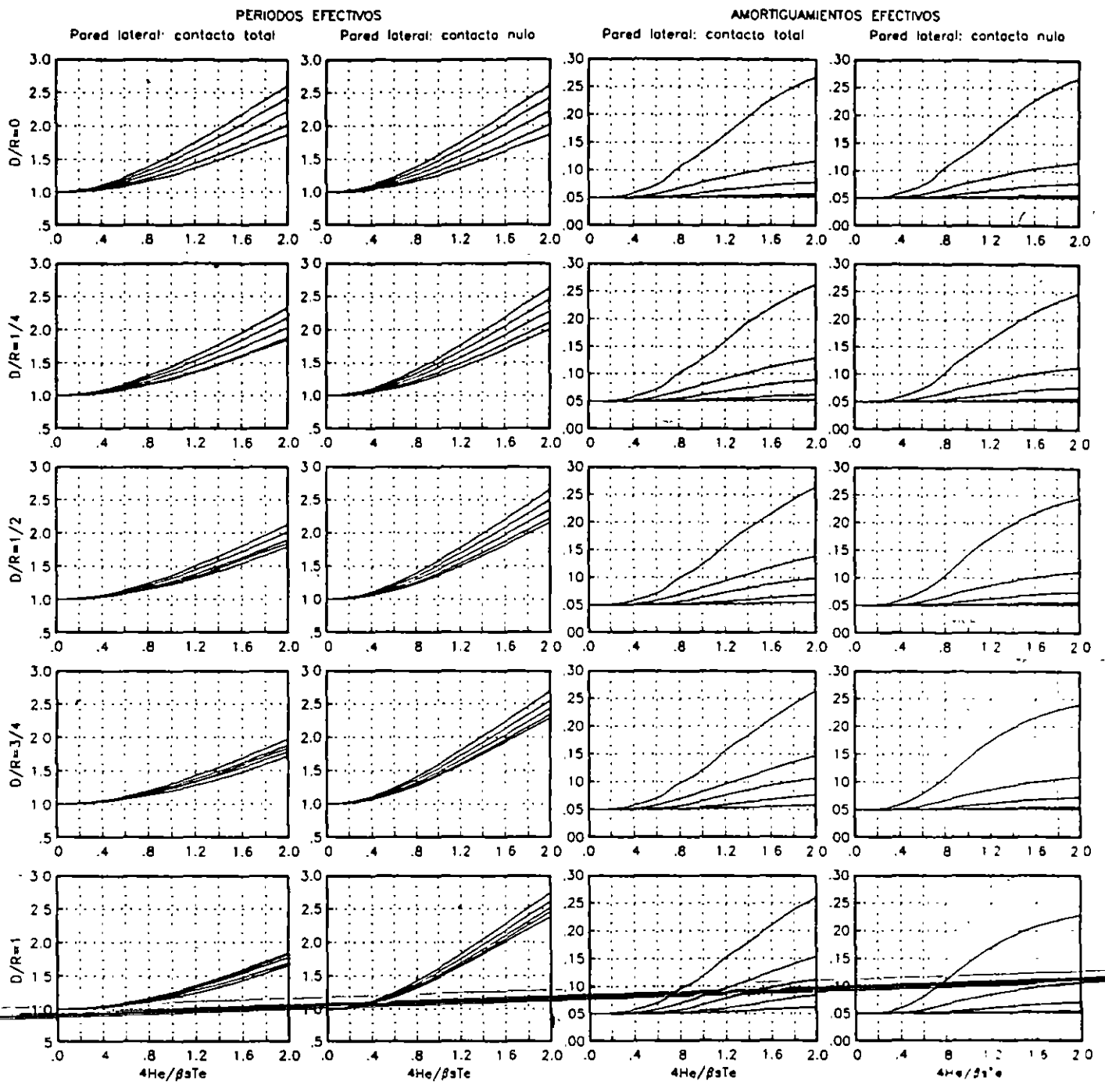


FIG.1.6. PERIODOS Y AMORTIGUAMIENTOS EFECTIVOS DE SISTEMAS SUELO ESTRUCTURA

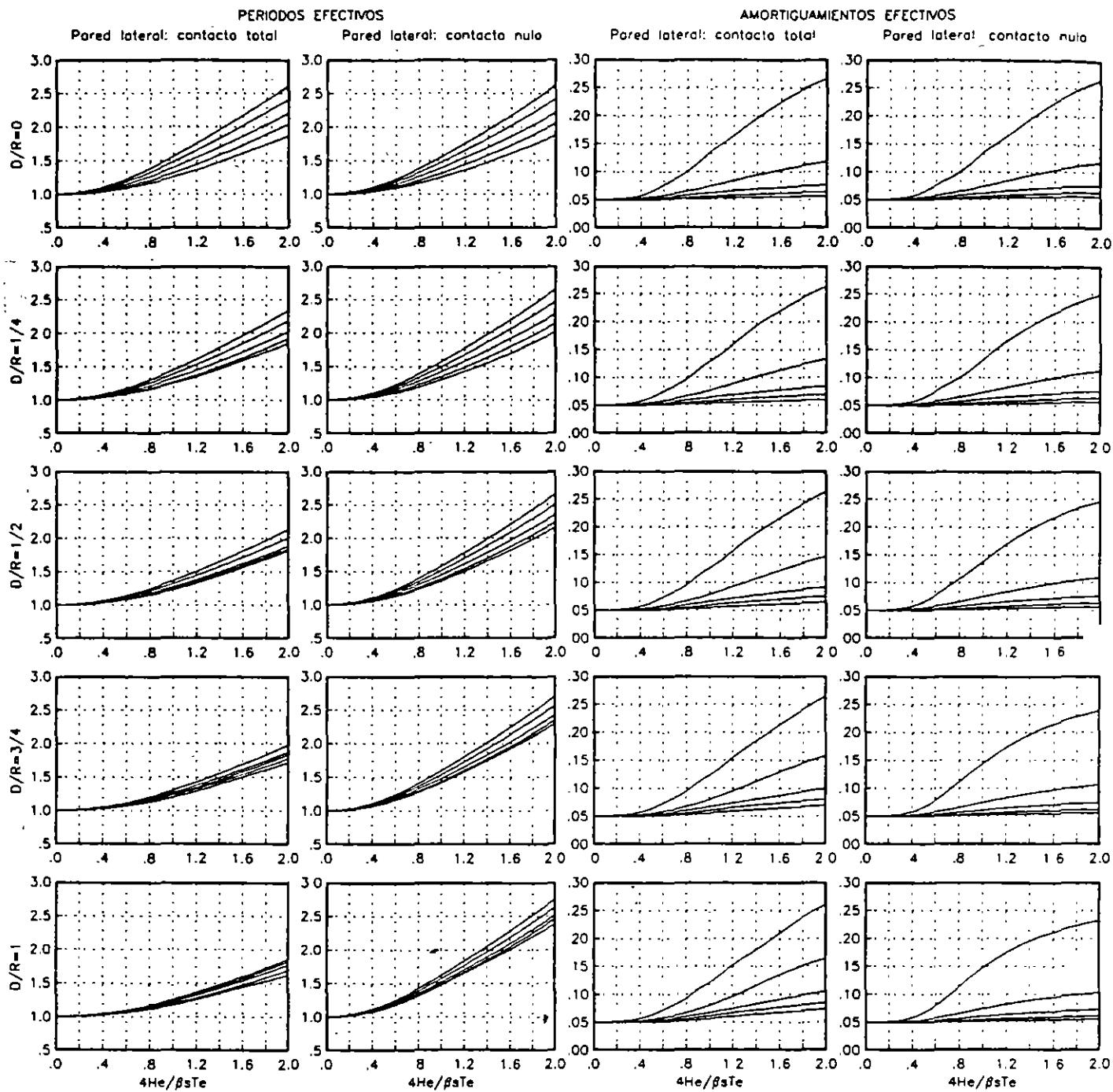


FIG.1.7 PERIODOS Y AMORTIGUAMIENTOS EFECTIVOS DE SISTEMAS SUELO ESTRUCTURA

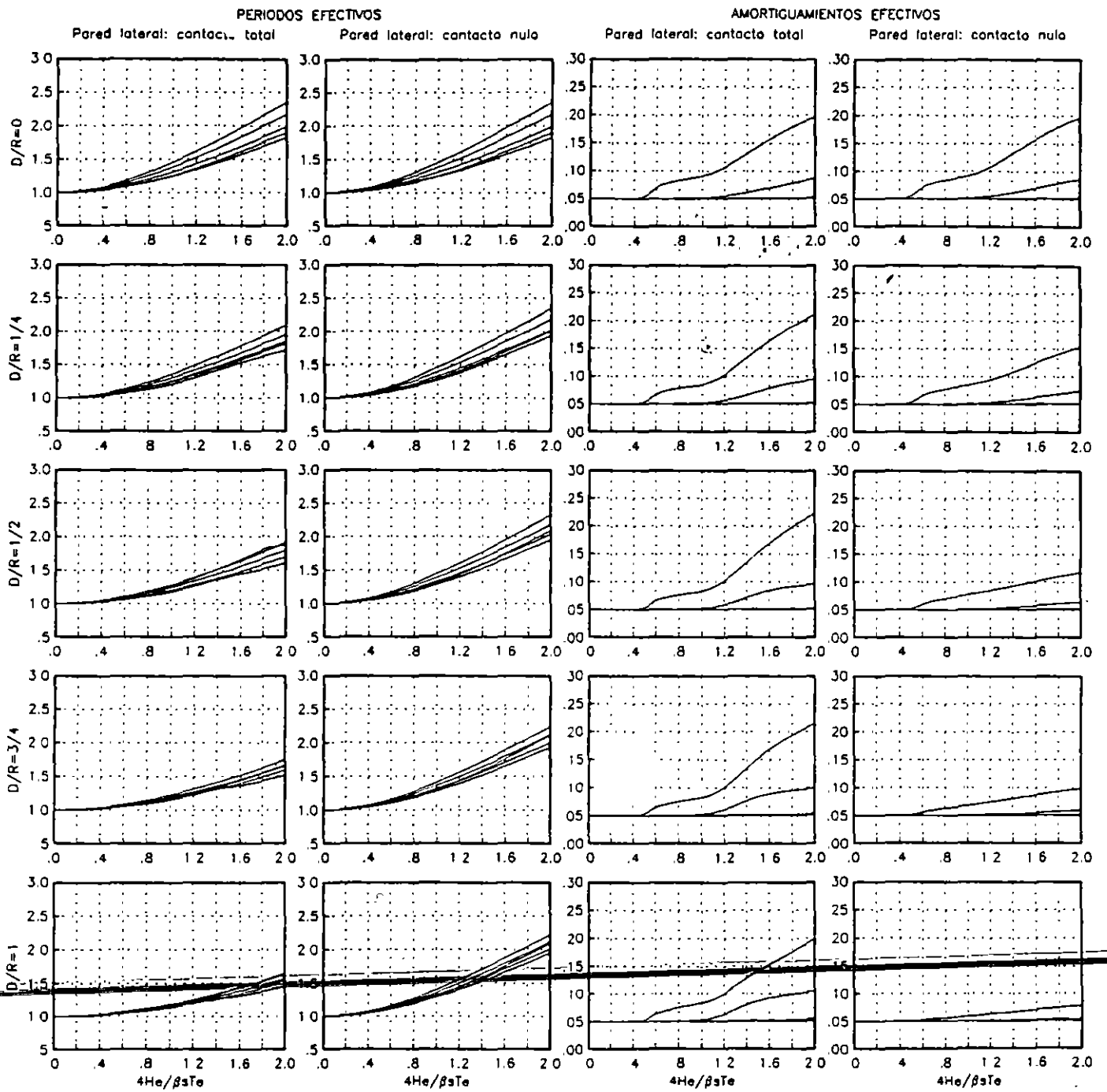


FIG. 2:1 PERIODOS Y AMORTIGUAMIENTOS EFECTIVOS DE SISTEMAS SUELO ESTRUCTURA

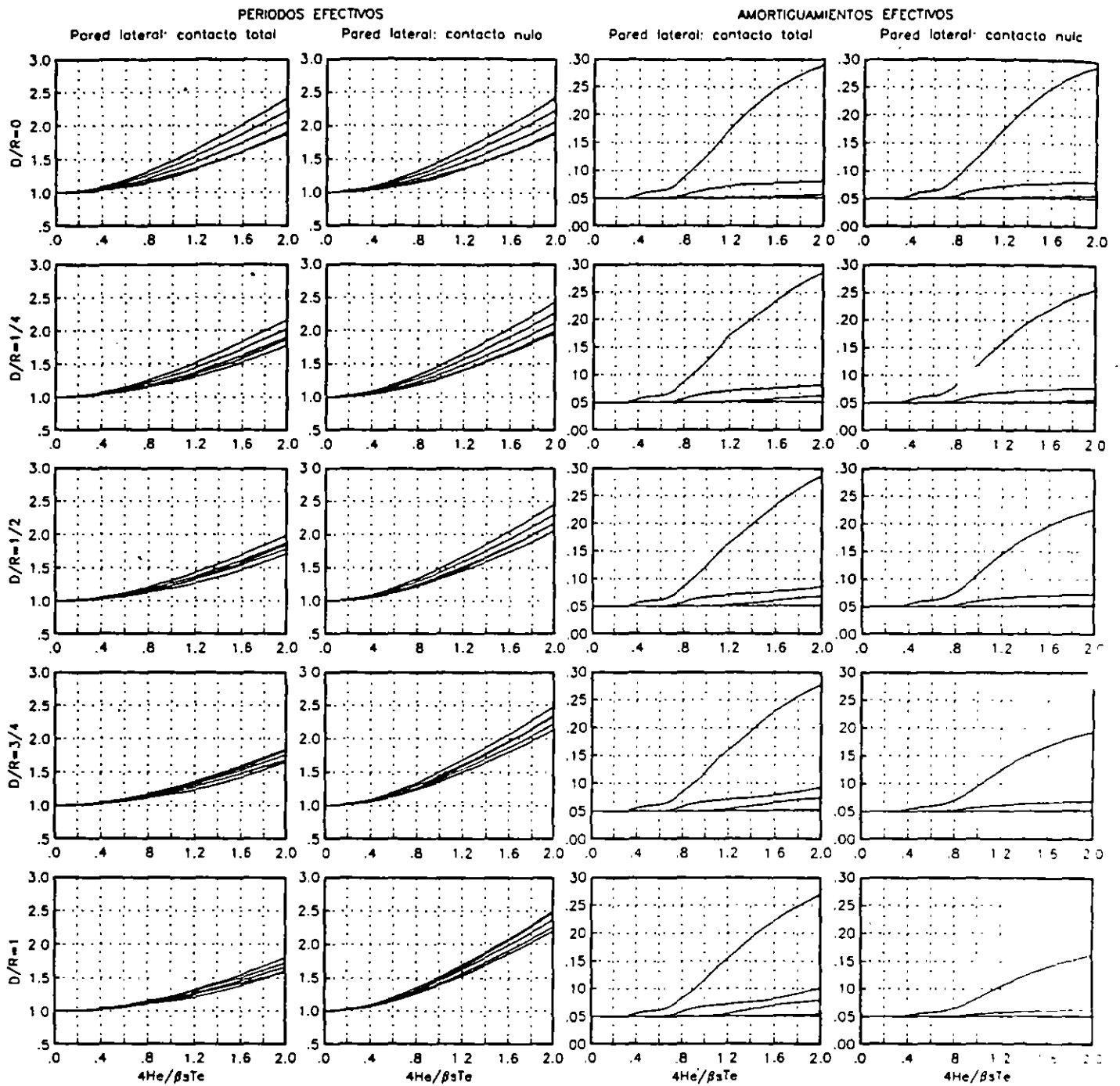


FIG. 2.2 PERIODOS Y AMORTIGUAMIENTOS EFECTIVOS DE SISTEMAS SUELO ESTRUCTURA

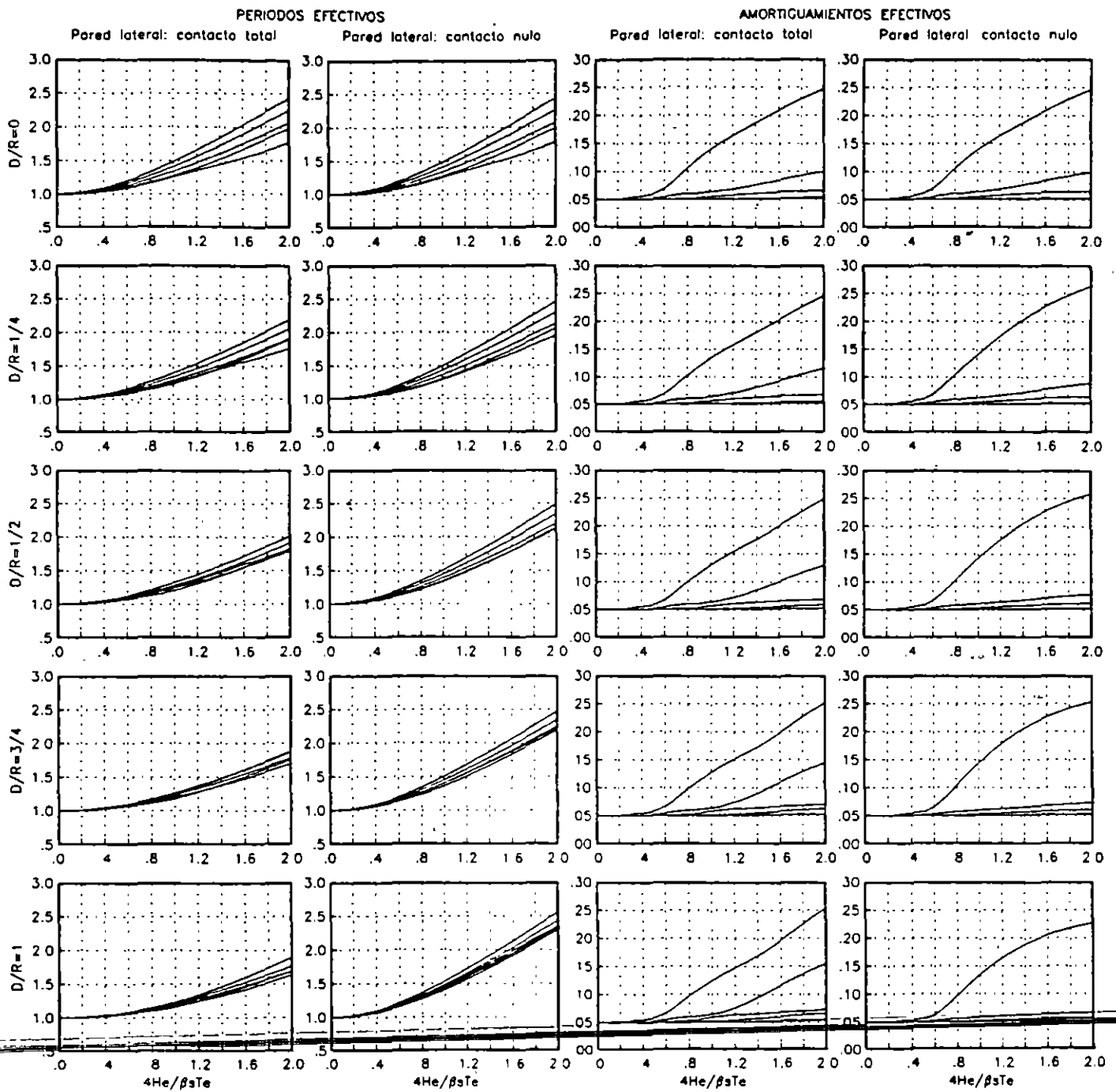


FIG. 2.3 PERIODOS Y AMORTIGUAMIENTOS EFECTIVOS DE SISTEMAS SUELO ESTRUCTURA

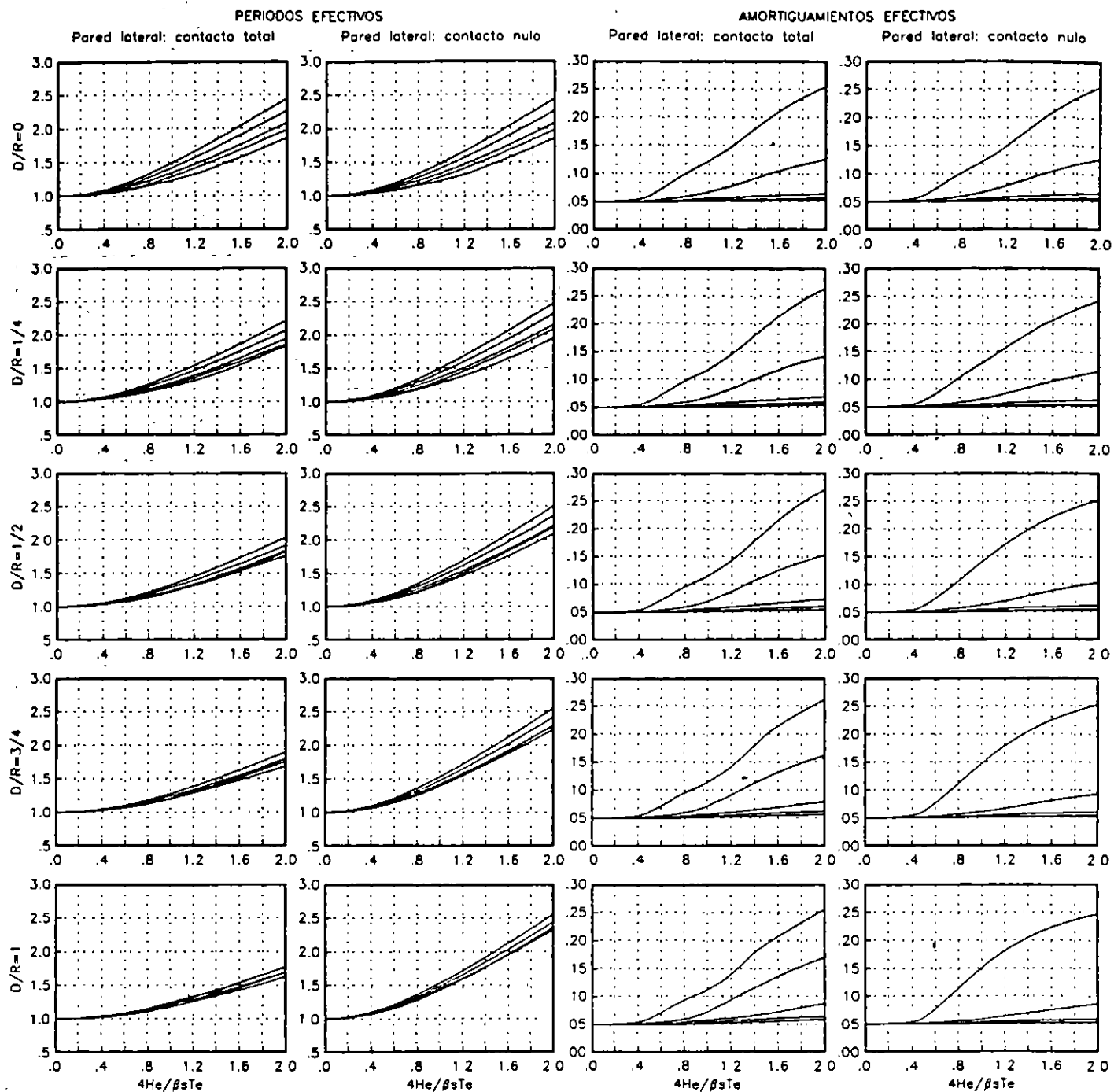


FIG. 2.4 PERIODOS Y AMORTIGUAMIENTOS EFECTIVOS DE SISTEMAS SUELO ESTRUCTURA

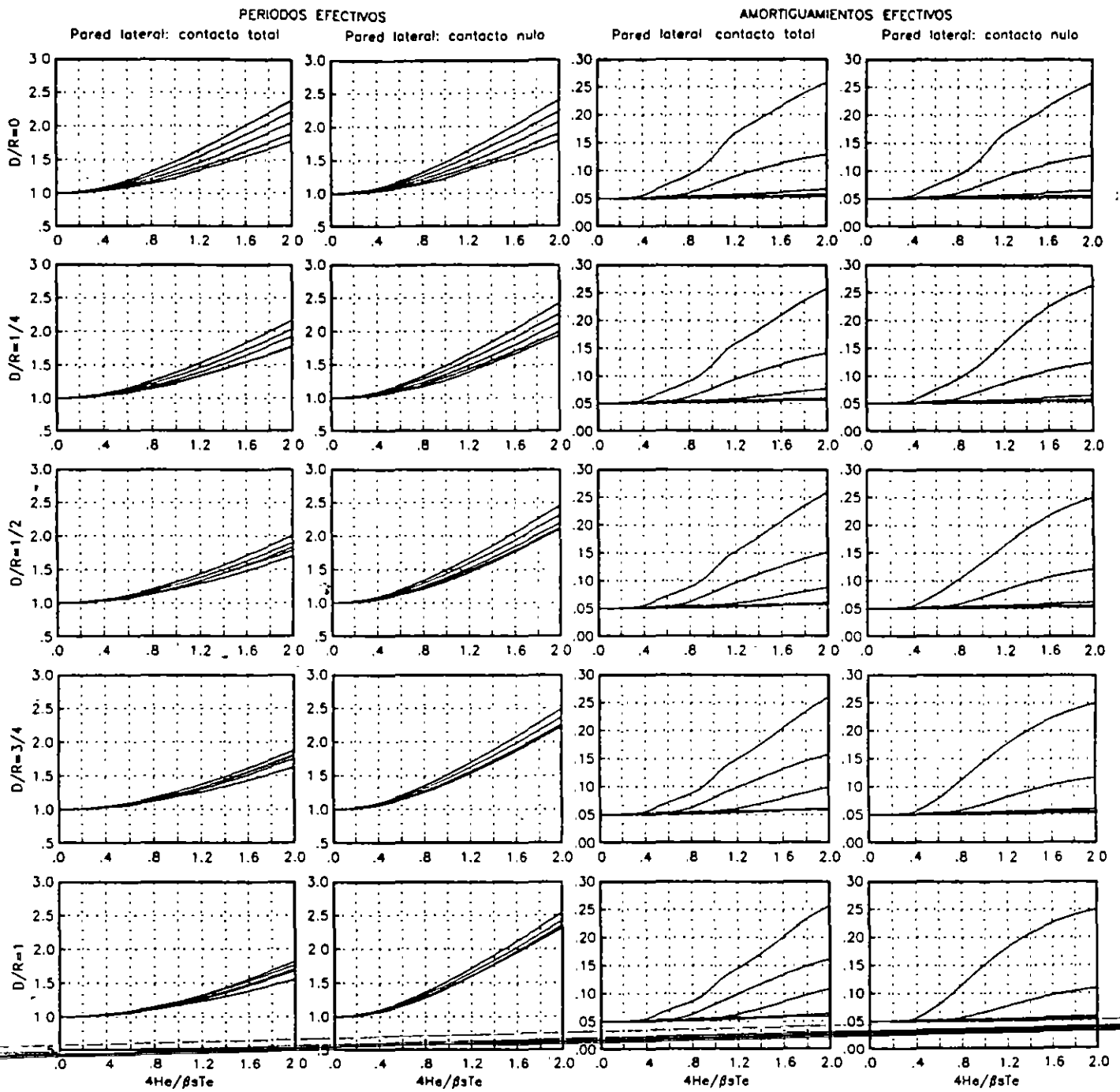


FIG.2.5 PERIODOS Y AMORTIGUAMIENTOS EFECTIVOS DE SISTEMAS SUELO ESTRUCTURA

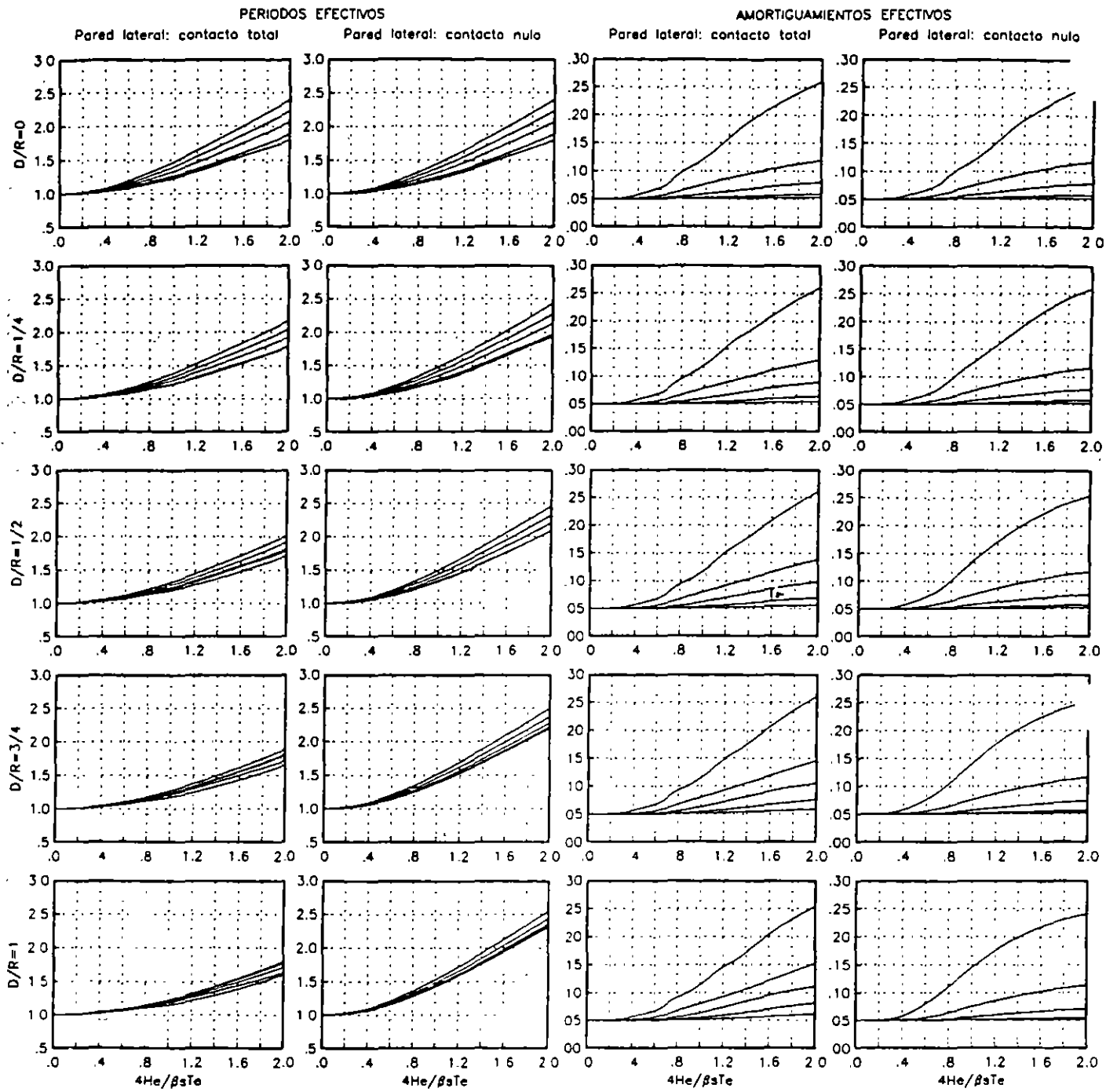


FIG.2.6 PERIODOS Y AMORTIGUAMIENTOS EFECTIVOS DE SISTEMAS SUELO ESTRUCTURA

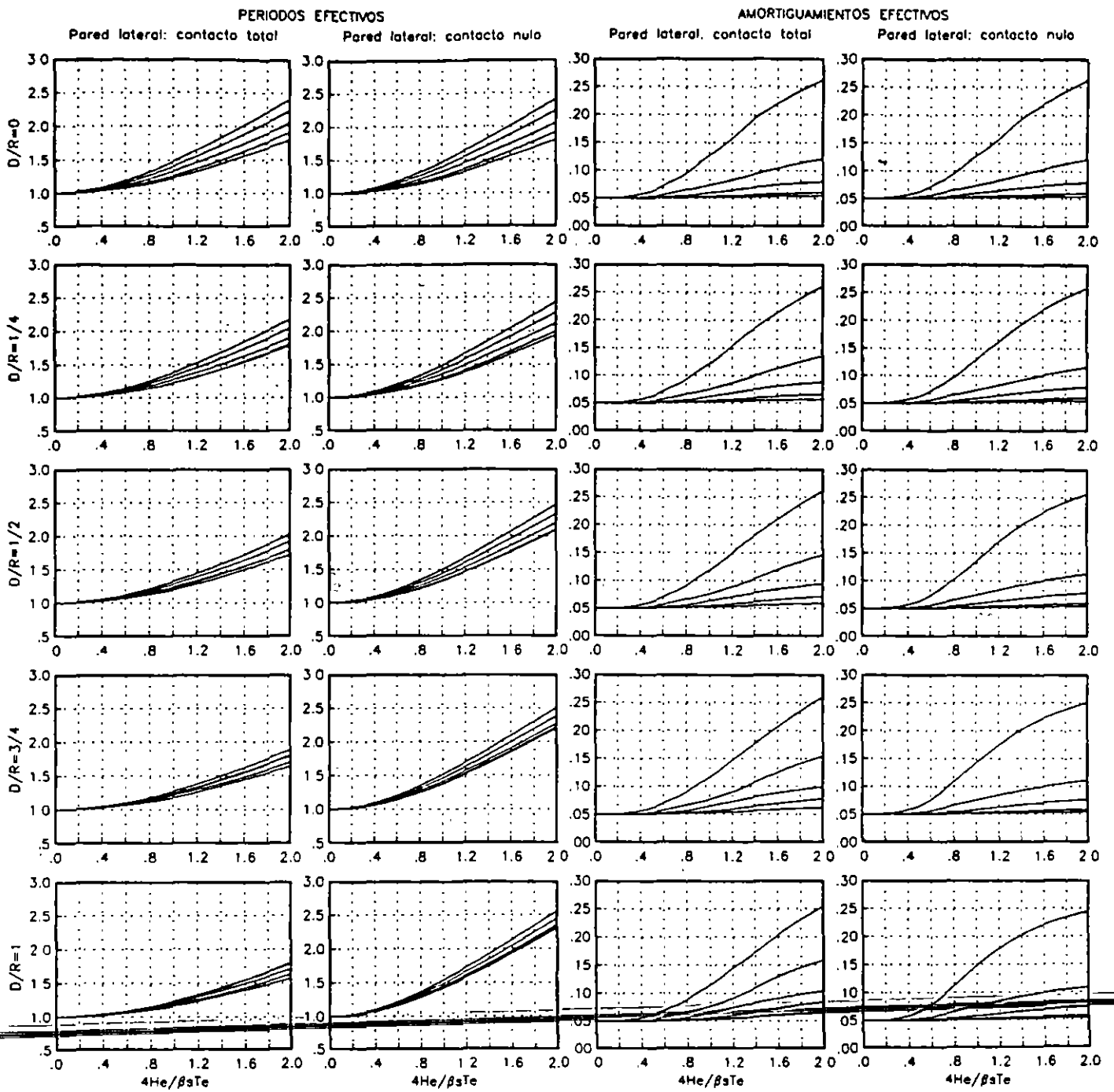


FIG. 2.7 PERIODOS Y AMORTIGUAMIENTOS EFECTIVOS DE SISTEMAS SUELO ESTRUCTURA

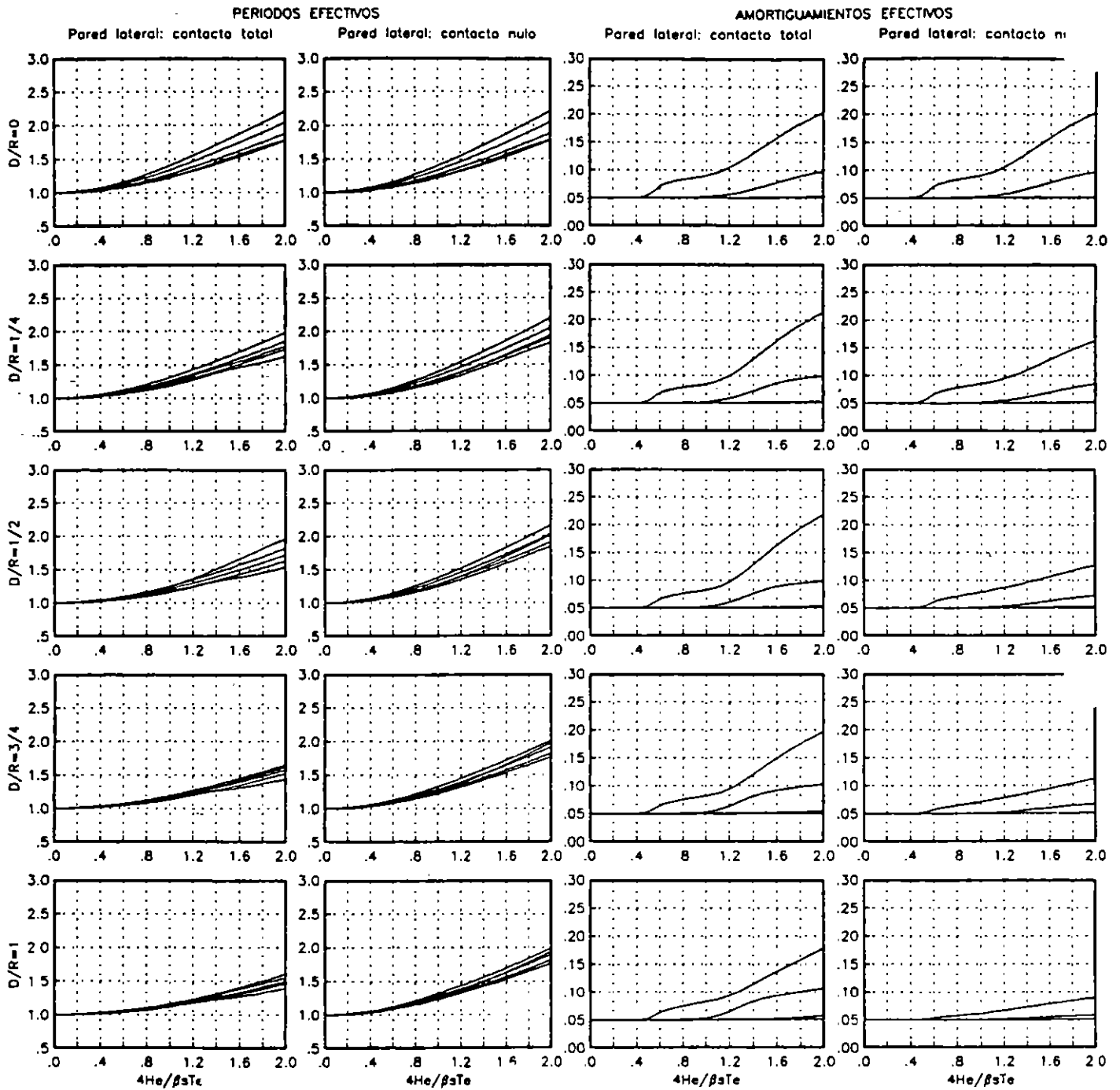


FIG. 3.1 PERIODOS Y AMORTIGUAMIENTOS EFECTIVOS DE SISTEMAS SUELO ESTRUCTURA

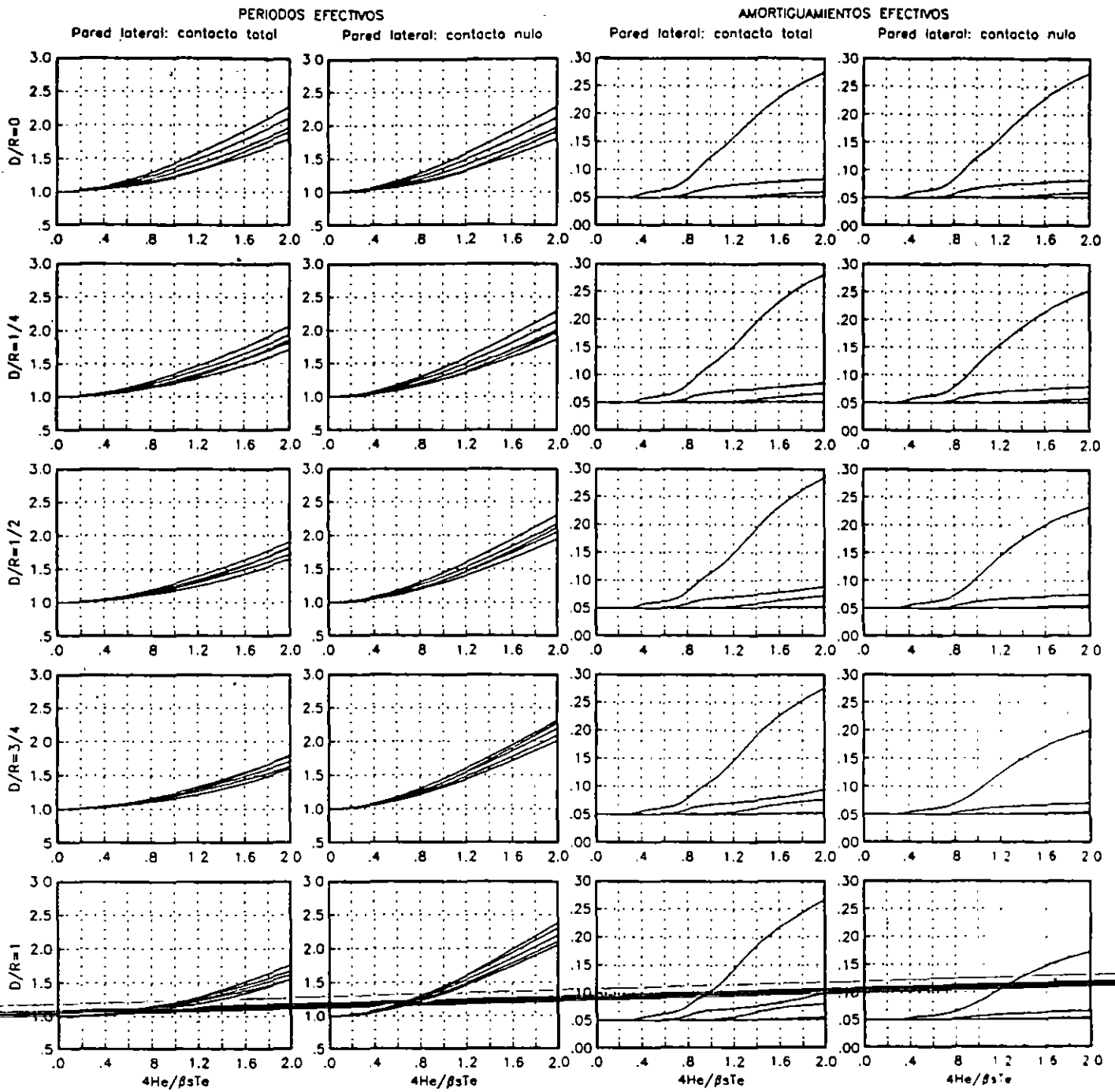


FIG.3.2 PERIODOS Y AMORTIGUAMIENTOS EFECTIVOS DE SISTEMAS SUELO ESTRUCTURA

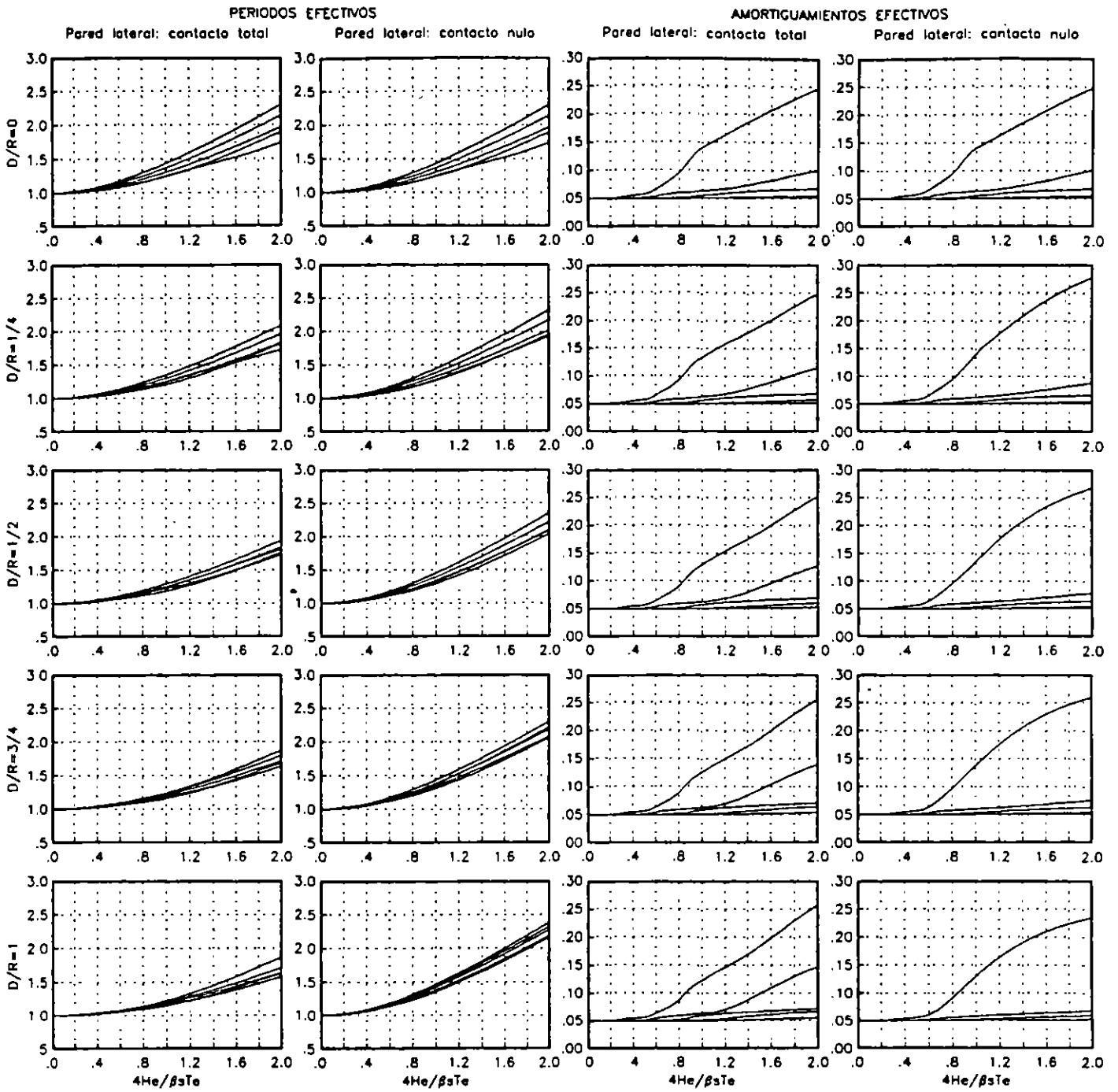


FIG. 3.3 PERIODOS Y AMORTIGUAMIENTOS EFECTIVOS DE SISTEMAS SUELO ESTRUCTURA

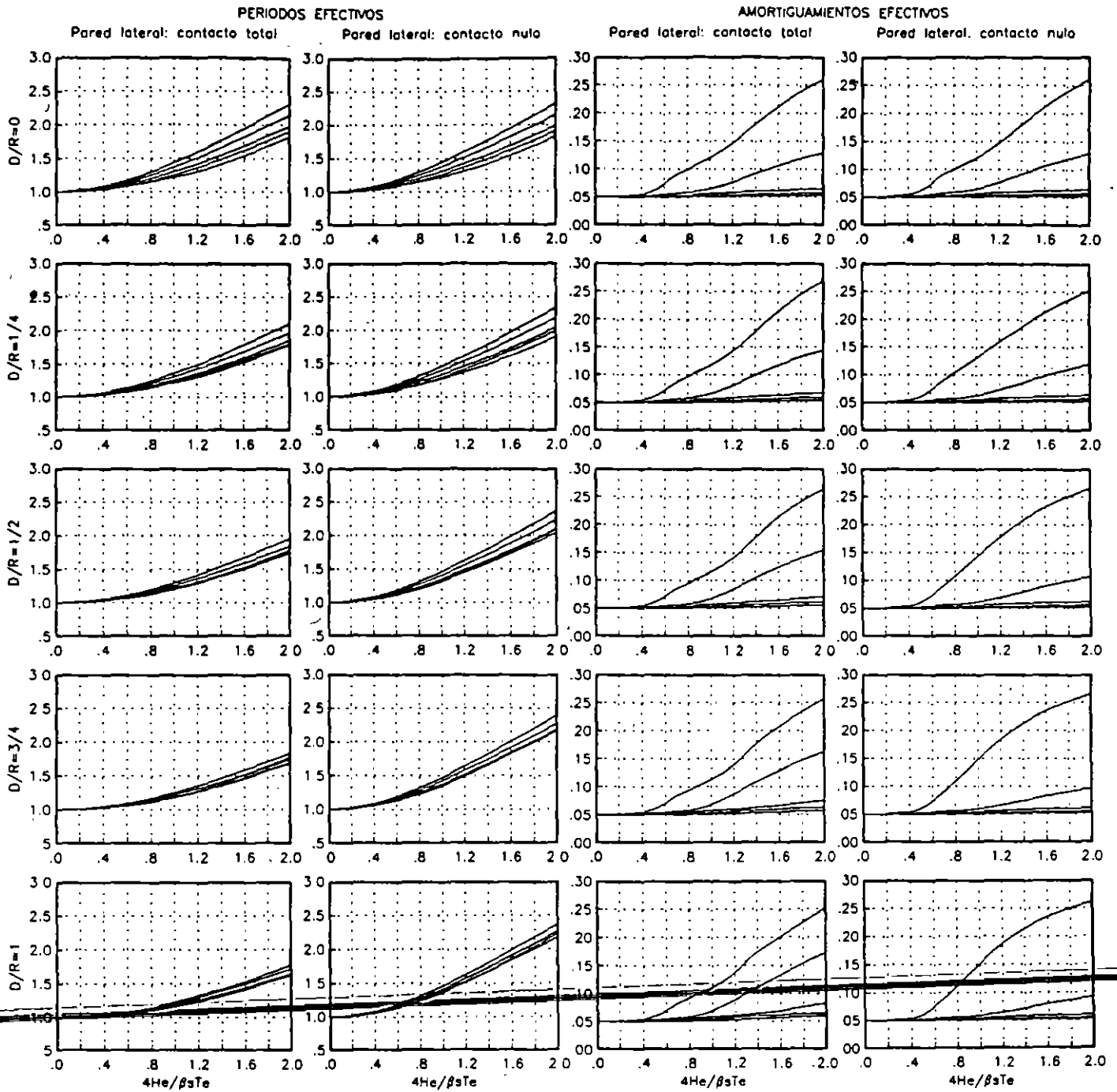
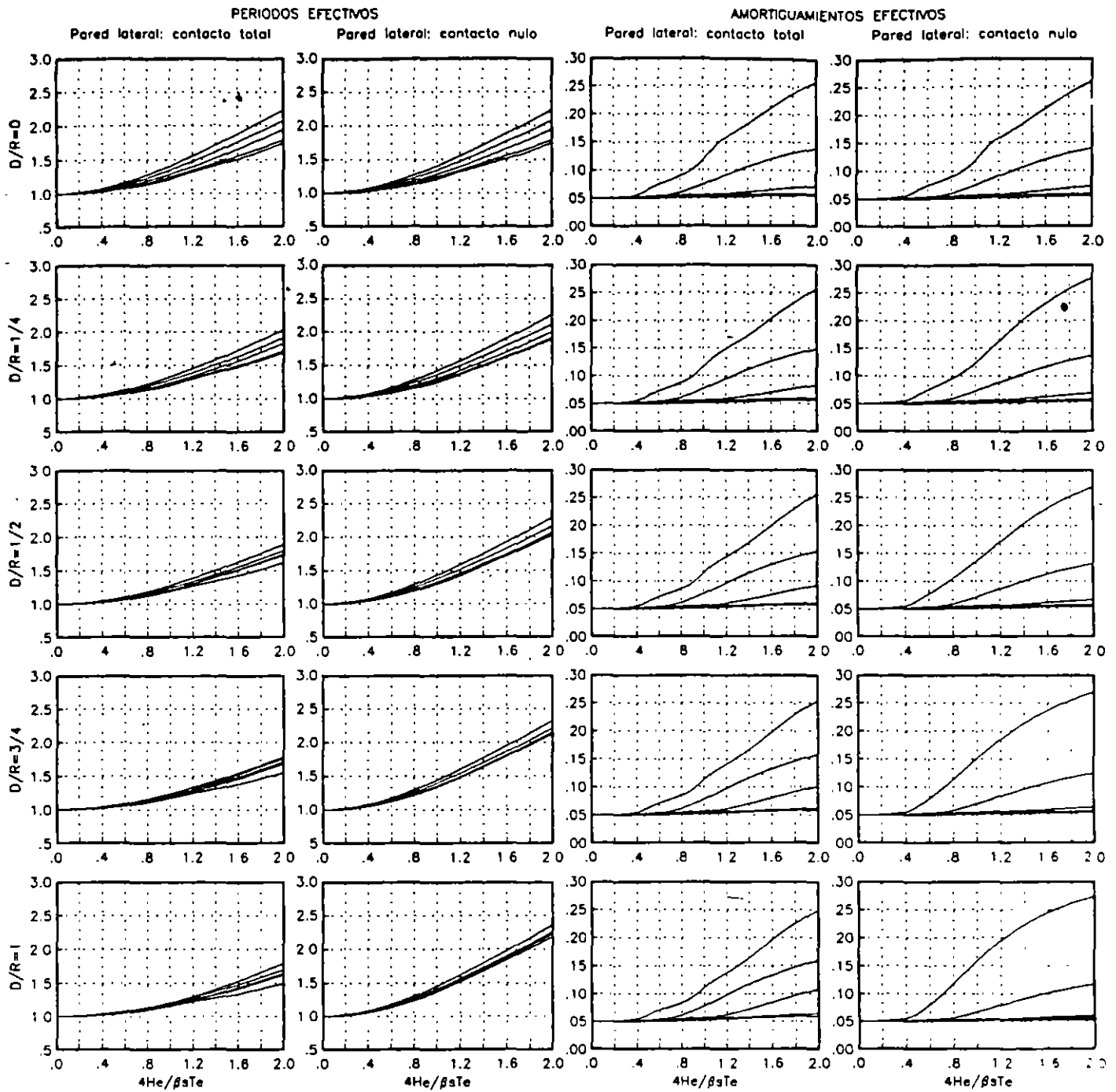


FIG. 3.4 PERIODOS Y AMORTIGUAMIENTOS EFECTIVOS DE SISTEMAS SUELO ESTRUCTURA



**FIG. 3.5 PERIODOS Y AMORTIGUAMIENTOS EFECTIVOS DE
 SISTEMAS SUELO ESTRUCTURA**

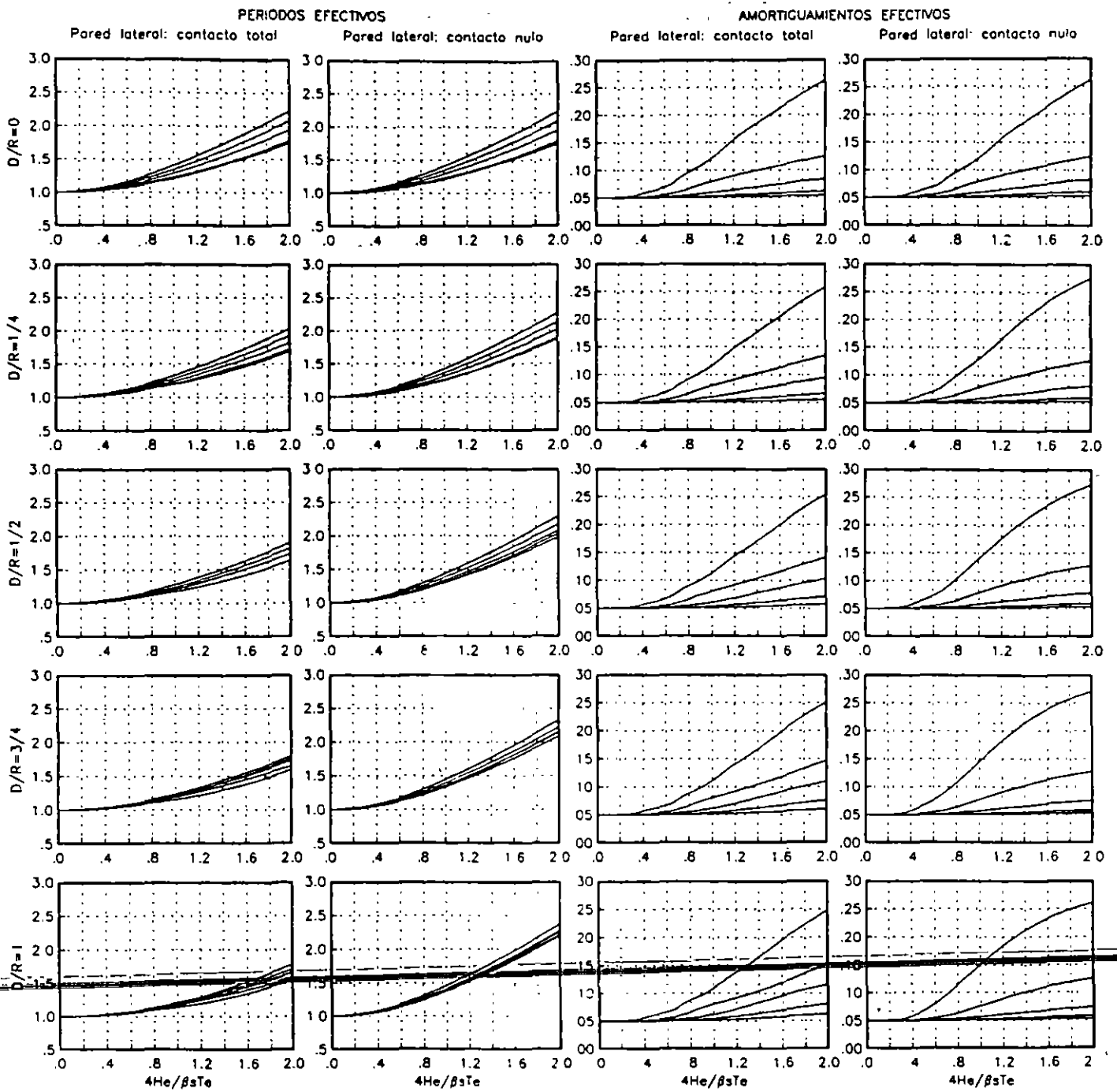


FIG.3.6 PERIODOS Y AMORTIGUAMIENTOS EFECTIVOS DE SISTEMAS SUELO ESTRUCTURA

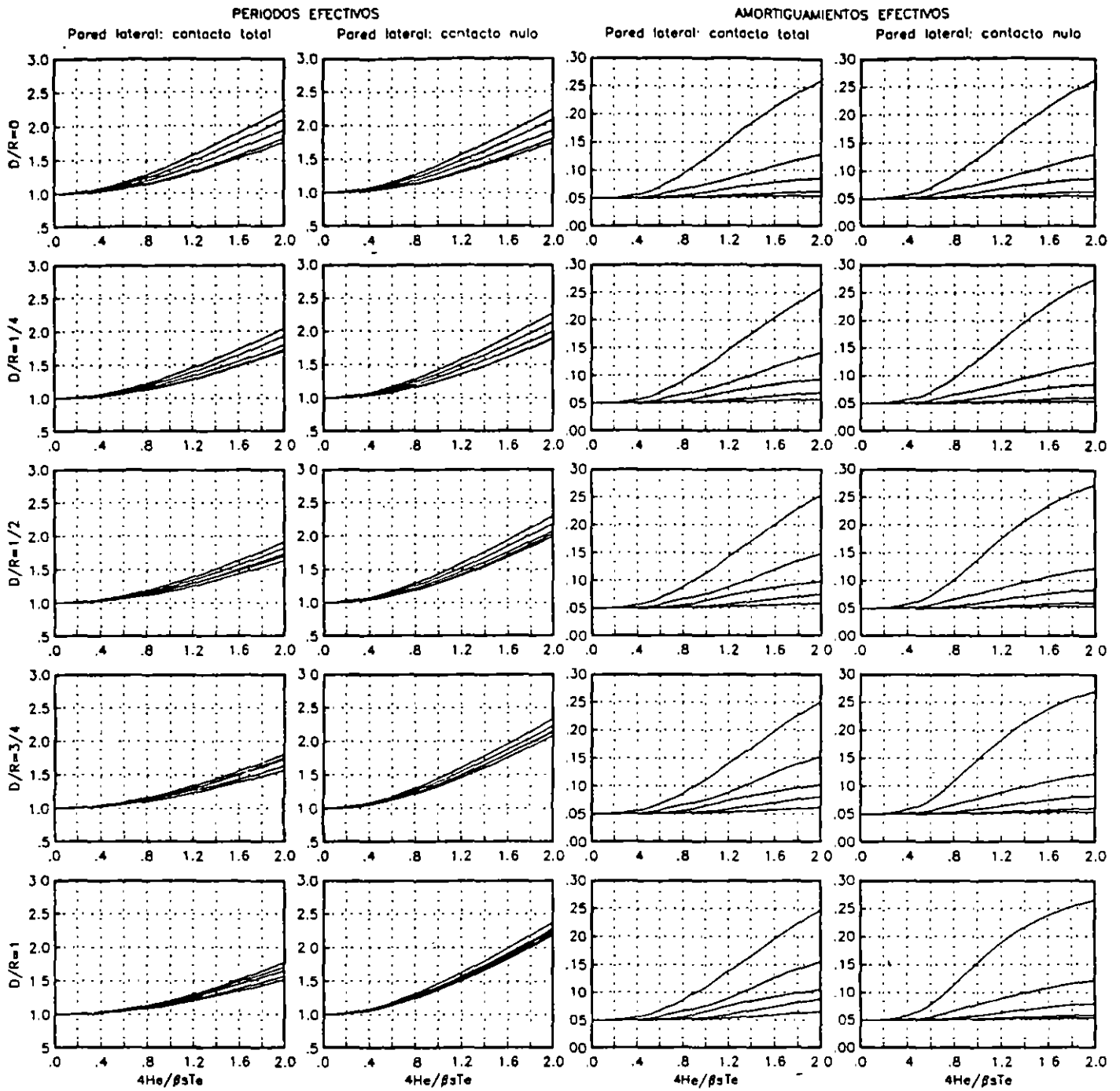
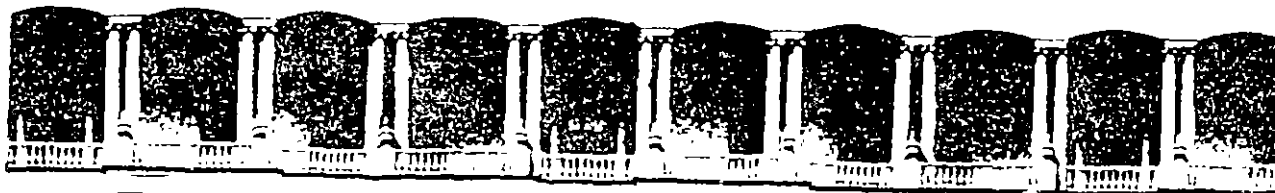


FIG. 3.7 PERIODOS Y AMORTIGUAMIENTOS EFECTIVOS DE SISTEMAS SUELO ESTRUCTURA



**FACULTAD DE INGENIERIA U.N.A.M.
DIVISION DE EDUCACION CONTINUA**

XXII CURSO INTERNACIONAL DE INGENIERIA SISMICA

MODULO IV: DISEÑO SISMICO DE CIMENTACIONES

TEMA: PRUEBA DE CONO SISMICO EN LA CIUDAD DE MEXICO

EXPOSITOR: DR. EFRAIN OVANDO SHELLEY
1996

Ovando E.

Proc X Panam Conf
Guadalajara, Mex
Vol 2

SEISMIC CONE TEST IN MEXICO CITY
PRUEBA DE CONO SÍSMICO EN LA CIUDAD DE MÉXICO

E. Ovando-Shelley
Instituto de Ingeniería, UNAM

R. Contreras
Instituto de Ingeniería, UNAM

A. Sámano
Instituto de Ingeniería, UNAM

SYNOPSIS. The Instituto de Ingeniería, UNAM, developed a seismic CPT device. This paper discusses and analyses the results of a test performed in a soft clay site in Mexico City. Test results are shown to be consistent with local stratigraphy and soil types. Previously developed correlations between static CPT penetration resistance and shear wave velocity agree well with the seismic CPT results. A series of cyclic triaxial tests revealed that initial stiffness obtained with these tests and those derived from the seismic cone test depends exponentially on relative consistency.

1. INTRODUCTION

1.1 General background

Any theoretical model for calculating the seismic response of layered soil deposits requires that strata be characterized by means of appropriate parameters. The simplest form of characterizing soils for dynamic analyses is by specifying the shear modulus, G , and the energy dissipation characteristics of each of the strata, most commonly through an equivalent viscous damping ratio, λ . Adoption of these parameters carries the implicit assumption that soil behaviour can be described by means of a viscous elastic model, linear or non linear. Many problems in soil dynamics can be solved accurately enough-with-such-a-model

G and λ are strain dependent parameters and it has long been established that the former decreases with increasing strain levels whereas the latter is small at low strain values and grows as strain increases. These parameters can be obtained using a number of laboratory devices over various ranges of strain. Shear moduli can also be obtained indirectly from field tests in which the actual parameter measured is the time of arrival of P or S waves generated artificially. Wave propagation velocities and elastic soil moduli --shear and Young's moduli-- are obtained from these. For earthquake related problems, G is derived from the following elastic relationship:

$$G = \rho V_s^2 \quad (1)$$

where V_s is the shear wave propagation velocity and ρ is the mass density of the soil traversed by the shear waves. Strains associated to the moduli obtained from field tests are rather small, typical of the order of 10^{-4} % or less. These strain levels are at least one order of magnitude smaller than the strains associated to values of G determined in the laboratory with resonant column tests, cyclic triaxial tests or monotonic triaxial tests with internal strain measurements. For practical purposes, G values obtained from field tests are taken to be good estimates of the maximum or initial stiffness of soils.

Cross-hole, up-hole or down-hole geophysical techniques have been used extensively by geotechnical engineers and geophysicists for determining profiles of E or G with depth. New devices like the suspension logging probe have been developed more recently (Kitsunezaki, 1980). The down-hole surveying technique has also been adapted and can now be used together with a static penetrometer. The device is known as the seismic cone or seismic CPT and was developed initially by Robertson et al (1986). Its basic principle of operation is illustrated in fig 1. Geophones for logging waves generated at the surface are installed near the cone tip which is coupled to standard perforation bars. Other similar devices have also been developed elsewhere (e. g., Stephenson and Barker, 1992). Seismic CPT provides a cheap alternative for obtaining seismic wave velocity profiles as it doesn't require previous borings or casings and, in soft soils, a small drilling machine can be used to drive the perforation bars and the tip containing the geophones.

A seismic CPT device is under development at the Instituto de Ingeniería, UNAM. Trial tests in several soft soil sites in Mexico City are very encouraging (Ovando et al, 1993; Ovando et al 1994). The results of one such test are analyzed and discussed in this paper. Several resonant column and cyclic triaxial tests were also performed at the site and the results of these are confronted with those obtained with the seismic cone.

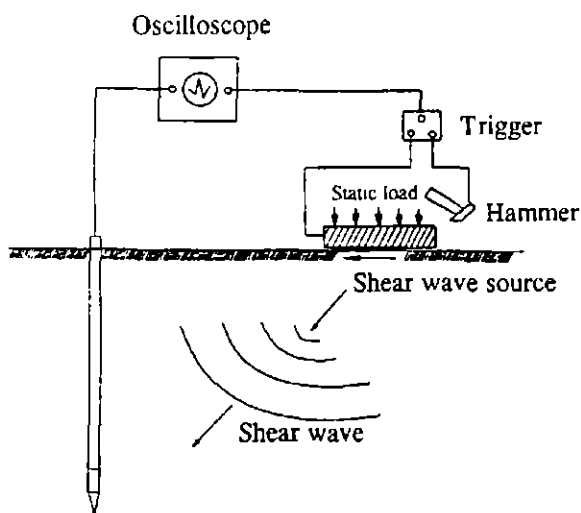


Fig 1 Seismic cone penetrometer (after Robertson et al, 1986)

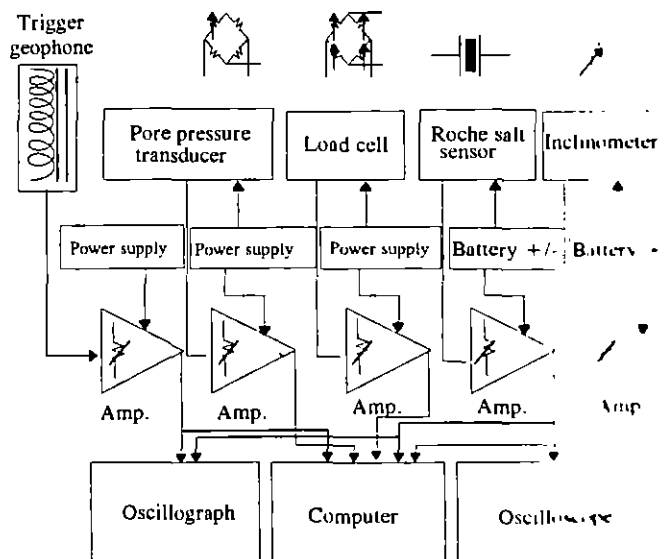


Fig 2 Schematic view of the seismic cone developed at UNAM

1.2 Previous field studies for determining dynamic soil properties in Mexico City

Despite the importance of field tests for characterizing soil deposits in terms of their dynamic properties, its use in practical applications in Mexico City is still not widespread. Early determinations of dynamic moduli using seismic refraction and cross-hole tests were performed in the 60's and 70's (Figuroa, 1964; Martínez et al, 1974). After the 1985 earthquakes, extensive cross-hole testing was performed by the Mexican electricity board (Comisión Federal de Electricidad) (Benhumea and Vázquez, 1988). Later, down-hole and suspension logging tests were performed in 13 soft soil sites in Mexico City (e.g. Jaime et al, 1987; Ovando and Romo, 1991). Additional suspension logging tests were performed by geophysicists from the Oyo Corp. in 1990 (Yamashita, 1990). Lermo et al (1990) present the results of ambient vibration studies as well a summary of the data available on the dynamic properties of the Mexico City clays obtained from in situ tests.

2. EXPERIMENTAL TECHNIQUES

2.1 Characteristics of the equipment used

The seismic cone developed at UNAM is represented schematically in fig 2 and its main components are succinctly described below.

Roche salt sensors. These are piezoelectric granules bonded in a pastille that is glued to a tube coupled to the conical tip of the device. They work like piezoelectric accelerometers and were originally designed to measure high frequency vibrations in tubes induced by cavitation (Guarga et al, 1985). They have a flat frequency response curve between 3 and 1,000 hz.

Signal conditioning. The seismic cone is provided with a pre-amplifier near the sensors; a second amplifier is located in the surface and its output is fed directly to visual display units or to a digital to analogue card. Pass band filters are also included in the signal conditioning unit.

Data logging and display. During the experiments, signals may be viewed in an oscilloscope or may be registered in a galvanometric oscillograh. All the signals are digitized with a 12 bit analogue to digital converter and may also be displayed in a portable computer. The sampling frequency is typically set at 1000 hz.

2.2 Data reduction and processing

Digitized data are processed to facilitate further analysis. A base line correction is first applied and the records shortened to eliminate unwanted data. Later, the signals are passed through a digital Butterworth filter with a pass band set at 5 and 200 hz. After filtering, which is performed in the frequency domain, signals are converted into time series. These can be used to obtain arrival times directly, i. e. with the difference between the start times of the trigger signal and the signal logged with piezoelectric sensors or by using the cross correlation function of these two signals, R_{ab} :

Table 1. Estimated and measured G values

Depth (m)	Estimated with Equation (3)			Measured
	Gmin MPa	Gmed MPa	Gmax MPa	G MPa
1.5	3.4	5.02	7.12	-
5.1	4.5	6.71	9.52	-
8.3	3.5	5.25	7.45	6.52
11.5	3.9	5.83	8.28	6.52
13.3	3.5	5.25	7.45	6.65
14.7	3.9	5.83	8.28	13.66
19.5	3.9	5.79	8.21	25.9
22.5	27.4	40.88	57.96	48.15
25.2	7.13	10.51	14.90	48.15
27.1	36.06	53.14	75.35	57.11
39.8	87.18	124.87	182.17	105
45.75	103.03	151.83	215.30	-

Comparison of estimated and measured values were used to assess the results of the test. In general, the measured shear wave velocity values fall within the range of expected values.

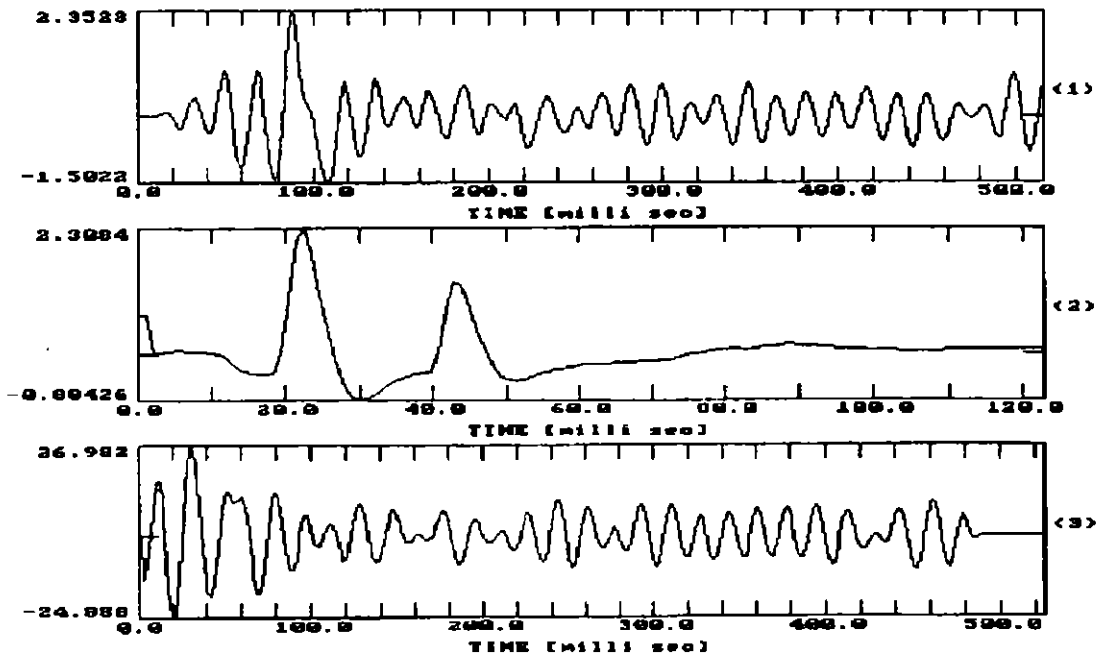


Fig 4 Example of signals logged during the seismic cone test. The upper signal was registered with the Roche Salt sensors, the middle trace is the trigger signal and the bottom curve is the cross correlation of the above two.

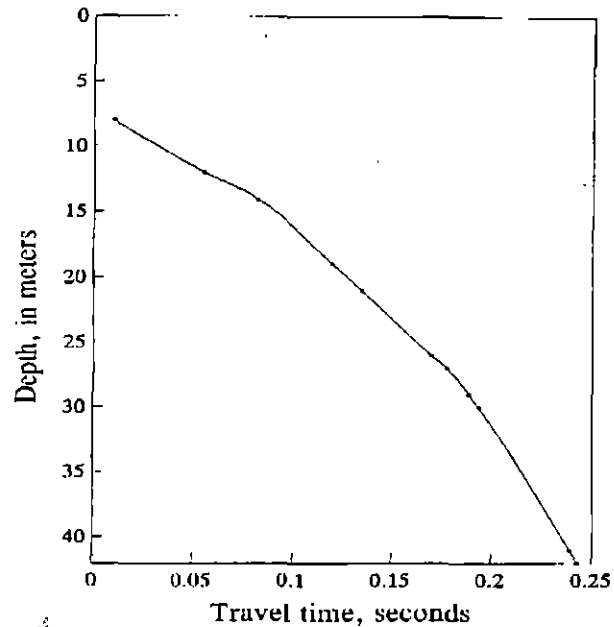


Fig 5 Arrival times as a function of depth

3.3 Cyclic triaxial tests

A limited amount of soil samples was available for performing cyclic triaxial tests. Testing conditions as well as index properties are indicated in Table 2. Tests were performed consolidating isotropically the samples, using consolidation stresses of different magnitudes. Results are presented by means of shear moduli-strain curves, fig 6. Each of the points in this graph represents a test in which the sample was subjected to undrained dynamic shears of different amplitude after isotropic consolidation. The graph in fig 7 presents normalized shear moduli (G/G_{\max}) plotted as a function of shear strain.

Table 2. Conditions of cyclic triaxial tests

Test	Depth m	w %	LL %	PL %	PI %	Sr %	γ_0 KN/m ³	$\sigma_{c'}$ kPa	$\frac{G_{\max}}{\sigma_{c'}}$
100	25.90	280.58	309.5	94.4	215.1	0.98	11.5	100	93
200	9.20	245.96	255	61.9	193.1	0.995	11.9	100	73
300	15.7	208.69	236	76.40	159.6	1.02	11.9	100	67
400	25.9	254.25	327.7	101.10	226.6	0.998	11.6	200	55
500	72.5	97.8	118	51.03	66.97	0.998	13.9	250	61.76
600	72.5	62.09	75	41.3	33.7	1.06	15.7	350	197.14
700	41.83	61.30	71	45.5	25.5	0.93	14.9	300	87.78

$$R_{ab}(\tau) = E[a(\tau)b(t+\tau)] = \int_{-\infty}^{\infty} a(t)b(t+\tau)dt \quad (2)$$

where $E[.]$ is the expected value of the argument. The delay time between signals a and b corresponds with the value of τ at which R_{ab} adopts its maximum value.

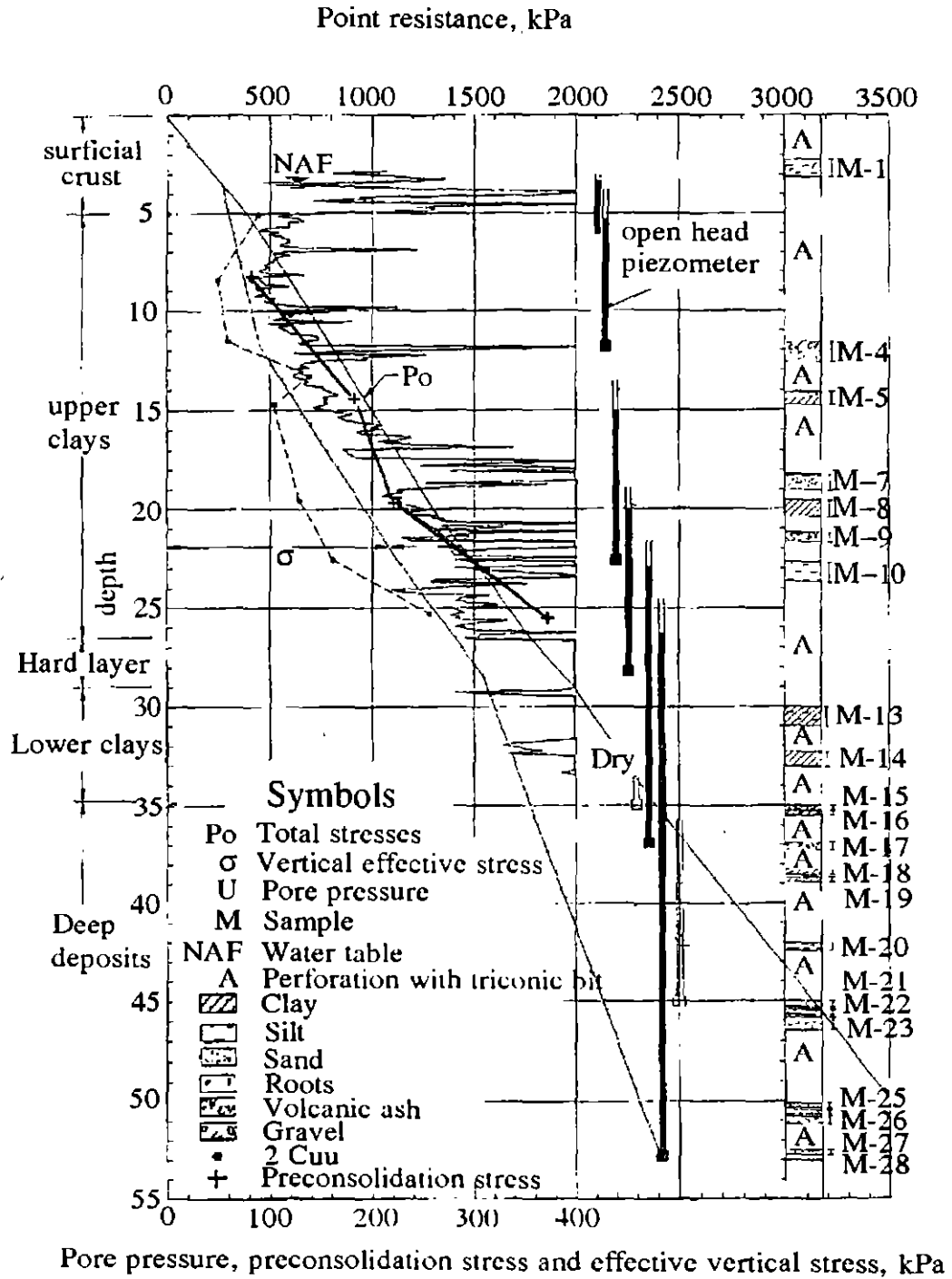


Fig 3 Geotechnical Conditions at the site

3. FIELD AND LABORATORY EXPERIMENTAL RESULTS

Samples of natural clays were retrieved from a site within the lake zone in Mexico City. The Institute of Engineering, UNAM, as well as a firm of private consultants have been studying the site over the last few months; consequently, soil conditions are well documented. Site investigation included several Dutch cone penetration tests as well as soundings to obtain undisturbed samples; a station with several open end piezometers was also installed. Traditional triaxial compression and consolidation tests were also performed. Laboratory and field test results as well as a detailed knowledge of the stratigraphy provide a convenient framework with which to interpret the seismic cone tests performed in this research. The experiments carried out in connection to this research consisted in a seismic cone test as well as seven cyclic triaxial tests performed on soft clay samples retrieved from the site.

3.1 Geotechnical background

The stratigraphy at the site is best illustrated by making reference to a penetration test performed there. The test was carried out using a Dutch cone penetrometer to sound the softer soils, down to 35 m; perforation with a triconic bit was used thereafter, down to a depth of 55 m. The relevant strata for the purposes of this paper are the soft clays that, interspersed with harder silty sands, sands and gravelly materials, extend down to the depth that can be studied with the Dutch cone. The graph presented in fig 3 shows the results of one of the penetration tests. The distribution of pore pressures and of effective vertical stresses at the site is also given in that figure.

3.2 Seismic cone test

The seismic cone test was performed using the array indicated schematically in fig 1, to generate shear waves. The graphs given in fig 4 are examples of the signals logged during the seismic cone test. The first two graphs are the signals registered with the geophones and with the trigger near the wave source (reference signals), respectively. The traces at the bottom of the figure are the cross correlation functions obtained with equation (2), using the two other signals. Arrival times are plotted as a function of depth in fig 5 and, finally, the shear wave velocity values derived from successive arrival times at any two depths is indicated in Table 1. Velocities estimated with correlations between point penetration resistance and shear wave velocity are also indicated in the table. The correlations, derived from previous field determinations of shear wave velocities in the Mexico City area, can be expressed as (Ovando and Romo, 1991):

$$V_s = \eta \sqrt{\frac{q_c}{N_{kh} \gamma_s}} \quad (3)$$

where η is a constant that depends on soil type and varies between 23.3 and 40.0; γ_s is the average natural volumetric weight of the soil and N_{kh} is a correlation coefficient that also depends on soil type and varies between 6.7 and 16.0. Equation (3) was obtained assuming that undrained soil behaviour during shear can be represented with a hyperbolic stress-strain relationship.

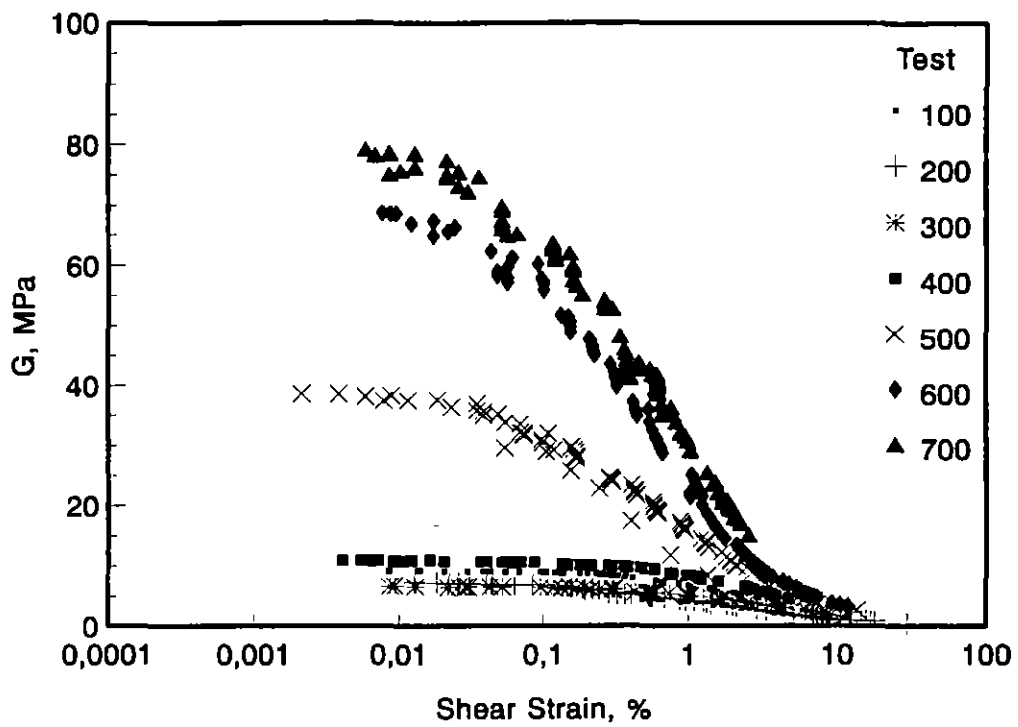


Fig 6 Shear moduli as a function of strain obtained from cyclic triaxial tests

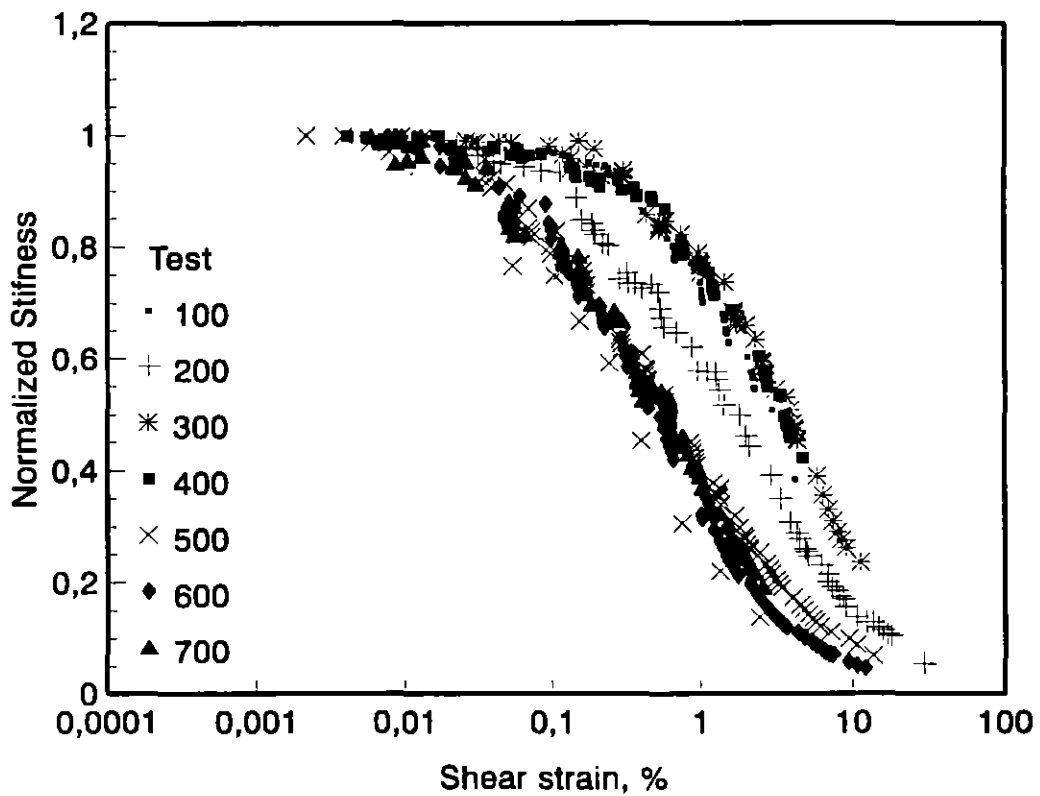


Fig 7 Normalized moduli (G/G_{max}) as a function of strain

4. ANALYSIS OF EXPERIMENTAL RESULTS

Shear wave velocities obtained from the seismic cone test were transformed into G values by means of equation (1) and were plotted as a function of depth. The graph is presented fig 8. Results are consistent with the stratigraphy revealed from the CPT test. The graph also shows G values obtained by using the correlations between point penetration resistance and V_s (equation 3) which show that stiffness values estimated with it generally agree with the field determinations. G_{max} values obtained from cyclic triaxial tests are also indicated and, as expected, are lower than those obtained with the seismic cone.

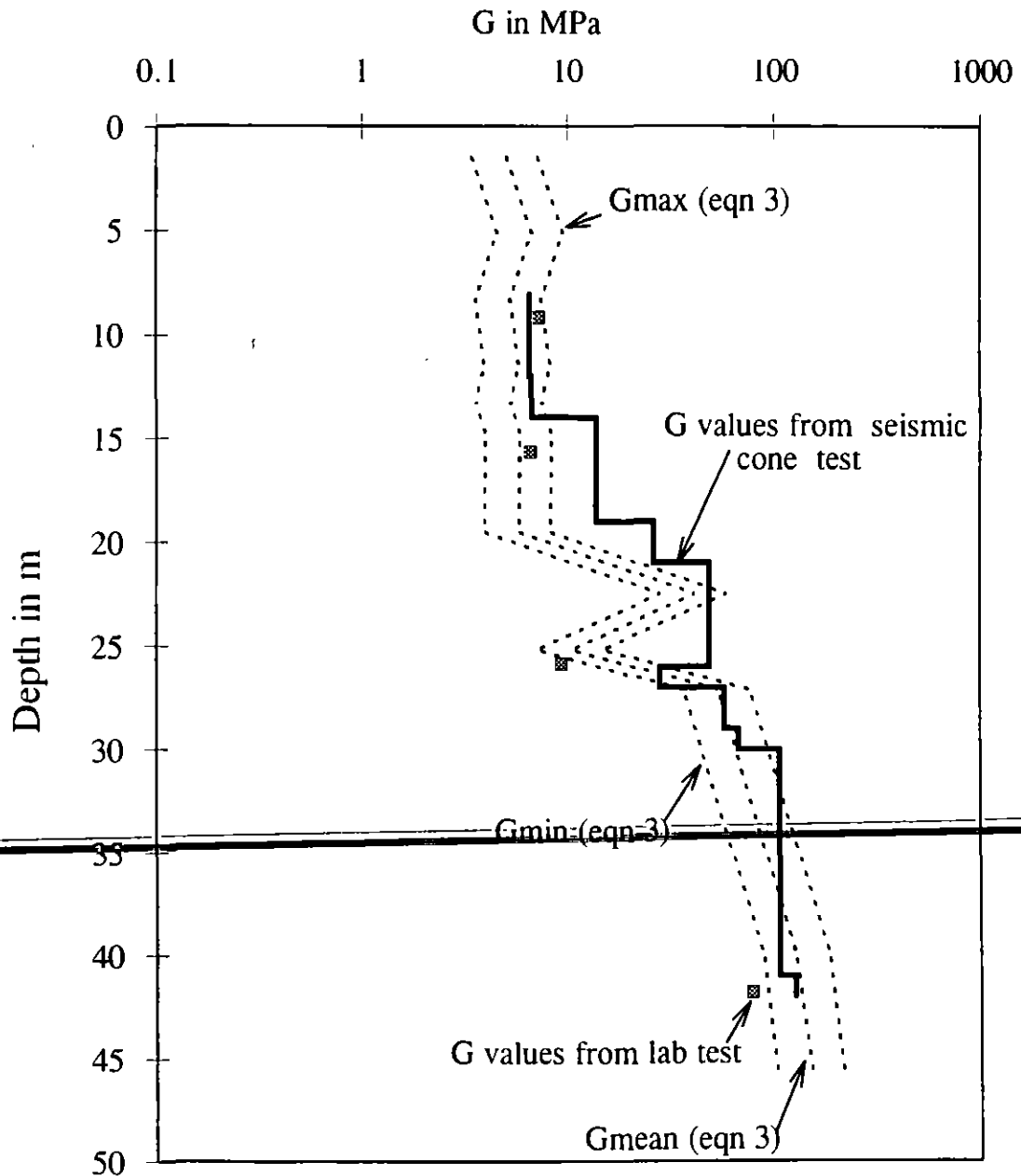


Fig 8 Shear wave velocity profile obtained from the seismic cone test

G values determined with the seismic cone test were related to relative consistency, assuming that an exponential relationship can be established between them. It has been argued elsewhere that relative consistency is a better parameter than plasticity index since it does not only reflect soil type and structure but also stress history and soil state (Romo and Ovando, 1995). The existence of a relationship of that form can be justified resorting to critical state concepts (see for example, Wroth, 1984). The expression relating G with relative consistency is:

$$\frac{G_{\max}}{p'} = ce^{d(C_r)} \quad (4)$$

where p' is the mean effective stress. In order to obtain values of p' from the field experiment, it was assumed an at rest earth pressure coefficient of 0.55.

Shear moduli at small strains can be obtained from equation (1) and can be related to initial or maximum moduli, G_{\max} , obtained with resonant column tests. Cyclic triaxial tests can also be used to obtain approximations to G_{\max} , in the case of very plastic materials like Mexico City clay because in these, the flat portion of the stiffness-strain curve spans over a rather large strain range. In any case, G values obtained from field tests should be expected to be larger than those measured in the laboratory. On the other hand, laboratory determinations are performed on soils that have been subjected to complex loading and unloading histories due to sampling and handling that reduce the stiffness of the material (Hight et al, 1985).

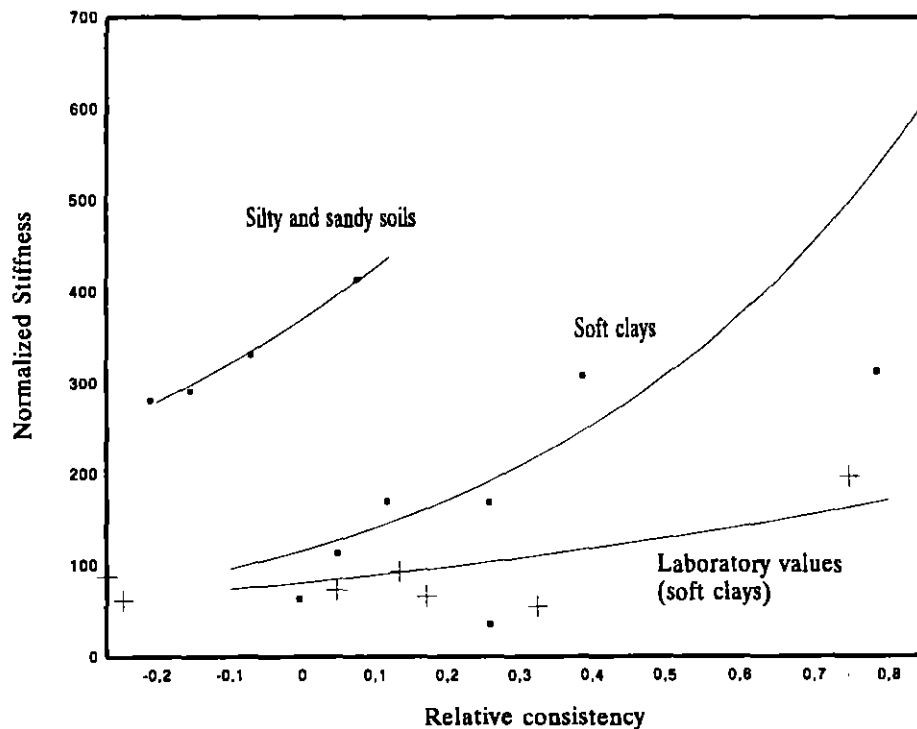


Fig 9 Normalized stiffness (G/p' and G/σ'_0) as a function of relative consistency

The graph in fig 9 presents plots of equation (4) fitted to the data obtained from the seismic cone test and to experimental results obtained from the cyclic triaxial tests, for comparison. The field data

align along two well defined curves, one for the soft clays and another for sandy or silty materials with low relative consistencies. The G/p' versus relative consistency curves for the soft clays were fitted with the following values: $c = 116$ and $d = 1.95$, for the seismic cone data whereas $c = 81$ and $d = 0.93$ for the cyclic triaxial test results. For the soft clays, the relationship between field and laboratory values of initial or maximum normalized stiffness can be deduced from fig 9. G/p' values determined from the seismic cone are between 1.4 and 4 times larger than the values obtained from cyclic triaxial tests, which agrees with previously reported values for other soils (Hardin and Black, 1968) and with previous findings in this respect for the Mexico City clays (Jaime, 1987). Differences between laboratory and field determinations reduce as relative consistency diminishes.

Maximum shear moduli obtained from field measurements, laboratory tests or correlations like those given by equations (4) can be incorporated into a complete stiffness-strain model. Mexico City clays comply quite well to a Davidenkov type hyperbolic model suggested by Romo (1990):

$$G = G_{\max} [1 - H(\gamma)] \quad (5)$$

where

$$H(\gamma) = \left[\frac{\left(\frac{\gamma}{\gamma_r} \right)^{2B}}{1 + \left(\frac{\gamma}{\gamma_r} \right)^{2B}} \right]^{A'} \quad (6)$$

γ_r is a reference strain that depends on C_r and so do the parameters A' and B .

5. CONCLUSIONS

The test described in this paper shows that the seismic cone now under development at the Instituto de Ingeniería, UNAM, is a most useful tool for obtaining in situ values of shear wave velocity in Mexico City. The results obtained are consistent with local stratigraphy and soil types found at the test site. Correlations derived previously between shear wave velocities and penetration resistance from conventional CPT tests, yield results that generally agree with those obtained from those obtained with the seismic cone. Improvements to these correlations will follow, as more seismic cone tests are performed.

A series of cyclic triaxial tests was performed in order to compare small strain stiffness values obtained with them with the ones derived from the seismic cone test. Normalized initial stiffnesses obtained from the seismic cone are about 1.4 to 4 times larger than those obtained from cyclic triaxial tests, depending on relative consistency. These stiffnesses are better correlated with relative consistency than with the plasticity index. Although more experimental data are certainly required to verify this conclusion, it agrees with the findings of previous and ongoing research on the dynamic behaviour of Mexico City clay at the Instituto de Ingeniería. Initial stiffnesses can be incorporated

into a hyperbolic stress-strain model that also depends strongly on relative consistency; the model provides good approximations to the actual dynamic behaviour of Mexico City clay.

6. ACKNOWLEDGEMENTS

Sponsorship for the development of the seismic cone and the field test was provided by the local government of Mexico City (Departamento del Distrito Federal) during 1993 and 1994. Thanks are due to TGC Geotecnia who provided the perforation rig to perform this and a few other field tests. The static CPT results as well as other geotechnical information were made available to the authors thanks to José Luis Rangel and Enrique Santoyo.

7. REFERENCES

- Benhumea, M. and Vázquez A. (1988), *Estudios geofísicos del Valle de México*, México: Comisión Federal de Electricidad.
- Figueroa (1964), Determinación de las constantes de la arcilla del Valle de México por prospección sísmica, *Rev. Soc. Mex. de Ing. Sísmica*, 1, 2, 61-65
- Guarga, R. Olmedo, A. and Sámano, A. (1985), Método acústico para detección de la cavitación, *Memorias, XI Congreso Latinoamericano de Hidráulica*, Buenos Aires
- Harding, B. O. and Black, W. L. (1968), Vibration modulus of normally consolidated clay. *Proc ASCE, Journal of the Soil Mechanics and Foundation Engineering Division*, Vol 94, SM2, 353-368.
- Hight, D. W., Gens, A. and Jardine R. J. (1985), Evaluation of geotechnical parameters from triaxial tests on offshore clay, Chapter 16 in: *Advances in Underwater Technology. In Situ Testing and Sampling Effects*, London: Graham & Trollman.
- Jaime, A. (1987), *Comportamiento dinámico de la arcilla de la ciudad de México*, Doctoral thesis, Facultad de Ingeniería, División de Estudios de Posgrado, UNAM, Mexico.
- Kitzunezaki, C. (1980), A new method for shear wave logging, *Geophysics*, 45, 10
- Lermo, J., Cabrera, R., Cesati, G. and Ortega, R. (1990), Estimación del periodo dominante del subsuelo en 18 sitios del Distrito Federal, *Memorias XV Reunión Nacional de Mecánica de Suelos*, 1, 55-68, San Luis Potosí
- Martínez, B., León J., Rascón, O. and Villareal, A. (1974), Determinación de las propiedades dinámicas en la arcilla de el Vaso de Texcoco, *Ingeniería*, 44, 2, 182-203
- Ovando, E., Sámano A. and Díaz, L., (1991), *Un dispositivo para la medición de velocidades de propagación de ondas sísmicas*, Informe del Instituto de Ingeniería, UNAM, al Departamento del Distrito Federal

Ovando, E. and Romo, M. P., (1991), Estimación de las velocidades de ondas S en la arcilla de la ciudad de México con ensayos de cono, *Sismodinámica*, 2, 107-123

Ovando, E., Sámano A. and Contreras R., (1993), *Ensayos de cono sísmico en la ciudad de México*, Informe de avance, Informe del Instituto de Ingeniería, UNAM al Departamento del Distrito Federal

Romo, M. P. (1990), Comportamiento dinámico de la arcilla de la ciudad de México y su repercusión en la ingeniería de cimentaciones, *Memorias del simposio El Subsuelo de la Cuenca del Valle de México y su Relación con la Ingeniería de Cimentaciones a Cinco Años del Sismo*, Mexico: Sociedad Mexicana de Mecánica de Suelos, 83-94.

Romo, M. P. and Ovando E. (1995), A model for the dynamic behaviour of a Mexican marine clay, *Proc. X Panamerican Conference in Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Guadalajara, Mexico, in press.

Robertson, P. K., Campanella, R. G., Gillespie, D. and Rice, A. (1986). Seismic CPT to measure in-situ shear wave velocity. *Proc., ASCE, Journal of the Geotechnical Engineering Division*, vol 112, GT8, 791-803.

Stephenson, W. R. and Barker, P. R. (1992). Evaluation of sediment properties in the Lower Hutt and Porirua areas by means of cone and seismic penetration tests. *Bulletin of the New Zealand Soc. for Earthq. Engineering*, Vol 25, No., 265-285.

Yamashita Araqs., (1990), *Estudios del subsuelo para el proyecto del centro nacional de prevención de desastres en los Estados Unidos Mexicanos*, Informe Técnico a JICA, Japón y la Secretaría de Gobernación

Wroth, C. P. (1984), Interpretation of in situ soil tests, *Geotechnique*, vol 34, No 4, 449-489.



**FACULTAD DE INGENIERIA U.N.A.M.
DIVISION DE EDUCACION CONTINUA**

XXII CURSO INTERNACIONAL DE INGENIERIA SISMICA

MODULO IV: DISEÑO SISMICO DE CIMENTACIONES

**TEMA: INITIAL DINAMIC STIFFNESS OF MEXICO CITY CLAYS
FROM FIELD TESTS**

**EXPOSITOR: DR. EFRAIN OVANDO SHELLEY
1996**

Proc 11 WCEE
Acapulco, Mexico
June, 1976

INITIAL DYNAMIC STIFFNESS OF MEXICO CITY CLAY FROM FIELD TESTS

E. OVANDO-SHELLEY

Instituto de Ingeniería, UNAM
Coyoacán 04510, Mexico City

ABSTRACT

This paper presents expressions that correlate shear wave velocities with CPT strengths for soils in Mexico City. The correlations were derived using cavity expansion theory and hyperbolic stress-strain models. Results of field experiments are used to calibrate the correlations, point out their limitations and propose a method which is useful in practical problems dealing with the seismic response of soft clay deposits.

KEYWORDS

Shear moduli; shear wave velocity; field tests; correlations; CPT soundings

INTRODUCTION

Stress-strain relationships to model the seismic behaviour of soils often specify the functions that relate shear modulus with strain and are expressed, on many occasions, in terms of the value of the shear modulus, G , at small strains. This value is usually denoted by G_{max} since shear moduli generally adopt their maximum value when shear strains are smaller than about 10^{-3} %. Field tests to measure shear wave velocities, V_s , are particularly well suited for obtaining values of G_{max} , as they commonly induce even smaller strains in the soil mass.

Approximations to V_s and consequently to G_{max} , can be obtained from correlations with the results of geotechnical soundings like the standard or the cone penetration tests (SPT or CPT). These correlations are extremely useful in regional analyses, preliminary studies or in less-than-desirable situations where it is simply not possible to perform field or laboratory tests to obtain dynamic soil properties. This paper presents the derivation of correlations between shear wave velocities and cone penetration resistance, q_c , for soils in Mexico City by interpreting a CPT sounding with cavity expansion theory and, also, by assuming that soil behaviour is adequately modelled with hyperbolic stress-strain relationships.

FIELD TESTS

Shear wave velocities were determined from the results of down-hole and suspension logging test performed in 15 sites within the lake zone in Mexico City. The former type of test is well known and the latter, developed by Oyo Corp during the late 70's and early 80's, is described *in extenso* elsewhere (e. g. Kitzunesaki, 1980). CPT soundings were performed at each of the test sites so that profiles of V_s and q_c against depth were available in each of them, as exemplified by the graphs presented in figs 1 and 2.

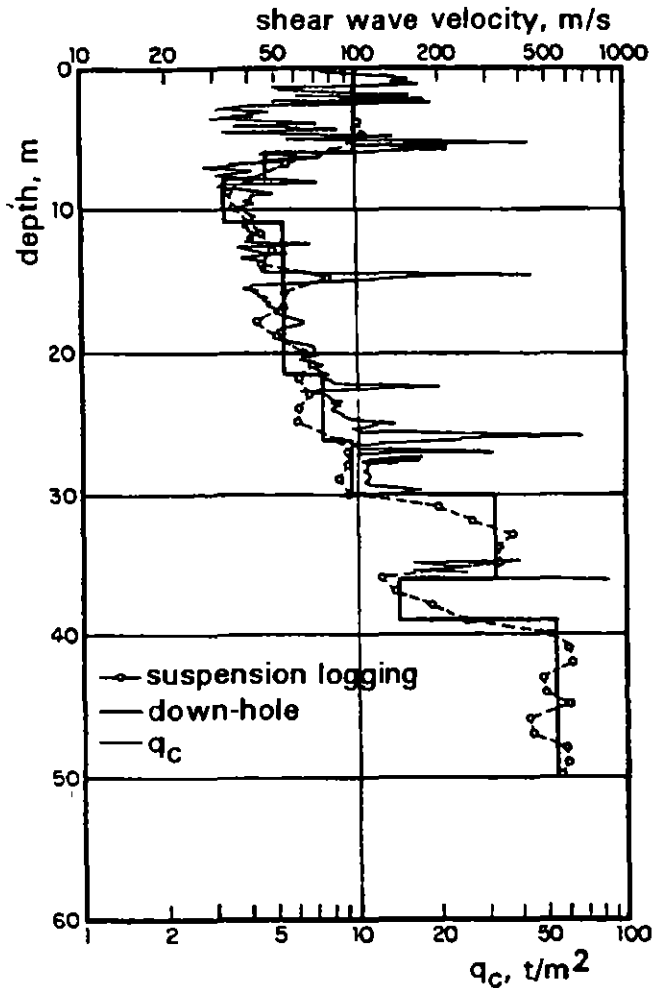


Fig 1 CPT sounding and shear wave velocity profiles in a site in the pre-loaded lake bed

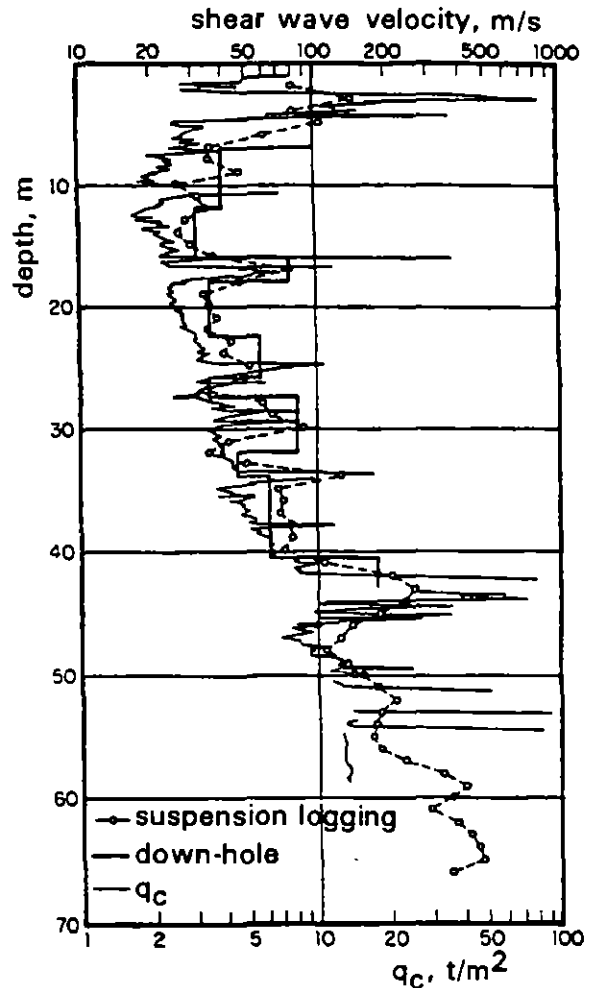


Fig 2 CPT sounding and shear velocity profiles for a site in the former Xochimilco-Chalco lake

Stratigraphy at the test sites is characterized by the presence of highly compressible lacustrine clays. Two main clay strata were identified in each of the soundings. The first one extends from about 3 to 5 m, down to depths that vary between 30 to 40 m. The second one is separated from the upper clays by a much harder silts and silty sands that constitute the first hard layer, usually 2 to 3 m thick. The lower clay stratum is less compressible and has been subjected to increases in effective stresses brought about by deep well pumping; its base is located at depths that vary between 40 and 50 m. Numerous studies have demonstrated that most of the seismic amplification effects for which Mexico City is so notorious occur within these two clay strata (e. g. Romo and Ovando, 1995).

DERIVATION OF CORRELATIONS

Penetration resistance and undrained shear strength

For the Mexico City clays, the following empirical relationship relates undrained shear strength, c_u , with q_c :

$$c_u \approx \frac{q_c}{N_k} \quad (1)$$

where N_k is a correlation coefficient that depends on soil type and on the shape and size of the penetrating tip. This expression has been used in the Mexico City area for several decades now and is backed by the results of large amounts of CPT and static unconsolidated undrained triaxial tests from which it has been found that N_k varies between 10 and 14 (Santoyo *et al.*, 1989). In establishing a relationship between V_s and c_u , undrained strength must be interpreted as a dynamic parameter and consequently, the value of the coefficient parameter can be expected to be lower.

Relationships between q_c and V_s from cavity expansion theory

Classical plasticity has been used to study the longitudinal expansion of a cylindrical cavity within an elasto-plastic medium (Hill, 1950). The same theory has been applied to estimate the point bearing capacity of piles (Ladanyi, 1967) and can also be used to interpret a CPT test. The internal pressure required to produce a continuous longitudinal expansion of such a cavity, p_i , is related to the stress state within the soil mass before the expansion of the cavity and to soil properties. Assuming that the soil behaves like a perfect elasto-plastic solid, p_i can be expressed as (Ovando and Romo, 1992):

$$p_i = p_0 + \frac{2}{3} q_p \left[1 + \ln \left(\frac{2E_p}{3q_p} \right) \right] \quad (2)$$

where p_0 is the mean effective stress before the expansion of the cavity; E_p stands for undrained Young's modulus at half the deviator stress at failure ($= q_p$). In the case of a CPT test, p_i is related to tip penetration resistance and the soil's undrained strength.

$$q_c = p_i + q_p \quad (3)$$

with the usual values of N_k ,

$$q_c = c_u N_k = p_i \quad (4)$$

It is convenient to express the mean effective stress in terms of q_c . To this end, p_0 must first be expressed as a function of the vertical effective stress, σ_v . Next, it is assumed that the ratio between undrained strength and vertical effective stress is constant, $c_u / \sigma_v = \beta$. Hence,

$$p_0 = \frac{(1 + 2K_0)}{3\beta} \frac{q_c}{N_k} \quad (5)$$

where K_0 is the coefficient of earth pressure at rest.

Introducing p_0 into equation (2), and taking into account that $E_p = 2\rho(1 + \nu)V_s^2$, an expression for V_s is obtained:

$$V_s = \sqrt{\frac{3\rho q_c}{2N_{kc}(1 + \nu)} \exp \left[\frac{3N_{kc} - 4}{4} - \frac{1}{2\beta} \right]} \quad (6)$$

Non-defined terms are mass density, ρ , and Poisson's ratio, ν ; it was also assumed that $K_0 = 0.5$.

Use of hyperbolic functions

Relationships between shear wave velocity and penetration resistance can also be obtained assuming that the stress-strain behaviour can be represented by a hyperbolic model. Take, for example, the Ramberg-Osgood model:

$$\tau = \frac{G_{max} \gamma}{1 + \alpha \left| \frac{\tau}{c_v} \right|^{r-1}} \quad (7)$$

where τ and γ are shear stresses and strains, respectively; α and r are experimentally determined parameters. An equivalent expression to equation (7) is:

$$\alpha \frac{\tau^r}{c_v^r} + \frac{\tau}{c_v} = \frac{\gamma}{\gamma_r} \quad (8)$$

where γ_r is the reference strain; $\gamma_r = c_v / G_{max}$. If $\gamma \rightarrow 0$ in the equation above, the left hand side of the equation will also tend to zero. However, since the value of r for the Mexico City clay is about 2 (Jaime, 1987), the term containing this exponent will approach zero faster. Hence,

$$\frac{\tau}{c_v} \approx \frac{\gamma}{\gamma_r} \quad (9)$$

Making the appropriate substitutions one finds that

$$s = \sqrt{\frac{q_c}{\rho N_{kh} \gamma_r}} \quad (10)$$

N_{kh} is another coefficient of correlation.

COMPARISON WITH FIELD MEASUREMENTS

Penetration values obtained from formulas (6) and (10) were used to estimate shear wave velocities and the results were then compared with measured values of s . In using equation (6), it was assumed that $\beta = 0.26$, which appears to be a reasonable hypothesis for normally consolidated or lightly overconsolidated soils, like those found in Mexico City. In order to use equation (10), the value of γ_r , which depends strongly on soil plasticity, must be specified first. Results of cyclic triaxial and resonant column tests performed previously were used to assign values to γ_r (Romo, 1995).

Soil type and stress history will influence shear wave velocity and consequently, the field data were grouped following two criteria. The first one takes into account the location of the test site and whether it has been subjected to significant external overburdens. Accordingly, it was possible to separate shear wave velocity data from three different zones: the virgin lake Texcoco bed (sites with no significant external loads), data from the heavily urbanized core of the city (pre-loaded lake Texcoco bed) and.

finally, data from the southernmost portion of the Mexico City basin (Xochimilco-Chalco lake bed). The other criterion is stratigraphical and it distinguishes between the highly plastic clay formations and the harder non plastic materials that form the first hard layer and the dessicated surficial crust.

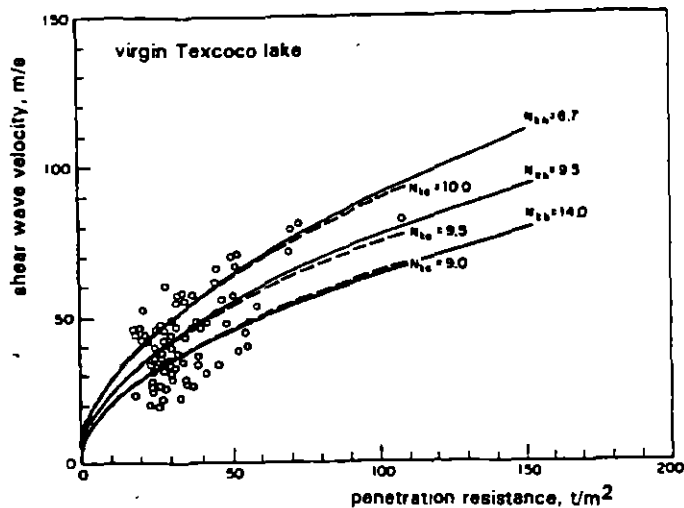


Fig 3 Shear wave velocity against penetration resistance. Virgin Texcoco lake

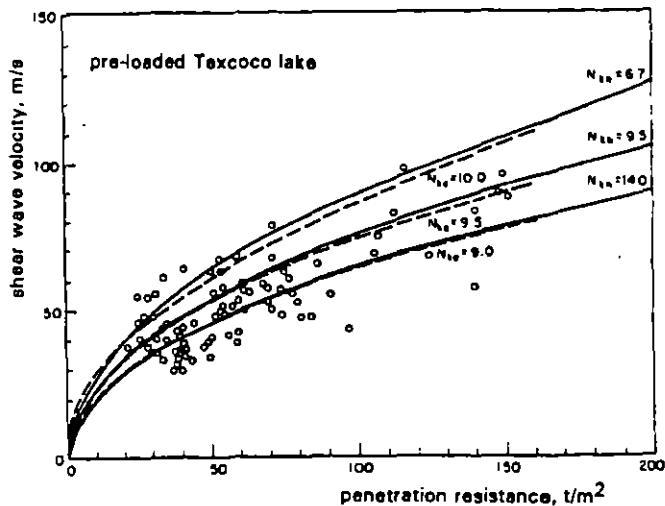


Fig 4 Shear wave velocity against penetration resistance. Pre-loaded Texcoco lake

The graphs in figs 3 to 5 show the results obtained for the clayey soils from the three zones mentioned previously. In the case of non-plastic materials, the experimental data can be accommodated in a single graph, irrespective of the location of the test sites, fig 6. Mean values obtained with either equation (6) or (10) are roughly equivalent. As expected, field values show a rather large scatter due to several factors, like experimental errors in the measurement of q_c and v_s . The hypotheses assumed for deriving the correlations may not necessarily simulate actual soil behaviour in the field and will also contribute to the observed dispersion; the same is true in regard to the uncertainties involved in assigning values to some of the parameters. However, the correlations do follow the expected trends and for practical applications the scatter can be reduced making an additional consideration.

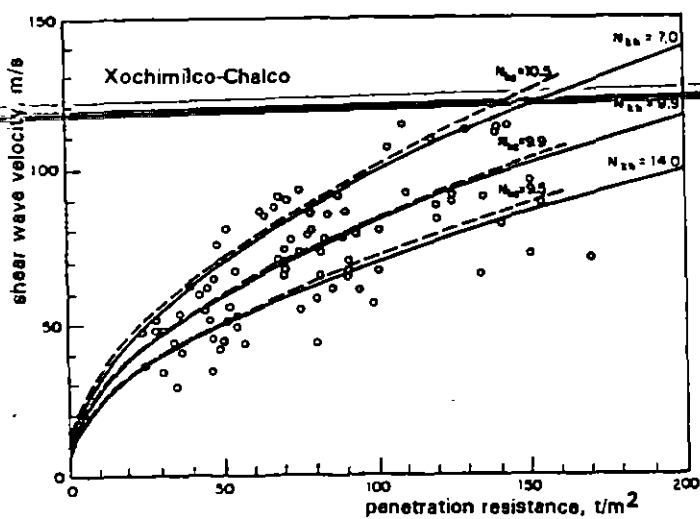


Fig 5 Shear wave velocity against penetration resistance. Xochimilco-Chalco lake

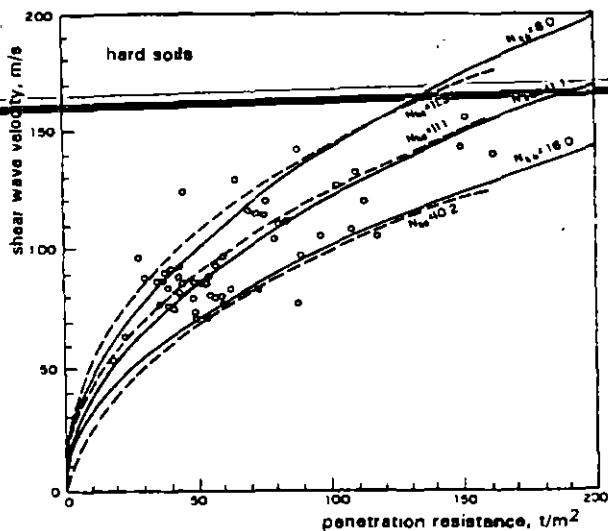


Fig 6 Shear wave velocity against penetration resistance. Non plastic soils in the totality of the ancient lake beds in the Valley of Mexico

The elastic relationship between the dominant period, T_0 , of a soil deposit of depth H and mean shear wave velocity, \bar{V}_s is $T_0 = 4H/\bar{V}_s$. The value obtained thus agrees well, in general, with dominant period determined experimentally in many sites in Mexico City from ambient vibration studies or from surficial movements recorded during earthquakes, even for large magnitude events like those that occurred in 1985 (Lermo *et al.*, 1990) due to the fact that Mexico City clay exhibits nearly elastic behaviour at rather large strains levels, as has been shown and discussed previously (e. g. Romo and Ovando, 1995). An expression for \bar{V}_s is:

$$\bar{V}_s = \frac{H}{\sum_{i=1}^n \frac{h_i}{V_{s_i}}} \quad (11)$$

where h_i and V_{s_i} are the thicknesses and the shear wave velocities of the strata that constitute the soil deposit.

The procedure for using equation (6) or (10) is to first determine the dominant period from ambient vibration measurements, which is cheap and pretty straight forward or, alternatively, from maps of equal period contours like those included in the Mexico City Building Code. Secondly, to find a combination of V_{s_i} values obtained from either of these equations, within the bounds of dispersion indicated in figs 4 to 6, such that it satisfies (10) and (11). In doing so, due regard must be given to stratigraphical variations observed in the results of any CPT sounding. This procedure reduces the scatter in the values of shear wave velocity.

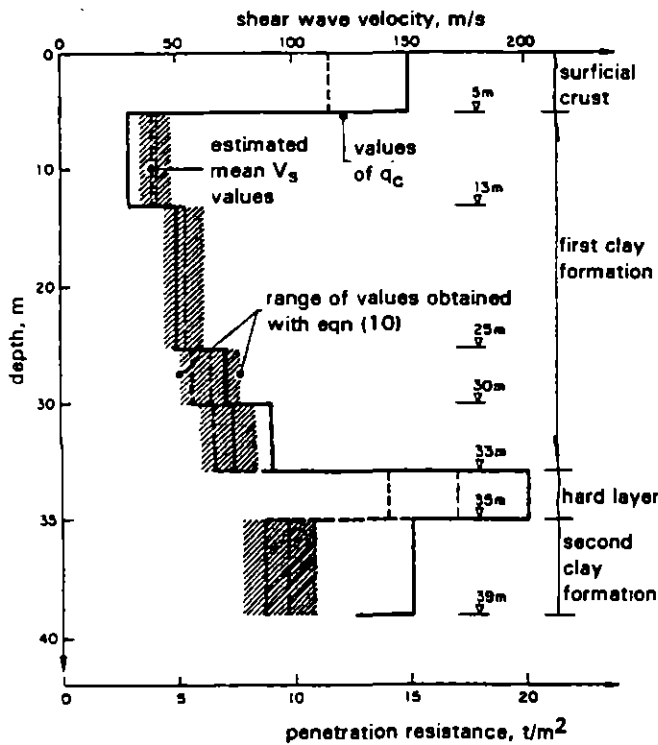


Fig 7 Simplified CPT and shear wave velocity profiles for a site in the pre-loaded Texcoco lakebed

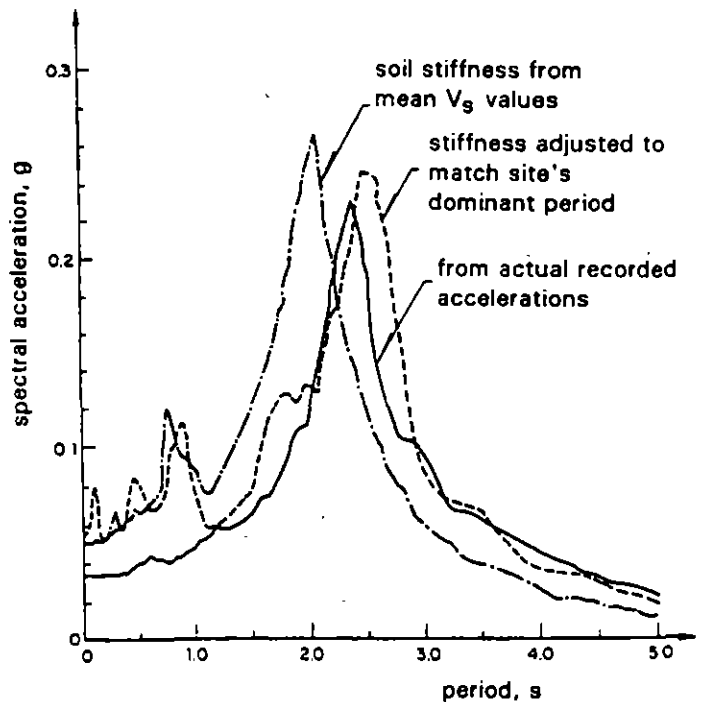


Fig 8 Response spectra from recorded accelerations and from 1-D analyses. The site is located in the pre-loaded Texcoco lakebed

EXAMPLE

The use of the proposed correlations and the suggested procedure for applying them is illustrated with results of a CPT sounding performed at a site within the old lake bed in Mexico City. The simplified profile is shown in fig 7, together with the shear wave velocities estimated with equation (10). Surface acceleration records obtained during the 25 April, 1989, earthquake were available at that site. The data given in figure 7 were used to model the stratigraphy. Surficial movements along one of the horizontal components were calculated using a one dimensional wave propagation model (Schanbel *et al*, 1972), using as input motion a record obtained at a hard soil site in the hills of the city. The response spectra shown in fig 8 (5 % damping) were obtained from the actual accelerograms and from the movements calculated with the 1-D model. As indicated there, one of the response spectra was obtained from a model in which shear wave velocities are the mean values predicted by equation (10), i. e. $N_{ch} = 9.5$, whilst the other one was obtained adjusting the values of shear wave velocity within the bounds indicated in fig 7, until the site's natural period was matched. This spectrum closely agrees with the one obtained from the actual surficial accelerations.

CONCLUSIONS

Cavity expansion theory can be used to interpret CPT soundings and to relate soil stiffness and strength. Other relationships between stiffness and strength can be obtained postulating that dynamic soil behaviour can be adequately represented with hyperbolic stress-strain models. Both these approaches were used to justify the correlations between penetration resistance, obtained from CPT soundings, and shear wave velocity.

Shear wave velocities obtained from down-hole and suspension logging tests, together with the results of CPT soundings were used to calibrate the proposed correlations. Experimentally determined data follow the expected trends but show considerable scatter and the correlations must therefore be used judiciously. A site's dominant period reduces the uncertainty involved in using the proposed correlations and may lead to very satisfactory estimations of actual response spectra in Mexico City.

The correlations derived in this paper provide useful approximate estimates of the shear wave velocity profiles from CPT soundings and also give an idea of their range of variation but must never be used to substitute field or laboratory tests to obtain dynamic soil properties.

REFERENCES

- Hill, R. (1950). *The Mathematical Theory of Plasticity*, Oxford University Press, Oxford, United Kingdom
- Jaime, A. (1987). *Características dinámicas de la arcilla del valle de México*, tesis doctoral, Facultad de Ingeniería, UNAM
- Kitsunesaki, C. (1980). A new method for shear wave logging, *Geophysics*, 45, 110
- Ladanyi, B. (1967). Deep punching of sensitive clays, *Memorias del Tercer Congreso Panamericano de Mecánica de Suelos e Ingeniería de Fundaciones*, 1, 533-546, Caracas, Venezuela
- Armo, J., Cabrera, R., Cesati, G. y Ortega R. (1990). Estimación del período dominante en 18 sitios del Distrito Federal, *Memorias XV Reunión Nacional de Mecánica Suelos*, 1, 55-68, San Luis Potosí, México
- Ovando, E. y Romo, M. P. (1992). Estimación de la velocidad de ondas S en la arcilla de la ciudad de México con ensayos de cono, *Sismodinámica*, 2, 107-123

- Romo, M.P. (1995). Clay behavior, ground response and soil-structure interaction studies in Mexico City, State of the Art Paper, *Proc. Third Int. Conf. on Recent Advances in Geotech. Earth. Engng. and Soil Dynamics*, Univ. of Missouri, Rolla, St. Louis, Mo.
- Romo, M. P. and Ovando, E. (1995). Geoseismic zonation in Mexico and its application for design spectra computations, State of the Art Paper, *Proc. Xth Panamerican Conf. on Soil Mech. and Found. Engng., vol. 4, Guadalajara, México*
- Santoyo, E., Riqing, L. X. y Ovando, E. (1989). *El Cono en la Exploración Geotécnica*, TGC Geotecnia, México
- Schnabel, P. B., Lysmer, J. y Seed, H. B. (1972). *SHAKE: A computer program for earthquake response analysis of horizontally layered sites, rep. UCB/EERC-72/12*, Universidad de California, Berkeley



**FACULTAD DE INGENIERIA U.N.A.M.
DIVISION DE EDUCACION CONTINUA**

XXII CURSO INTERNACIONAL DE INGENIERIA SISMICA

MODULO IV: DISEÑO SISMICO DE CIMENTACIONES

**TEMA: MODELLING THE DINAMIC BEHAVIOUR OF MEXICAN
CLAYS**

**EXPOSITOR: DR. EFRAIN OVANDO SHELLEY
1996**

Proc 11 WCEE
Acapulco, Mexico
june, 1996

MODELLING THE DYNAMIC BEHAVIOUR OF MEXICAN CLAYS

M. P. ROMO and E. OVANDO-SHELLEY

Instituto de Ingeniería, UNAM
A. P. 70-472, Coyoacán 04510, Mexico City

ABSTRACT

This paper presents a cursory look into some of the results of recent research carried out in the Instituto de Ingeniería, UNAM, into the dynamic behaviour of clayey soils. It shows the development of hyperbolic stress-strain relationships with which the most relevant features of the behaviour of two very different soils can be modelled, clays from the Campeche Sound in the Gulf of Mexico and Mexico City clays. The model depends on parameters that can be expressed in terms of experimental functions of plasticity index and relative consistency. Even though the models are formally the same, the functions that define them are different for the two soils studied. This reflects the influence of soil origin and type, mineralogy and geological formation processes on these functions.

KEYWORDS

~~Laboratory tests, dynamic properties, marine clays, lacustrine clays, behavior modelling~~

INTRODUCTION

Among other factors, the dynamic behaviour of clays depends on the magnitude of the strains induced by the application of stresses. For shear strains of the order of 10^{-4} %, they behave like viscous elastic solids, for strains of up to about 10^{-1} %, stiffness and strength depend on stress history and state, and are influenced strongly by soil plasticity. Experimental results accumulated over the last few years at the Instituto de Ingeniería, UNAM, indicate that relative consistency (or liquidity index) also bears an important influence on the shape of stiffness-strain and damping ratio-strain curves; together with soil plasticity, it is one of the key parameters for studying the behaviour of clayey soils subjected to cyclic dynamic loads. This paper describes the way in which these two index properties can be incorporated into hyperbolic stress-strain relationships to model the dynamic behaviour of two types of clays with highly contrasting plasticity index values.

MATERIALS USED

The first material is a marine clay from the Campeche Sound, in the Gulf of Mexico, off the coasts of the state of Campeche. Samples were retrieved from the sea bottom at depths ranging from 16 to more than 120 m. A detailed description of index properties as well as of its static and dynamic characteristics can be found elsewhere (Romo and Ovando, 1993). The clays referred to in this paper had natural water contents that varied between 25 and 72 % (average: 45 %); their plasticity indices ranged from 31 to 59 % (average: 39 %).

Mexico City clay is notorious for its high plasticity, low strength and it is also very compressible. The test results presented here were taken from studies performed using materials sampled from three different sites within the old lake zone; the behaviour observed in these results is a representative example of the one described more thoroughly in other papers (Romo, 1995; Romo and Ovando, 1995). Natural water contents of the samples tested vary between 155 and 366 % (average: 242 %) and their plasticity indices between 149 and 190 % (average: 189 %).

Each of the specimens was consolidated isotropically and subjected to undrained cyclic two-way loading in triaxial cells; the samples underwent 30 cycles of increasing amplitude until failure was attained. Some of the samples were also tested in a resonant column in order to look at their small strain behaviour.

SHEAR MODULUS AT SMALL STRAINS

Values of the shear modulus at small strains provide estimates of its initial or maximum value, G_{max} , which can be obtained from geophysical tests in the field or, typically but not exclusively, from the resonant column test in the laboratory. Field tests measure shear wave velocity propagation, V_s , and shear modulus is obtained indirectly with an elastic relationship ($G = \rho V_s^2$; ρ = mass density). G_{max} values estimated from a field test are usually higher than those obtained from resonant column tests as the strain levels induced in the former type of test can be at least an order of magnitude smaller than the strains experienced by a soil sample tested in a resonant column. Disturbances due to sampling or handling of soil specimens also affect the results of laboratory tests; so do ageing effects which can not be reproduced in the laboratory. These problems have received the attention of numerous workers in the past, like Anderson and Richart (1976), Anderson and Stokoe (1978), Hight *et al* (1985), *inter alia*.

Recent comparative studies have shown that in the highly plastic Mexico city clays with low relative consistencies, differences in field and laboratory estimates of G_{max} are less important than in less plastic materials having higher relative consistencies (Ovando *et al*, 1995). Calling G_{max}^f the field value of the initial shear modulus and G_{max}^l its value obtained from a laboratory test, the quotient between both of these was found to be (pending further verification):

$$G_{max}^f / G_{max}^l \approx 1.4e^{C_r} \quad (1)$$

where C_r is the relative consistency. Brittle soils having large relative consistencies are more prone to be affected by sampling or handling disturbances; hence the quotient tends to a value of about 4 whilst it tends to 1.4 for soils with water contents equal to their liquid limit.

Initial shear moduli obtained in the laboratory also depend strongly on relative consistency. In order to view this, values of G_{max} obtained from cyclic triaxial cells were plotted against the consolidation stress. The graph presented in fig 1 shows data obtained from tests on soils from the Campeche Sound and the one in fig 2, from the Mexico City clays. A cursory look at the data would indicate that G_{max} is not related to

consolidation pressure. However, when data are organized according to the values of relative consistency, definite trends can be established, as suggested by fig 1 for the case of the soils from the Campeche Sound. The data there were fitted to the following equation:

$$G_{max} = G_0 + \frac{95(C_r - 0.023)}{1 - (C_r - 0.023)} \sigma_c \quad (2)$$

where G_0 is the shear modulus obtained when the confining pressure, σ_c , is nil.

The data from the Mexico City clays is better organized when plasticity index, PI , is introduced as an additional parameter and can be fitted to

$$G_{max} = 122 P_a \left(\frac{1}{PI - C_r} \right)^{(PI - C_r)} \left(\frac{\sigma_c}{P_a} \right)^{0.82} \quad (3)$$

where P_a is an arbitrary reference pressure to obtain dimensional homogeneity. The curves of G_{max} against σ_c of figs 1 and 2 can not be fitted in one graph leading, consequently, to a single analytical expression to relate them. This is not surprising as it reflects that soil origin and type, geological formation processes and mineralogy, amongst other factors, affect initial stiffness. Further research is required to clarify the influence and importance of each of them.

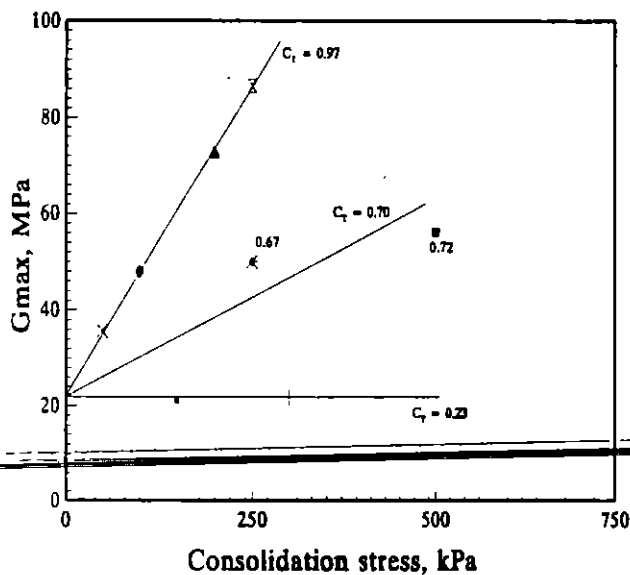


Fig 1 Initial shear modulus of the Campeche Sound clay as a function of consolidation stress and relative consistency

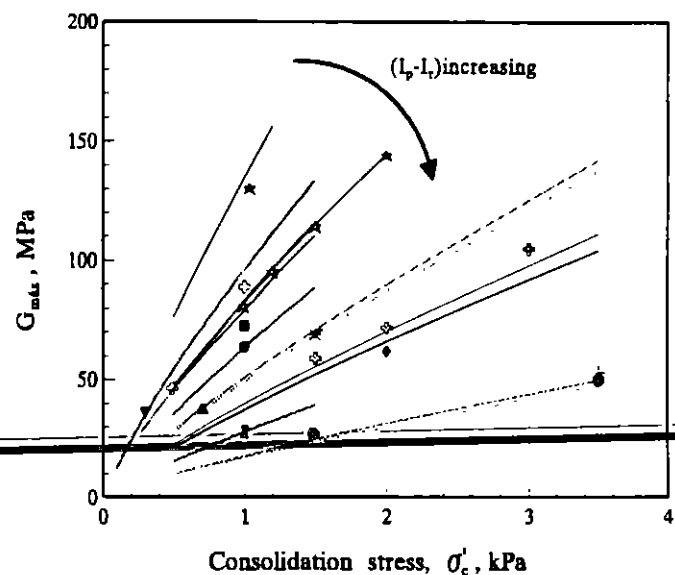


Fig 2 Initial shear of clays from Mexico City as a function of consolidation stress and the difference $(PI - Cr)$

SHEAR MODULI AT LARGER STRAINS

Cyclic triaxial test results were used to obtain values of shear moduli as a function of shear strain to produce the graphs in figs 3 and 4, for the clays from the Campeche Sound and Mexico City, respectively. All the samples were isotropically consolidated under different effective confining stresses. Note the rather small values of G_{max} exhibited by the Mexico City clay, which span from about 5 to 20 MPa whereas in the Campeche Sound materials these were mostly around 50 MPa. Referring to fig 3, the flat initial portion of the curves obtained for the stiffer, more brittle materials from the Campeche Sound, covers strain levels of

about 0.01 % whilst the more plastic materials retrieved from shallow depths near the sea bed show little degradation of stiffness for strains well above 0.1 %. In fact, the stiffness-strain behaviour of the soft Campeche Sound clays closely resembles the one shown in fig 4 for the Mexico City clays. At least in this respect, it can be argued that the latter are not unique. The curves in both fig 3 and 4 can be modelled with

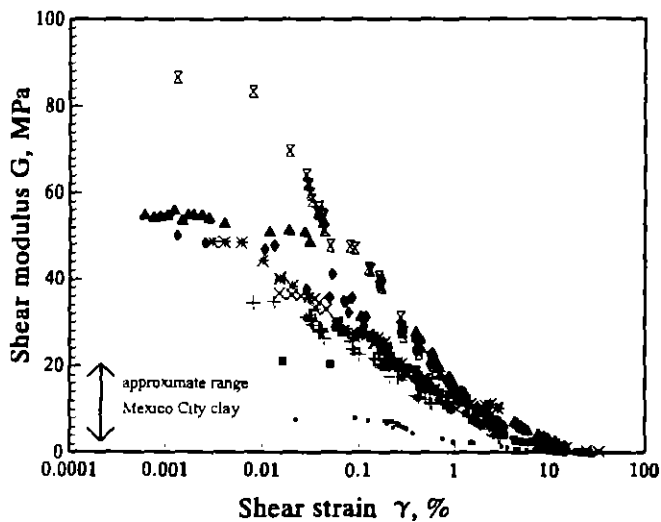


Fig 3 Shear moduli against strain for the Campeche Sound clays

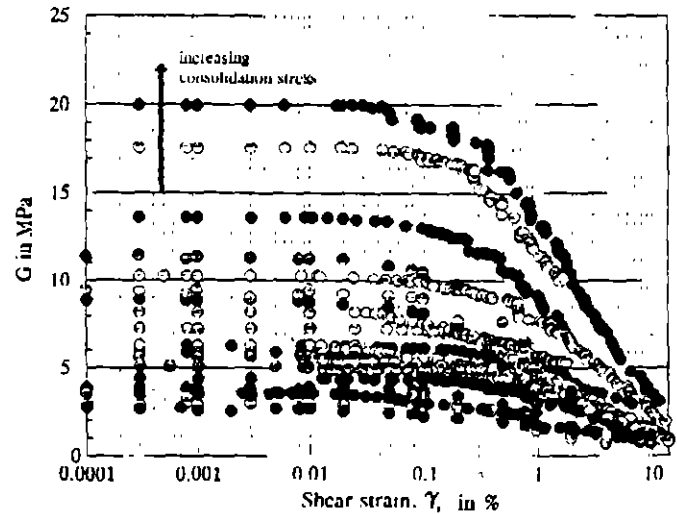


Fig 4 Stiffness-strain curves, Mexico City clay

$$G = G_{max}(1 - H(\gamma)) \quad (4)$$

where

$$H(\gamma) = \left[\frac{(\gamma/\gamma_r)^{2B}}{1 + (\gamma/\gamma_r)^{2B}} \right]^A \quad (5)$$

G is the shear modulus for any shear strain, γ and γ_r is a reference strain. The stiffness-strain curves for the marine clays from the Campeche Sound are adequately modelled adopting constant values of $A (= 1.0)$ and $B (= 0.5)$. In the case of the Mexico City clays, A depends on an experimentally determined function of plasticity index, A' , and on relative consistency, i. e. $A = A' + C_r$; B is another experimental function that only depends on the former. Plots of A' and B against plasticity index are given in figs 5 and 6. As it might have been expected, γ_r also depends on plasticity index or relative consistency (figs 7 and 8 for the Campeche Sound and the Mexico City clays, respectively). The influence of plasticity index on the dynamic stiffness-strain behaviour of clays was noted previously by other researchers (e.g., Dobry and Vucetic, 1987).

DAMPING RATIO

Hardin and Drnevich (1972) showed that the damping ratio, λ , of viscoelastic materials that obey Masing's rules during cyclic loading is related to shear modulus

$$\lambda = \lambda_{max}(1 - G/G_{max}) \quad (6)$$

where λ_{max} is the maximum value of the damping ratio before soil failure. From equations (4) and (5) and making the necessary substitutions, (6) becomes

$$\lambda = (\lambda_{max} - \lambda_{min})(H(\gamma)) + \lambda_{min} \quad (7)$$

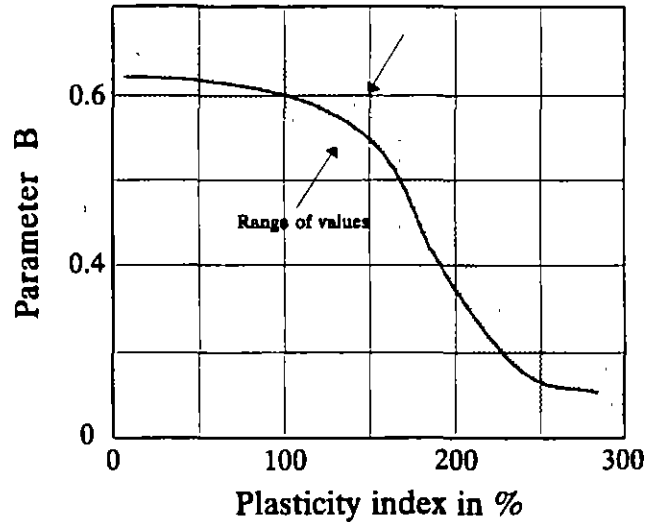
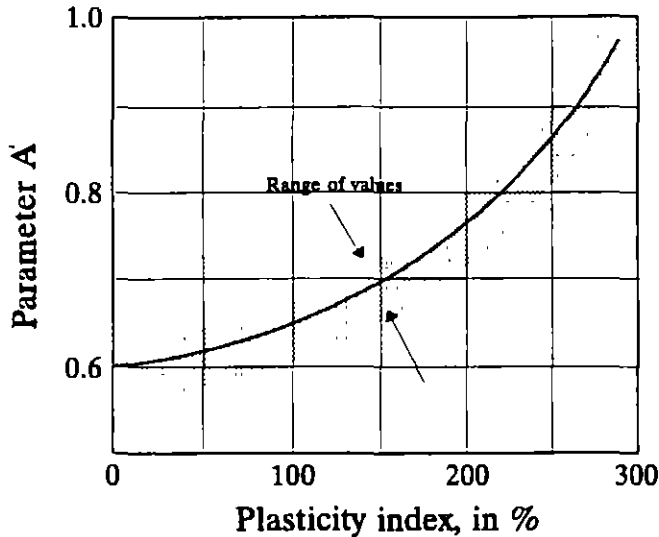


Fig 5 Effect of plasticity index on the parameter A'

Fig 6 Effect of plasticity index on the parameter B

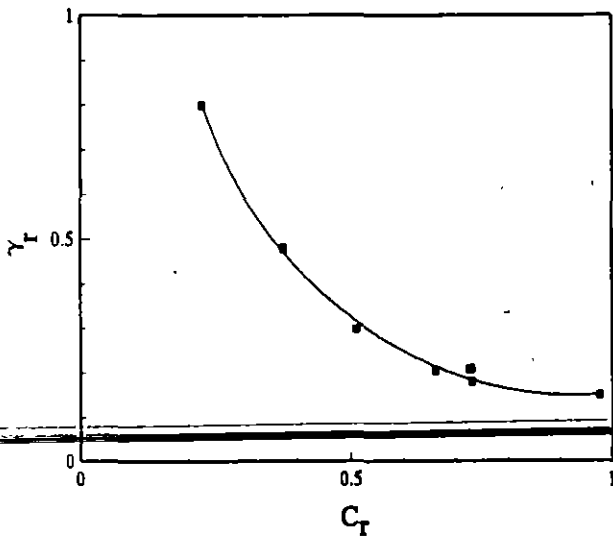


Fig 7 Reference strain, γ_r , as a function of relative consistency, C_r

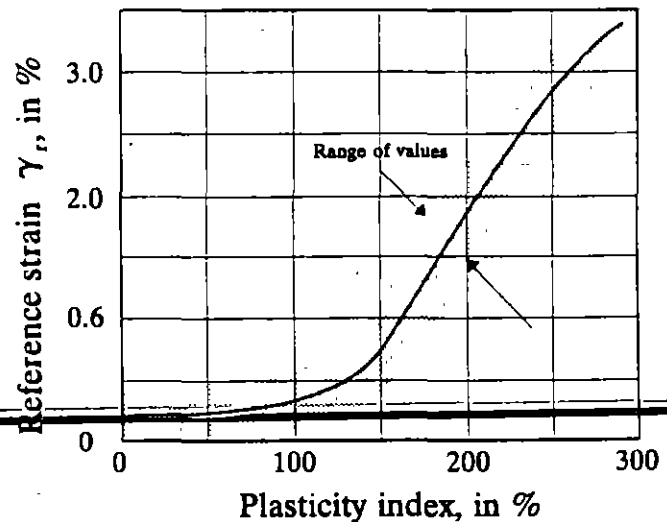


Fig 8 Effect of plasticity index on γ_r

λ_{min} is the initial or small strain value of the damping ratio. This expression shows that λ also depends on plasticity index and relative consistency by virtue of equation (5). The extreme values of λ , λ_{min} and λ_{max} , can be assigned from the results of experiments like those conducted here. Referring to fig 9, λ_{min} and λ_{max} were found to equal 3 and 28 % for the marine clays. In contrast, the extreme values of the damping coefficient of the young lacustrine clays from Mexico City are only 0.5 and 13 %. While the former values fall within the range of those found for many other plastic clays, the latter ones are much smaller than most of the values reported previously in the literature.

Initial stiffness, G_{max} , the relationships between stiffness and strain, damping and strain, as well as the extreme values of λ , can be used to describe many of the aspects of the undrained behaviour of plastic clays during earthquakes but there are other factors that can modify them. Two of them are briefly discussed in what follows.

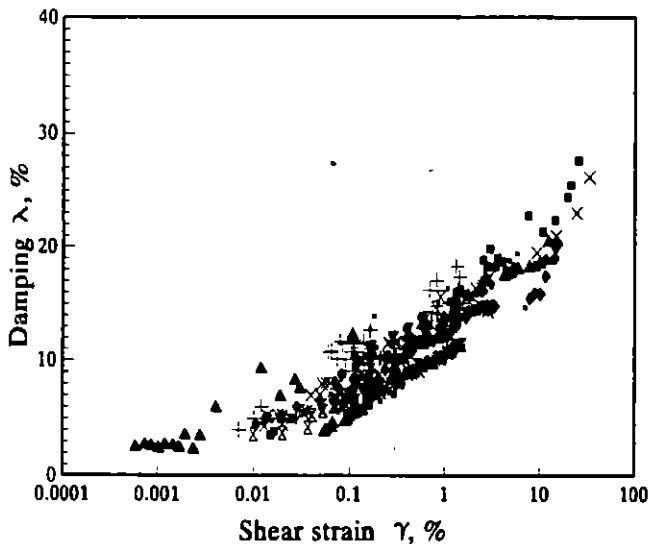


Fig 9 Damping-strain curves, Campeche Sound clays

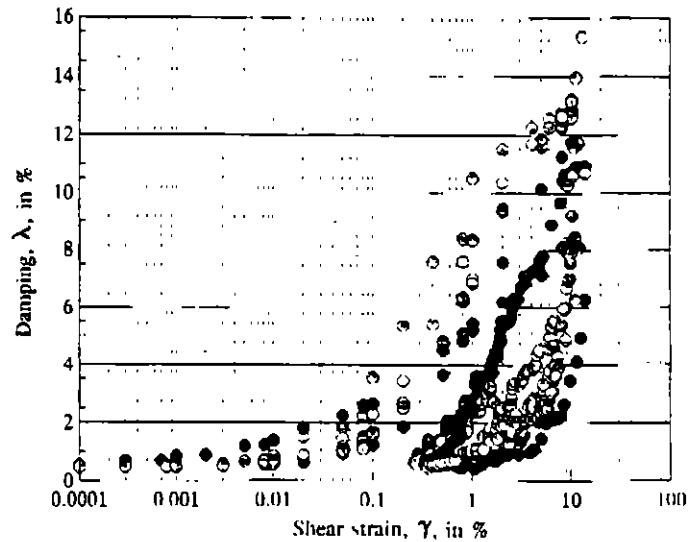


Fig 10 Damping-strain curves, Mexico City clay

Fatigue effects

Repetitive loads degrade stiffness due to fatigue. The amount and rate of degradation depend on soil type and state, stress level, cyclic stress amplitude and number of applied cycles of stress. Cyclic angular distortions at the microstructural level bring about fatigue. Normally consolidated or lightly overconsolidated saturated clays generally accumulate positive pore pressures during cyclic loading which accelerates stiffness degradation but are less affected by this effect than loose non plastic (granular) materials in which it can be catastrophic and may even lead to liquefaction. Fatigue is more important in brittle than in plastic soils. For both the Campeche Sound and the Mexico City clays, the authors have found that the relation put forth by Idriss *et al* (1978) to evaluate fatigue effects, works well

$$G_N = G_0 N^{-t} \quad (8)$$

Fatigue and the accumulation of positive pore pressures seem to be closely related and in the Campeche Sound clays it only became important when the cyclic stress amplitude exceeded 80 % of its undrained strength which roughly coincided with the cyclic stress level at which stiffness degradation also became significant (Romo and Ovando, 1993). The results of the tests described here and of many others performed in Mexico City clay indicate that pore pressure build up due to the application of repetitive loads only becomes apparent when the cyclic strain amplitude reaches 2 to 3 %. Even then, the magnitude of the excess pore pressure seldom exceeds $0.3\sigma'_c$ (Romo, 1995)

Permanent displacements

When a soil is subjected to cyclic loading, it undergoes transient cyclic deformations; after a number of load applications permanent, non reversible deformations appear. Both cyclic transient and permanent deformations depend on cyclic stress amplitude but the latter also depend on the duration of loading.

Experiments in a large variety of soils have shown that these deformations are correlated and that there exists a distinctive strain value beyond which permanent deformations accumulate faster. In the case of the Mexico City clay, the threshold shear strain is about 2.2 % (Romo, 1995), i. e. one order of magnitude larger than the strain obtained from the G versus γ curves of fig 4 to fix the boundary between linear and non linear clay behaviour. The difference between both thresholds suggests that even if the material behaves nonlinearly, it will not necessarily yield plastically. The much higher threshold for the appearance of plastic strains also indicates that irreversible deformations will develop significantly when the material is close to reaching its dynamic failure stress. According to the results of many tests, dynamic failure stresses exceed those found under static conditions by about 30 to 40 % (e. g. Romo and Ovando, 1995), a phenomenon that is most probably due to a loading rate or strain rate effect. Other less rate dependent clayey materials also exhibit different threshold strains to mark the limits of linearity and the appearance of plastic straining. In the case of the Campeche Sound clays the information gathered during the research does not allow for setting the threshold values with certainty but they are definitely smaller than in the Mexico City clays. The same can be expected to be true for other less plastic materials.

CONCLUSIONS

Plasticity index and relative consistency have been shown to be key parameters in defining some of the most relevant features of the dynamic behaviour of two clays having different origins and characteristics: the highly plastic Mexico City clays and the medium plasticity clays from the Campeche Sound. These features can be expressed with a hyperbolic model which depends on properties such as the initial shear modulus, the extreme values of damping and a reference strain. All of these depend on the two key parameters. The model also requires that two experimental parameters be defined, A and B.

Even though the dynamic behaviour of the Campeche Sound and the Mexico City clays can be modelled with expressions that are formally equal, the experimental functions that define the dependency of the properties and experimental parameters of the model on plasticity index and relative consistency are different for these two materials. This reflects that soil origin and type, geological formation processes, microstructure, mineralogy and, indirectly, stress state and history, influence the form of these experimental functions. It also suggests that it may not be possible to obtain general soil models of the type expressed by equations (4) and (7) but it does point out that the approach shown here can be followed to obtain site, or even possibly, region-specific models.

Plasticity index and relative consistency can be obtained from simple tests. Hence, the appeal of the model described here to make preliminary estimations of dynamic properties and dynamic soil response, prior to the actual dynamic testing of soils.

REFERENCES

- Anderson D G y Richart F E Jr, (1976), Effects of straining modulus of clays, *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, ASCE, Vol 102, GT9, pp 975-987
- Anderson D G y Stokoe K H II, (1978), Shear modulus. A time-dependent soil property, *Dynamic Geotechnical Testing*, ASTM STP 654, pp 66-90
- Dobry R and Vucetic M, (1987), Dynamic properties and seismic response of soft clay deposits, *Proceedings International Symposium on Geotechnical Engineering of Soft Soils*, 2, 49-85

- Harding B O and Drnevich V P, (1972), Shear modulus and damping in soils: design equations and curves, *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, ASCE, Vol 98, GT7, pp 667-692
- Hight D W, Gens A and Jardine R J, (1985), Evaluation of geotechnical parameters from triaxial tests on offshore clay, Ch. 16 in : *Advanced in Underwater Technology. In Situ Testing and Sampling Effects*, London: Graham & Trollman
- Idriss I M, Dobry R y Singh R D, (1978), Nonlinear behavior of soft soil clays during cyclic loading, *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, ASCE, Vol GT12, pp 1427-1447
- Ovando-Shelley E, Contreras R and Sámano A, (1995), Seismic cone test in Mexico City, Proc. X *Panamerican Conf. on Soil Mech. and Found. Engng.*, v 1, 340-352, Guadalajara, Mexico
- Romo M P and Ovando E, (1993), *Propiedades y curvas p-y dinámicas de los suelos típicos de la Sonda de Campeche*, Informe del Instituto de Ingeniería elaborado para PEMEX, noviembre
- Romo M P, (1995), Clay behavior, ground response and soil-structure interaction studies in Mexico City, State of the Art Paper, *Proc. Third Int. Conf. on Recent Advances in Geotech. Earth. Engng. and Soil Dynamics*, Univ. of Missouri, Rolla, St. Louis, Mo.
- Romo M P and Ovando E (1995), Geoseismic zonation in Mexico and its application for design spectra computations, State of the Art Paper, *Proc. Xth Panamerican Conf. on Soil Mech. and Found. Engng.*, vol. 4, Guadalajara, México (in press)



**FACULTAD DE INGENIERIA U.N.A.M.
DIVISION DE EDUCACION CONTINUA**

XXII CURSO INTERNACIONAL DE INGENIERIA SISMICA

MODULO IV: DISEÑO SISMICO DE CIMENTACIONES

**TEMA: TABLAS DE FUNCIONES DE IMPEDANCIA PARA
CIMENTACIONES SUPERFICIALES ENTERRADAS EN UN
ESTRATO SIMPLE**

EXPOSITOR: DR. JAVIER AVILES

1996

Palacio de Minería Calle de Tacuba 5 Primer piso Deleg. Cuajaltemoc 06000 México, D.F. APDO Postal M-2285
Teléfonos 512-8955 512-5121 521-7335 521-1987 Fax 510-0573 512-5121 521-4020 AL 26

3.4 TABLAS DE FUNCIONES DE IMPEDANCIA PARA CIMENTACIONES SUPERFICIALES ENTERRADAS EN UN ESTRATO SIMPLE

Para el problema de interacción dinámica suelo-estructura se requiere conocer la magnitud y variación de la rigidez de la cimentación con la frecuencia de excitación. Para ello, las funciones de impedancia rigurosas se pueden determinar mediante un eficiente método de elemento finito desarrollado para tal fin (Tassoulas J y Kausel E, "Elements for the numerical analysis of wave motion in layered strata", *International Journal of Numerical Methods in Engineering*, Vol. 19, 1983). Con base en ese método se elaboraron un conjunto de tablas de rigideces estáticas y coeficientes de rigidez y amortiguamiento para los modos de traslación horizontal, rotación y acoplamiento de cimentaciones circulares enterradas en un estrato viscoelástico con base rígida.

Las rigideces dinámicas que se presentan a continuación están normalizadas de suerte que se pueden emplear para situaciones generales. Los parámetros que se consideran como variables son el coeficiente de Poisson efectivo del sitio, ν , la profundidad de desplante de la cimentación, D , la profundidad del depósito de suelo, H , el radio equivalente de la cimentación, R , y la velocidad efectiva de propagación del sitio, β . El rango de variación establecido para estos parámetros pretende cubrir una gama amplia de casos que se presentan en la práctica. Para valores intermedios vale interpolar linealmente.

En las tablas i, j, k ($i = 1, \dots, 3$; $j = 1, \dots, 5$; $k = 1, \dots, 3$) se presentan funciones de impedancia para cimentaciones con paredes laterales en contacto total o nulo con el suelo y los siguientes valores: $\nu = 1/3$ ($i=1$), 0.45 ($i=2$) y $1/2$ ($i=3$), $H/R = 2$ ($j=1$), 4 ($j=2$), 6 ($j=3$), 8 ($j=4$) y 10 ($j=5$) y $D/R = 0$ ($k=1$), $1/4$ ($k=2$) y $1/2$ ($k=3$). En todos los casos se consideró un amortiguamiento efectivo del sitio $\zeta = 0.05$. Para valores de amortiguamiento alrededor del 5 por ciento, digamos $0.03 \leq \zeta \leq 0.07$, se pueden utilizar estas mismas tablas pero reemplazando el amortiguamiento considerado por el amortiguamiento de interés al construir las funciones de impedancia.

Tabla 1.1.2 Rigideces estáticas y coeficientes de impedancia

Pared lateral: contacto total $\nu = 1/3$ $H/R = 2$ $D/R = 1/4$						
$\frac{\eta}{2\pi}$	$\frac{K_h^0}{GR} = 9.139$		$\frac{K_r^0}{GR^3} = 6.701$		$\frac{K_{hr}^0}{GR^2} = .479$	
	k_h	c_h	k_r	c_r	k_{hr}	c_{hr}
1	1		1		1	
Pared lateral: contacto nulo $\nu = 1/3$ $H/R = 2$ $D/R = 1/4$						
$\frac{\eta}{2\pi}$	$\frac{K_h^0}{GR} = 8.065$		$\frac{K_r^0}{GR^3} = 5.058$		$\frac{K_{hr}^0}{GR^2} = -.469$	
	k_h	c_h	k_r	c_r	k_{hr}	c_{hr}
1	1		1		1	

Tabla 1.1.3 Rigideces estáticas y coeficientes de impedancia

Pared lateral: contacto total $\nu = 1/3$ $H/R = 2$ $D/R = 1/2$						
$\frac{\eta}{2\pi}$	$\frac{K_h^0}{GR} = 11.573$		$\frac{K_r^0}{GR^3} = 9.545$		$\frac{K_{hr}^0}{GR^2} = 1.729$	
	k_h	c_h	k_r	c_r	k_{hr}	c_{hr}
1	1		1		1	
Pared lateral: contacto nulo $\nu = 1/3$ $H/R = 2$ $D/R = 1/2$						
$\frac{\eta}{2\pi}$	$\frac{K_h^0}{GR} = 8.839$		$\frac{K_r^0}{GR^3} = 5.638$		$\frac{K_{hr}^0}{GR^2} = -.614$	
	k_h	c_h	k_r	c_r	k_{hr}	c_{hr}
1	1		1		1	

Tabla 1.4.2 Rigideces estáticas y coeficientes de impedancia

Pared lateral: contacto total $\nu = 1/3$ H/R = 8 D/R = 1/4						
$\frac{\eta}{2\pi}$	$\frac{K_h^0}{GR} = 7.294$		$\frac{K_r^0}{GR^3} = 6.372$		$\frac{K_{hr}^0}{GR^2} = .123$	
	k_h	c_h	k_r	c_r	k_{hr}	c_{hr}
1	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.9	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.8	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.7	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.6	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.5	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.4	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.3	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.2	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.1	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.0	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000

Pared lateral: contacto nulo $\nu = 1/3$ H/R = 8 D/R = 1/4						
$\frac{\eta}{2\pi}$	$\frac{K_h^0}{GR} = 6.789$		$\frac{K_r^0}{GR^3} = 4.877$		$\frac{K_{hr}^0}{GR^2} = -.519$	
	k_h	c_h	k_r	c_r	k_{hr}	c_{hr}
1	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.9	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.8	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.7	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.6	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.5	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.4	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.3	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.2	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.1	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.0	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000

Tabla 2.2.2 Rigideces estáticas y coeficientes de impedancia

Pared lateral: contacto total $\nu = 0.45$ $H/R = 4$ $D/R = 1/4$						
$\frac{\eta}{2\pi}$	$\frac{K_h^0}{GR} = 8.369$		$\frac{K_r^0}{GR^3} = 7.202$		$\frac{K_{hr}^0}{GR^2} = .600$	
	k_h	c_h	k_r	c_r	k_{hr}	c_{hr}
1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	1	1	1
3	1	1	1	1	1	1
4	1	1	1	1	1	1
5	1	1	1	1	1	1
6	1	1	1	1	1	1
7	1	1	1	1	1	1
8	1	1	1	1	1	1
9	1	1	1	1	1	1
10	1	1	1	1	1	1
11	1	1	1	1	1	1
12	1	1	1	1	1	1
13	1	1	1	1	1	1
14	1	1	1	1	1	1
15	1	1	1	1	1	1
16	1	1	1	1	1	1
17	1	1	1	1	1	1
18	1	1	1	1	1	1
19	1	1	1	1	1	1
20	1	1	1	1	1	1
21	1	1	1	1	1	1
22	1	1	1	1	1	1
23	1	1	1	1	1	1
24	1	1	1	1	1	1
25	1	1	1	1	1	1
26	1	1	1	1	1	1
27	1	1	1	1	1	1
28	1	1	1	1	1	1
29	1	1	1	1	1	1
30	1	1	1	1	1	1
31	1	1	1	1	1	1
32	1	1	1	1	1	1
33	1	1	1	1	1	1
34	1	1	1	1	1	1
35	1	1	1	1	1	1
36	1	1	1	1	1	1
37	1	1	1	1	1	1
38	1	1	1	1	1	1
39	1	1	1	1	1	1
40	1	1	1	1	1	1
41	1	1	1	1	1	1
42	1	1	1	1	1	1
43	1	1	1	1	1	1
44	1	1	1	1	1	1
45	1	1	1	1	1	1
46	1	1	1	1	1	1
47	1	1	1	1	1	1
48	1	1	1	1	1	1
49	1	1	1	1	1	1
50	1	1	1	1	1	1
51	1	1	1	1	1	1
52	1	1	1	1	1	1
53	1	1	1	1	1	1
54	1	1	1	1	1	1
55	1	1	1	1	1	1
56	1	1	1	1	1	1
57	1	1	1	1	1	1
58	1	1	1	1	1	1
59	1	1	1	1	1	1
60	1	1	1	1	1	1
61	1	1	1	1	1	1
62	1	1	1	1	1	1
63	1	1	1	1	1	1
64	1	1	1	1	1	1
65	1	1	1	1	1	1
66	1	1	1	1	1	1
67	1	1	1	1	1	1
68	1	1	1	1	1	1
69	1	1	1	1	1	1
70	1	1	1	1	1	1
71	1	1	1	1	1	1
72	1	1	1	1	1	1
73	1	1	1	1	1	1
74	1	1	1	1	1	1
75	1	1	1	1	1	1
76	1	1	1	1	1	1
77	1	1	1	1	1	1
78	1	1	1	1	1	1
79	1	1	1	1	1	1
80	1	1	1	1	1	1
81	1	1	1	1	1	1
82	1	1	1	1	1	1
83	1	1	1	1	1	1
84	1	1	1	1	1	1
85	1	1	1	1	1	1
86	1	1	1	1	1	1
87	1	1	1	1	1	1
88	1	1	1	1	1	1
89	1	1	1	1	1	1
90	1	1	1	1	1	1
91	1	1	1	1	1	1
92	1	1	1	1	1	1
93	1	1	1	1	1	1
94	1	1	1	1	1	1
95	1	1	1	1	1	1
96	1	1	1	1	1	1
97	1	1	1	1	1	1
98	1	1	1	1	1	1
99	1	1	1	1	1	1
100	1	1	1	1	1	1

Tabla 2.3.1 Rigideces estáticas y coeficientes de impedancia

Pared lateral: contacto total $\nu = 0.45$ $H/R = 6$ $D/R = 0$						
$\frac{\eta}{2\pi}$	$\frac{K_h^0}{GR} = 6.007$		$\frac{K_r^0}{GR^3} = 5.427$		$\frac{K_{hr}^0}{GR^2} = -.105$	
	K_h	C_h	K_r	C_r	K_{hr}	C_{hr}
1						
Pared lateral: contacto nulo $\nu = 0.45$ $H/R = 6$ $D/R = 0$						
$\frac{\eta}{2\pi}$	$\frac{K_h^0}{GR} = 6.007$		$\frac{K_r^0}{GR^3} = 5.427$		$\frac{K_{hr}^0}{GR^2} = -.105$	
	K_h	C_h	K_r	C_r	K_{hr}	C_{hr}
1						

Tabla 2.3.2 Rigideces estáticas y coeficientes de impedancia

Pared lateral: contacto total $\nu = 0.45$ H/R = 6 D/R = 1/4						
$\frac{\eta}{2\pi}$	$\frac{K_h^0}{GR} = 8.054$		$\frac{K_r^0}{GR^3} = 7.518$		$\frac{K_{hr}^0}{GR^2} = .475$	
	k_h	c_h	k_r	c_r	k_{hr}	c_{hr}
1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.9500	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.9000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.8500	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.8000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.7500	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.7000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.6500	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.6000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.5500	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.5000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.4500	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.4000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.3500	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.3000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.2500	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.2000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.1500	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.1000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.0500	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000

Pared lateral: contacto nulo $\nu = 0.45$ H/R = 6 D/R = 1/4						
$\frac{\eta}{2\pi}$	$\frac{K_h^0}{GR} = 7.529$		$\frac{K_r^0}{GR^3} = 5.794$		$\frac{K_{hr}^0}{GR^2} = -.256$	
	k_h	c_h	k_r	c_r	k_{hr}	c_{hr}
1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.9500	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.9000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.8500	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.8000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.7500	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.7000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.6500	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.6000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.5500	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.5000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.4500	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.4000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.3500	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.3000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.2500	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.2000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.1500	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.1000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.0500	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000

Tabla 2.5.1 Rigideces estáticas y coeficientes de impedancia

Pared lateral: contacto total $\nu = 0.45$ $H/R = 10$ $D/R = 0$						
$\frac{\eta}{2\pi}$	$\frac{K_h^0}{GR} = 5.815$		$\frac{K_r^0}{GR^3} = 5.414$		$\frac{K_{hr}^0}{GR^2} = -.123$	
	k_h	c_h	k_r	c_r	k_{hr}	c_{hr}
1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	1	1	1
3	1	1	1	1	1	1
4	1	1	1	1	1	1
5	1	1	1	1	1	1
6	1	1	1	1	1	1
7	1	1	1	1	1	1
8	1	1	1	1	1	1
9	1	1	1	1	1	1
10	1	1	1	1	1	1
11	1	1	1	1	1	1
12	1	1	1	1	1	1
13	1	1	1	1	1	1
14	1	1	1	1	1	1
15	1	1	1	1	1	1
16	1	1	1	1	1	1
17	1	1	1	1	1	1
18	1	1	1	1	1	1
19	1	1	1	1	1	1
20	1	1	1	1	1	1
21	1	1	1	1	1	1
22	1	1	1	1	1	1
23	1	1	1	1	1	1
24	1	1	1	1	1	1
25	1	1	1	1	1	1
26	1	1	1	1	1	1
27	1	1	1	1	1	1
28	1	1	1	1	1	1
29	1	1	1	1	1	1
30	1	1	1	1	1	1
31	1	1	1	1	1	1
32	1	1	1	1	1	1
33	1	1	1	1	1	1
34	1	1	1	1	1	1
35	1	1	1	1	1	1
36	1	1	1	1	1	1
37	1	1	1	1	1	1
38	1	1	1	1	1	1
39	1	1	1	1	1	1
40	1	1	1	1	1	1
41	1	1	1	1	1	1
42	1	1	1	1	1	1
43	1	1	1	1	1	1
44	1	1	1	1	1	1
45	1	1	1	1	1	1
46	1	1	1	1	1	1
47	1	1	1	1	1	1
48	1	1	1	1	1	1
49	1	1	1	1	1	1
50	1	1	1	1	1	1

Pared lateral: contacto nulo $\nu = 0.45$ $H/R = 10$ $D/R = 0$

$\frac{\eta}{2\pi}$	$\frac{K_h^0}{GR} = 5.815$		$\frac{K_r^0}{GR^3} = 5.414$		$\frac{K_{hr}^0}{GR^2} = -.123$	
	k_h	c_h	k_r	c_r	k_{hr}	c_{hr}
1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	1	1	1
3	1	1	1	1	1	1
4	1	1	1	1	1	1
5	1	1	1	1	1	1
6	1	1	1	1	1	1
7	1	1	1	1	1	1
8	1	1	1	1	1	1
9	1	1	1	1	1	1
10	1	1	1	1	1	1
11	1	1	1	1	1	1
12	1	1	1	1	1	1
13	1	1	1	1	1	1
14	1	1	1	1	1	1
15	1	1	1	1	1	1
16	1	1	1	1	1	1
17	1	1	1	1	1	1
18	1	1	1	1	1	1
19	1	1	1	1	1	1
20	1	1	1	1	1	1
21	1	1	1	1	1	1
22	1	1	1	1	1	1
23	1	1	1	1	1	1
24	1	1	1	1	1	1
25	1	1	1	1	1	1
26	1	1	1	1	1	1
27	1	1	1	1	1	1
28	1	1	1	1	1	1
29	1	1	1	1	1	1
30	1	1	1	1	1	1
31	1	1	1	1	1	1
32	1	1	1	1	1	1
33	1	1	1	1	1	1
34	1	1	1	1	1	1
35	1	1	1	1	1	1
36	1	1	1	1	1	1
37	1	1	1	1	1	1
38	1	1	1	1	1	1
39	1	1	1	1	1	1
40	1	1	1	1	1	1
41	1	1	1	1	1	1
42	1	1	1	1	1	1
43	1	1	1	1	1	1
44	1	1	1	1	1	1
45	1	1	1	1	1	1
46	1	1	1	1	1	1
47	1	1	1	1	1	1
48	1	1	1	1	1	1
49	1	1	1	1	1	1
50	1	1	1	1	1	1

Tabla 2.5.2 Rigideces estáticas y coeficientes de impedancia

Pared lateral: contacto total $\nu = 0.45$ $H/R = 10$ $D/R = 1/4$						
$\frac{\eta}{2\pi}$	$\frac{K_h^0}{GR} = 7.725$		$\frac{K_r^0}{GR^3} = 7.486$		$\frac{K_{hr}^0}{GR^2} = .420$	
	k_h	c_h	k_r	c_r	k_{hr}	c_{hr}
1	1	1	1	1	1	1
0.9	1	1	1	1	1	1
0.8	1	1	1	1	1	1
0.7	1	1	1	1	1	1
0.6	1	1	1	1	1	1
0.5	1	1	1	1	1	1
0.4	1	1	1	1	1	1
0.3	1	1	1	1	1	1
0.2	1	1	1	1	1	1
0.1	1	1	1	1	1	1
0	1	1	1	1	1	1
-0.1	1	1	1	1	1	1
-0.2	1	1	1	1	1	1
-0.3	1	1	1	1	1	1
-0.4	1	1	1	1	1	1
-0.5	1	1	1	1	1	1
-0.6	1	1	1	1	1	1
-0.7	1	1	1	1	1	1
-0.8	1	1	1	1	1	1
-0.9	1	1	1	1	1	1
-1	1	1	1	1	1	1

Pared lateral: contacto nulo $\nu = 0.45$ $H/R = 10$ $D/R = 1/4$						
$\frac{\eta}{2\pi}$	$\frac{K_h^0}{GR} = 7.244$		$\frac{K_r^0}{GR^3} = 5.777$		$\frac{K_{hr}^0}{GR^2} = -.273$	
	k_h	c_h	k_r	c_r	k_{hr}	c_{hr}
1	1	1	1	1	1	1
0.9	1	1	1	1	1	1
0.8	1	1	1	1	1	1
0.7	1	1	1	1	1	1
0.6	1	1	1	1	1	1
0.5	1	1	1	1	1	1
0.4	1	1	1	1	1	1
0.3	1	1	1	1	1	1
0.2	1	1	1	1	1	1
0.1	1	1	1	1	1	1
0	1	1	1	1	1	1
-0.1	1	1	1	1	1	1
-0.2	1	1	1	1	1	1
-0.3	1	1	1	1	1	1
-0.4	1	1	1	1	1	1
-0.5	1	1	1	1	1	1
-0.6	1	1	1	1	1	1
-0.7	1	1	1	1	1	1
-0.8	1	1	1	1	1	1
-0.9	1	1	1	1	1	1
-1	1	1	1	1	1	1

Tabla 3.2.1 Rigideces estáticas y coeficientes de impedancia

Pared lateral: contacto total $\nu = 1/2$ H/R = 4 D/R = 0						
$\frac{\eta}{2\pi}$	$\frac{K^0}{GR} = 6.352$		$\frac{K^0}{GR^3} = 5.926$		$\frac{K^0}{GR^2} = .040$	
	K_H	C_H	K_r	C_r	K_{Hr}	C_{Hr}
1	1	1	1	1	1	1

Pared lateral: contacto nulo $\nu = 1/2$ H/R = 4 D/R = 0						
$\frac{\eta}{2\pi}$	$\frac{K^0}{GR} = 6.352$		$\frac{K^0}{GR^3} = 5.926$		$\frac{K^0}{GR^2} = .040$	
	K_H	C_H	K_r	C_r	K_{Hr}	C_{Hr}
1	1	1	1	1	1	1

Tabla 3.4.1 Rigideces estáticas y coeficientes de impedancia

Pared lateral: contacto total $\nu = 1/2$ $H/R = 8$ $D/R = 0$						
$\frac{\eta}{2\pi}$	$\frac{K_h^0}{GR} = 6.302$		$\frac{K_r^0}{GR^3} = 6.435$		$\frac{K_{hr}^0}{GR^2} = .006$	
	k_h	c_h	k_r	c_r	k_{hr}	c_{hr}
1.0000	1.0000	.0000	1.0000	.0000	1.0000	.0000
.0050	.9999	.0000	.9999	.0000	.9999	.0000
.0100	.9996	.0000	.9996	.0000	.9996	.0000
.0150	.9989	.0000	.9989	.0000	.9989	.0000
.0200	.9978	.0000	.9978	.0000	.9978	.0000
.0250	.9964	.0000	.9964	.0000	.9964	.0000
.0300	.9945	.0000	.9945	.0000	.9945	.0000
.0350	.9922	.0000	.9922	.0000	.9922	.0000
.0400	.9894	.0000	.9894	.0000	.9894	.0000
.0450	.9862	.0000	.9862	.0000	.9862	.0000
.0500	.9825	.0000	.9825	.0000	.9825	.0000
.0550	.9784	.0000	.9784	.0000	.9784	.0000
.0600	.9738	.0000	.9738	.0000	.9738	.0000
.0650	.9687	.0000	.9687	.0000	.9687	.0000
.0700	.9632	.0000	.9632	.0000	.9632	.0000
.0750	.9573	.0000	.9573	.0000	.9573	.0000
.0800	.9510	.0000	.9510	.0000	.9510	.0000
.0850	.9443	.0000	.9443	.0000	.9443	.0000
.0900	.9372	.0000	.9372	.0000	.9372	.0000
.0950	.9298	.0000	.9298	.0000	.9298	.0000
.1000	.9220	.0000	.9220	.0000	.9220	.0000

Pared lateral: contacto nulo $\nu = 1/2$ $H/R = 8$ $D/R = 0$						
$\frac{\eta}{2\pi}$	$\frac{K_h^0}{GR} = 6.302$		$\frac{K_r^0}{GR^3} = 6.435$		$\frac{K_{hr}^0}{GR^2} = .006$	
	k_h	c_h	k_r	c_r	k_{hr}	c_{hr}
1.0000	1.0000	.0000	1.0000	.0000	1.0000	.0000
.0050	.9999	.0000	.9999	.0000	.9999	.0000
.0100	.9996	.0000	.9996	.0000	.9996	.0000
.0150	.9989	.0000	.9989	.0000	.9989	.0000
.0200	.9978	.0000	.9978	.0000	.9978	.0000
.0250	.9964	.0000	.9964	.0000	.9964	.0000
.0300	.9945	.0000	.9945	.0000	.9945	.0000
.0350	.9922	.0000	.9922	.0000	.9922	.0000
.0400	.9894	.0000	.9894	.0000	.9894	.0000
.0450	.9862	.0000	.9862	.0000	.9862	.0000
.0500	.9825	.0000	.9825	.0000	.9825	.0000
.0550	.9784	.0000	.9784	.0000	.9784	.0000
.0600	.9738	.0000	.9738	.0000	.9738	.0000
.0650	.9687	.0000	.9687	.0000	.9687	.0000
.0700	.9632	.0000	.9632	.0000	.9632	.0000
.0750	.9573	.0000	.9573	.0000	.9573	.0000
.0800	.9510	.0000	.9510	.0000	.9510	.0000
.0850	.9443	.0000	.9443	.0000	.9443	.0000
.0900	.9372	.0000	.9372	.0000	.9372	.0000
.0950	.9298	.0000	.9298	.0000	.9298	.0000
.1000	.9220	.0000	.9220	.0000	.9220	.0000

Tabla 3.5.2 Rigideces estáticas y coeficientes de impedancia

Pared lateral: contacto total $\nu = 1/2$ $H/R = 10$ $D/R = 1/4$						
$\frac{\eta}{2\pi}$	$\frac{K_h^0}{GR} = 8.103$		$\frac{K_r^0}{GR^3} = 8.945$		$\frac{K_{hr}^0}{GR^2} = .509$	
	K_h	C_h	K_r	C_r	K_{hr}	C_{hr}
1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	1	1	1
3	1	1	1	1	1	1
4	1	1	1	1	1	1
5	1	1	1	1	1	1
6	1	1	1	1	1	1
7	1	1	1	1	1	1
8	1	1	1	1	1	1
9	1	1	1	1	1	1
10	1	1	1	1	1	1
11	1	1	1	1	1	1
12	1	1	1	1	1	1
13	1	1	1	1	1	1
14	1	1	1	1	1	1
15	1	1	1	1	1	1
16	1	1	1	1	1	1
17	1	1	1	1	1	1
18	1	1	1	1	1	1
19	1	1	1	1	1	1
20	1	1	1	1	1	1
21	1	1	1	1	1	1
22	1	1	1	1	1	1
23	1	1	1	1	1	1
24	1	1	1	1	1	1
25	1	1	1	1	1	1
26	1	1	1	1	1	1
27	1	1	1	1	1	1
28	1	1	1	1	1	1
29	1	1	1	1	1	1
30	1	1	1	1	1	1
31	1	1	1	1	1	1
32	1	1	1	1	1	1
33	1	1	1	1	1	1
34	1	1	1	1	1	1
35	1	1	1	1	1	1
36	1	1	1	1	1	1
37	1	1	1	1	1	1
38	1	1	1	1	1	1
39	1	1	1	1	1	1
40	1	1	1	1	1	1
41	1	1	1	1	1	1
42	1	1	1	1	1	1
43	1	1	1	1	1	1
44	1	1	1	1	1	1
45	1	1	1	1	1	1
46	1	1	1	1	1	1
47	1	1	1	1	1	1
48	1	1	1	1	1	1
49	1	1	1	1	1	1
50	1	1	1	1	1	1

Pared lateral: contacto nulo $\nu = 1/2$ $H/R = 10$ $D/R = 1/4$

$\frac{\eta}{2\pi}$	$\frac{K_h^0}{GR} = 7.707$		$\frac{K_r^0}{GR^3} = 6.866$		$\frac{K_{hr}^0}{GR^2} = -.106$	
	K_h	C_h	K_r	C_r	K_{hr}	C_{hr}
1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	1	1	1
3	1	1	1	1	1	1
4	1	1	1	1	1	1
5	1	1	1	1	1	1
6	1	1	1	1	1	1
7	1	1	1	1	1	1
8	1	1	1	1	1	1
9	1	1	1	1	1	1
10	1	1	1	1	1	1
11	1	1	1	1	1	1
12	1	1	1	1	1	1
13	1	1	1	1	1	1
14	1	1	1	1	1	1
15	1	1	1	1	1	1
16	1	1	1	1	1	1
17	1	1	1	1	1	1
18	1	1	1	1	1	1
19	1	1	1	1	1	1
20	1	1	1	1	1	1
21	1	1	1	1	1	1
22	1	1	1	1	1	1
23	1	1	1	1	1	1
24	1	1	1	1	1	1
25	1	1	1	1	1	1
26	1	1	1	1	1	1
27	1	1	1	1	1	1
28	1	1	1	1	1	1
29	1	1	1	1	1	1
30	1	1	1	1	1	1
31	1	1	1	1	1	1
32	1	1	1	1	1	1
33	1	1	1	1	1	1
34	1	1	1	1	1	1
35	1	1	1	1	1	1
36	1	1	1	1	1	1
37	1	1	1	1	1	1
38	1	1	1	1	1	1
39	1	1	1	1	1	1
40	1	1	1	1	1	1
41	1	1	1	1	1	1
42	1	1	1	1	1	1
43	1	1	1	1	1	1
44	1	1	1	1	1	1
45	1	1	1	1	1	1
46	1	1	1	1	1	1
47	1	1	1	1	1	1
48	1	1	1	1	1	1
49	1	1	1	1	1	1
50	1	1	1	1	1	1

Tabla 3.5.3 Rigideces estáticas y coeficientes de impedancia

Pared lateral: contacto total $\nu = 1/2$ $H/R = 10$ $D/R = 1/2$						
$\frac{\eta}{2\pi}$	$\frac{K_h^0}{GR} = 9.629$		$\frac{K_r^0}{GR^3} = 11.694$		$\frac{K_{hr}^0}{GR^2} = 1.446$	
	k_h	c_h	k_r	c_r	k_{hr}	c_{hr}
1	1		1		1	
Pared lateral: contacto nulo $\nu = 1/2$ $H/R = 10$ $D/R = 1/2$						
$\frac{\eta}{2\pi}$	$\frac{K_h^0}{GR} = 8.432$		$\frac{K_r^0}{GR^3} = 7.345$		$\frac{K_{hr}^0}{GR^2} = -0.343$	
	k_h	c_h	k_r	c_r	k_{hr}	c_{hr}
1	1		1		1	



**FACULTAD DE INGENIERIA U.N.A.M.
DIVISION DE EDUCACION CONTINUA**

XXII CURSO INTERNACIONAL DE INGENIERIA SISMICA

MODULO IV: DISEÑO SISMICO DE CIMENTACIONES

**TEMA: RESORTES Y AMORTIGUADORES EQUIVALENTES DEL
SUELO**

EXPOSITOR: DR. JAVIER AVILES

1996

RESORTES Y AMORTIGUADORES EQUIVALENTES DEL SUELO

Javier Avilés^{1,2} y Eduardo Pérez-Rocha^{2,3}

SUMMARY

A set of analytical and numerical solutions to compute impedance functions for embedded foundations in a homogeneous stratum equivalent to a layered soil deposit are presented. These solutions are useful for the determination of effective period and damping of structures interacting with the soil, as well as for the analysis of structures supported on springs and dashpots which depend on frequency, and in general, for the soil-structure interaction problem.

The most significant parameters of a stratified site are the dominant period and the mean shear wave velocity. Then, a layered soil deposit can be replaced by an equivalent stratum with rigid base characterized with these site parameters. The dominant period is determined by using equation 4; and the mean shear wave velocity is obtained by using equations 2 or 3, depending whether the average slowness or velocity criterion, respectively, is assumed. Moreover, the site parameters can be computed rigorously beginning with the eigenvalue problem defined by equation 5.

The impedance functions are defined as the steady state ratio between the applied force (moment) and the result displacement (rotation) in the force direction. The foundation is assumed massless and excited harmonically. The dynamic stiffnesses are complex functions depending on the excitation frequency. Mathematically, the foundation stiffness and damping are expressed by the real and imaginary parts, respectively, of these functions. Physically, they represent the equivalent springs and dashpots of the soil.

The impedance functions are commonly written in terms of the static stiffness K_m^0 , and the stiffness and damping coefficients k_m and c_m , respectively, depending on the normalized frequency η_m , as shown in equation 13. Here, m indicates the vibration mode which could be a translation, a rotation and coupled. The normalization factor $(1 + i2\zeta)$ pretends to isolate the effect of the soil material damping ζ . Thus, this representation allows to assume other damping coefficients.

-
- 1 Instituto de Investigaciones Eléctricas
 - 2 Centro de Investigación Sísmica AC, FJBS
 - 3 Facultad de Ingeniería, UNAM

The static stiffnesses can be computed with equations 17-19, in which H is the deposit depth, D is the foundation depth, and R_h and R_r are the equivalent radii to the real foundation surface with area A and inertial moment I , respectively. The impedance coefficients can be approximated using equations 23-28.

Rigorously, the static stiffness and impedance coefficients can be obtained by means of tables 1.j.k for Poisson ratios $\nu = 1/3(i=1)$, $0.45(i=2)$ and $1/2(i=3)$; deposit depths $H/R = 2(j=1)$, $4(j=2)$, $6(j=3)$, $8(j=4)$ and $10(j=5)$; and foundation depths $D/R = 1/4(k=1)$, $1/2(k=2)$ and $3/4(k=3)$. In all cases, a soil damping coefficient $\zeta = 0.05$ was assumed. In spite of this situation, for damping in the range $0.03 \leq \zeta \leq 0.07$ the present impedance coefficients can be still used as a good approximation.

1. INTRODUCCIÓN

En el diseño sísmico de estructuras masivas como las plantas nucleares, o de estructuras de edificios desplantados en depósitos de suelos blandos, se deben tener en cuenta explícitamente los efectos de interacción entre la estructura y el suelo, producto de la flexibilidad de éste. Además, en depósitos estratificados se tienen que considerar los efectos adicionales originados por las formaciones locales.

Es común que el análisis de interacción suelo-estructura se realice sustituyendo el suelo por resortes estáticos así como por amortiguadores viscosos y masas virtuales adheridas a la cimentación, invariantes con la frecuencia de excitación, cuyos valores se definen de modo que la respuesta estacionaria se ajuste a soluciones exactas para un amplio rango de frecuencias (Newmark y Rosenblueth, 1971). Estos parámetros generalmente se calculan para cimentaciones idealizadas como discos apoyados sobre suelo uniforme. Este criterio se puede mejorar al incorporar en la rigidez y amortiguamiento del suelo la influencia de la frecuencia de excitación, así como los efectos de la estratigrafía del sitio y la profundidad de la cimentación. Una manera eficiente de tratar estos aspectos consiste en reemplazar los parámetros mencionados por rigideces dinámicas o funciones de impedancia para cimentaciones embebidas en depósitos de suelo estratificados.

Las soluciones existentes sobre funciones de impedancia están restringidas a modelos viscoelástico lineales. Una forma práctica de tomar en cuenta aproximadamente el comportamiento no lineal del suelo consiste en estimar valores equivalentes de las propiedades mecánicas del suelo con base en las deformaciones causadas por los movimientos sísmicos intensos esperados en el sitio en cuestión.

En este trabajo se presenta un conjunto de soluciones aproximadas y rigurosas para evaluar las rigideces dinámicas de una cimentación enterrada en un estrato equivalente al depósito de suelo original. Estas soluciones son de gran utilidad para la determinación del periodo y amortiguamiento efectivos de sistemas suelo-estructura; lo son también para el análisis sísmico de ~~estructuras cuando se suponen apoyadas sobre resortes y amortiguadores~~, dependientes de la frecuencia de excitación, en sustitución del suelo.

2. IDEALIZACIÓN DEL SUELO

La rigidez dinámica de una cimentación depende de numerosos factores que tienen que ver con la cimentación misma y con el suelo. Para fines prácticos, esta complejidad se puede reducir si tanto la cimentación como el suelo se idealizan adecuadamente. Los

parámetros dinámicos más relevantes del suelo son el periodo dominante de vibrar del sitio y la velocidad media de propagación del sitio. Como una aproximación, un depósito estratificado horizontalmente se puede reemplazar por un estrato equivalente definido con los parámetros dinámicos del depósito original.

El depósito de suelo considerado se muestra en la Fig. 1. Este yace sobre una base rígida que representa la roca basal cuya profundidad se puede establecer como aquella donde la velocidad de propagación de ondas de cortante β_0 vale al menos 700 m/s. El módulo de rigidez al corte G_0 se relaciona con β_0 mediante la expresión

$$\beta_0 = \sqrt{G_0 / \rho_0} \quad (1)$$

donde $\rho_0 = \gamma_0 / g$ es la densidad, siendo γ_0 el peso volumétrico y g la aceleración de la gravedad. En consecuencia, la condición para la roca basal implica que $G_0 \geq 85\,000 \text{ t/m}^2$, aceptando un valor medio de $\gamma_0 = 1.7 \text{ t/m}^3$.

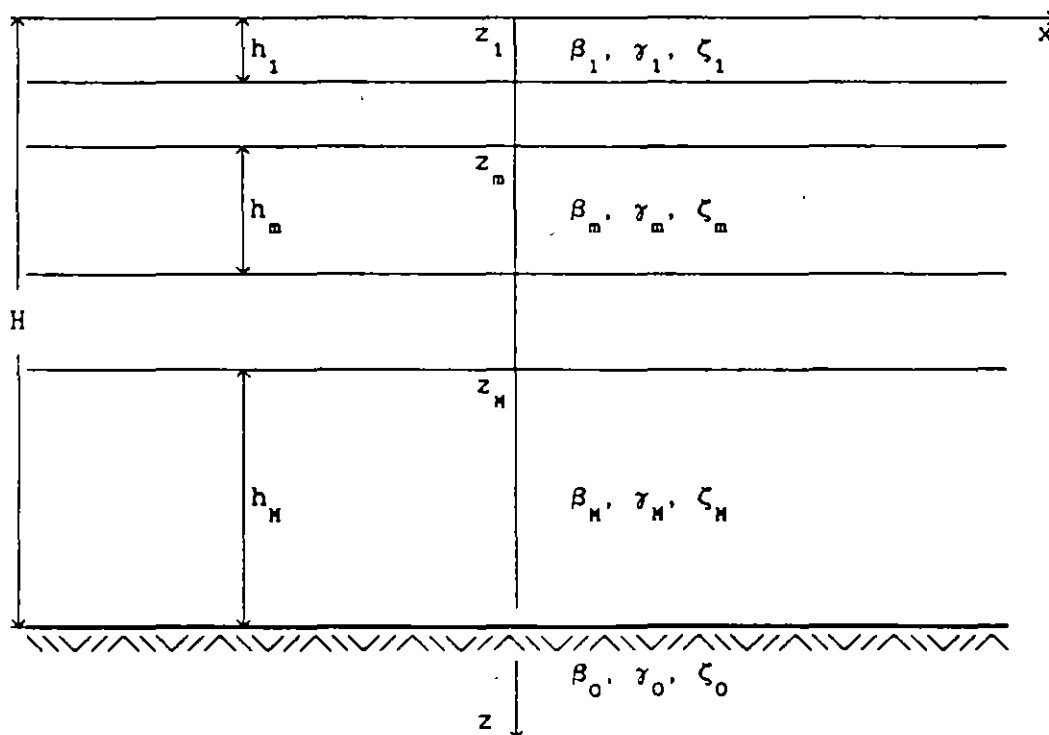


Fig. 1 Depósito estratificado horizontalmente

El estrato equivalente al depósito de suelo se muestra en la Fig. 2. Este se caracteriza con la profundidad H y el periodo fundamental de vibrar T , que son semejantes a los parámetros correspondientes del depósito original, así como con la velocidad de ondas de cortante β , que es función tanto de H como de T , la cual se conoce como la velocidad media de propagación del depósito de suelo y representa la velocidad efectiva de un estrato equivalente con profundidad H y periodo T .

Los valores del peso volumétrico γ y el amortiguamiento ζ del estrato equivalente se pueden fijar como los promedios de los parámetros correspondientes del depósito de suelo. Se estima que esta simplificación es suficiente para el caso de suelos donde el rango de variación de tales parámetros es pequeño, como sucede con la mayoría de suelos que se encuentran en la práctica.

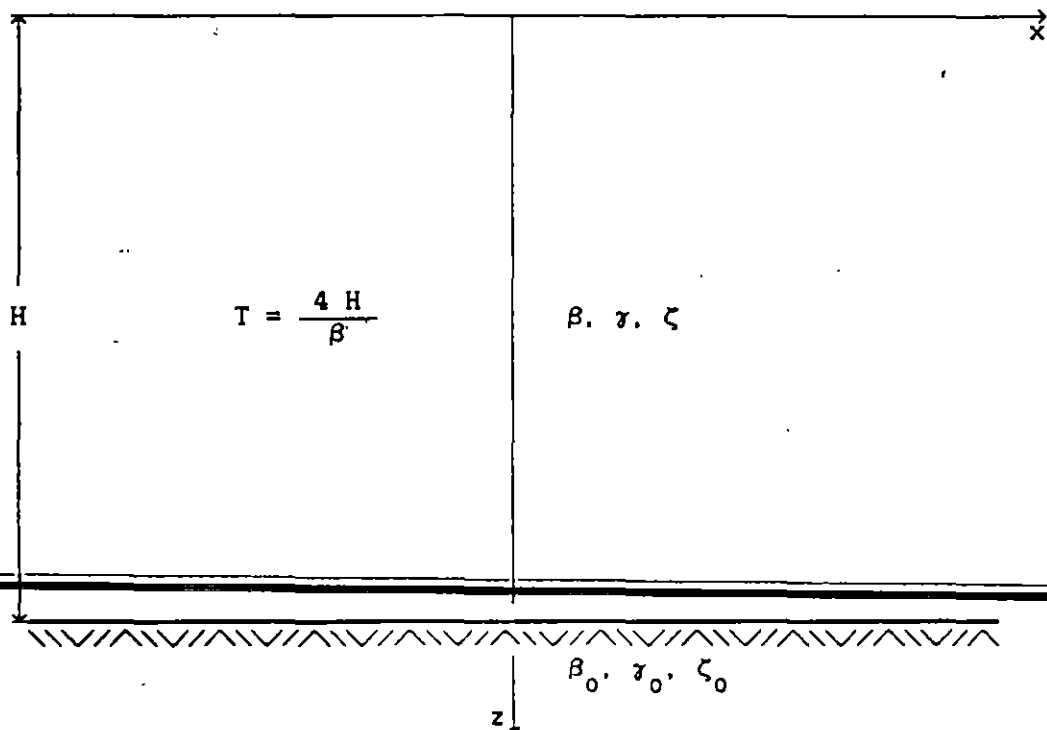


Fig. 2 Estrato equivalente

El periodo dominante de vibración y la velocidad media de propagación del sitio se pueden determinar con técnicas aproximadas. Sin embargo, en sitios especiales donde los contrastes de rigidez entre estratos sean considerablemente grandes se recomienda emplear técnicas rigurosas.

2.1 Determinación aproximada del periodo dominante y la velocidad media del sitio

Una buena aproximación para la velocidad media de propagación del depósito estratificado se puede obtener recurriendo a los conceptos de velocidad y lentitud promedios, entendiéndose como lentitud al recíproco de la velocidad.

Por un lado, la velocidad media de propagación se puede determinar suponiendo que el tiempo que tarda una onda de cortante en recorrer un estrato uniforme de espesor H con una velocidad β es el mismo que necesita para atravesar el depósito estratificado. El tiempo que requiere una onda de cortante para propagarse desde la base hasta la superficie del estrato equivalente es igual a $t_e = H/\beta$, en tanto que el tiempo requerido para atravesar verticalmente el depósito estratificado es igual a $t_d = \sum_{m=1}^N h_m/\beta_m$, siendo h_m y β_m el espesor y la velocidad de propagación del m -ésimo estrato, respectivamente. Igualando los tiempos t_e y t_d se obtiene que la velocidad media de propagación vale

$$\beta = \frac{H}{\sum_{m=1}^N \frac{h_m}{\beta_m}} \quad (2)$$

Por otro lado, cuando las variaciones en velocidad no son muy pronunciadas, la velocidad media de propagación también se puede determinar integrando el perfil de velocidades y dividiéndolo entre la profundidad del depósito para tener su valor medio, lo que conduce a

$$\beta = \frac{\sum_{m=1}^N \beta_m h_m}{H} \quad (3)$$

Las Ecs. 2 y 3 definen la velocidad media de propagación en términos del promedio de lentitudes y velocidades del depósito estratificado, respectivamente. Conocida la velocidad media de propagación, el periodo fundamental de vibrar del depósito estratificado se infiere como una buena aproximación mediante la solución de un manto homogéneo dada por la expresión

$$T = \frac{4H}{\beta} \quad (4)$$

La velocidad media de propagación obtenida con base en los conceptos de velocidad o lentitud promedios resulta suficientemente aproximada para la mayoría de los sitios. El grado de aproximación y la mejor solución dependen de las características del perfil estratigráfico. Sólo si los contrastes de velocidad entre estratos son muy marcados se debe preferir el concepto de lentitud promedia.

2.2 Determinación rigurosa del periodo dominante y la velocidad media del sitio

Los modos naturales de vibrar de un depósito de suelo modelado con estratos horizontales se pueden determinar fácilmente mediante la técnica del elemento finito. Para esta situación es posible usar hiperelementos que se discretizan solamente en la dirección vertical.

Lysmer y Drake (1972) han desarrollado un método de elemento finito de aplicación práctica para el problema de modos de propagación de un depósito estratificado. Este consiste en discretizar cada estrato del depósito en subestratos cuyos espesores se deben escoger mucho más pequeños que la longitud de onda de cortante en el estrato en cuestión. De esta forma, el número de estratos en el sistema discreto se selecciona generalmente mayor que el número de estratos en el sistema original. Un análisis típico requiere de 10 a 40 estratos. Si el depósito real con M estratos se divide en N subestratos ($N > M$), los modos permanentes (modos naturales de vibración) se encuentran resolviendo un problema de valores característicos de orden N definido por la ecuación homogénea

$$\left[K - \omega_n^2 M \right] Z_n = 0 \quad (5)$$

donde ω_n es la frecuencia y Z_n el modo correspondientes a la n-ésima forma natural de vibración del depósito de suelo. Z_n es un eigenvector que tiene como componentes los desplazamientos modales, perpendiculares al plano x-z, de los nodos z_n ($1 \leq n \leq N$). Además, M y K son las matrices de masa y rigidez, respectivamente, del depósito estratificado, las cuales son tridiagonales y tienen la siguiente estructura:

$$\mathbf{K, M} = \left[\begin{array}{cccc}
 \boxed{\begin{matrix} \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot \end{matrix}} & & & \\
 & \boxed{\begin{matrix} \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot \end{matrix}} & & \\
 & & \boxed{\begin{matrix} \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot \end{matrix}} & \\
 & & & \boxed{\begin{matrix} \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot \end{matrix}} & \\
 & & & & \boxed{\begin{matrix} \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot \end{matrix}}
 \end{array} \right] \quad (6)$$

Estas matrices se ensamblan con las matrices de estrato K^n y M^n , que tienen las siguientes formas:

$$K^n = G_n / h_n \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} \quad (7)$$

$$M^n = \rho_n h_n \begin{bmatrix} 1/3 & 1/6 \\ 1/6 & 1/3 \end{bmatrix} \quad (8)$$

donde G_n , ρ_n y h_n son el módulo de rigidez, la densidad y el espesor del n-ésimo estrato, respectivamente.

Los elementos de las matrices K, M que se traslapan deben sumarse, los que se localizan fuera de los bloques son cero, y los que caen fuera de la matriz no se consideran ya que el desplazamiento de la base rígida del depósito de suelo está prescrito como nulo.

Una vez resuelto el problema de valores característicos, el periodo fundamental de vibrar del depósito estratificado se obtiene con la relación $T = 2\pi/\omega_1$. Y conocido este periodo, la velocidad media de propagación del depósito de suelo se encuentra a partir de la solución de un manto homogéneo como $\beta = 4H/T$.

3. FUNCIONES DE IMPEDANCIA

Las funciones de impedancia se definen como la relación en estado estacionario entre la fuerza (momento) aplicada y el desplazamiento (rotación) en la dirección de la fuerza para una cimentación rígida carente de masa y excitada armónicamente. Estas funciones son de tipo complejo y dependientes de la frecuencia de excitación. Matemáticamente expresan, la parte real, la rigidez e inercia del suelo y, la imaginaria, el amortiguamiento material por comportamiento histerético y el geométrico por radiación de ondas. Físicamente representan los resortes y amortiguadores equivalentes del suelo.

Los significados matemático y físico de las rigideces dinámicas se pueden ilustrar empleando una analogía con un sistema discreto de un grado de libertad. Para esto, supóngase la ecuación de movimiento de un oscilador simple

$$M \ddot{x} + C \dot{x} + K x = p(t) \quad (9)$$

donde M , C y K son la masa, amortiguamiento y rigidez, respectivamente, p es la fuerza excitadora y x el desplazamiento. Para una excitación armónica $p(t) = P e^{i\omega t}$ se tiene en el estado estacionario una respuesta $x(t) = X e^{i\omega t}$, siendo ω la frecuencia de excitación. Así, la Ec. 9 se reduce a

$$(K + i\omega C - \omega^2 M) X = P \quad (10)$$

Por definición, la rigidez dinámica del oscilador es la relación entre la fuerza excitadora y el desplazamiento en estado estacionario, esto es:

$$K(\omega) = \frac{P}{X} = (K - \omega^2 M) + i\omega C \quad (11)$$

Esta expresión muestra que la rigidez dinámica del oscilador es una función compleja dependiente de la frecuencia de excitación. La parte real expresa la rigidez e inercia del sistema, y la parte imaginaria la energía disipada a través de su amortiguamiento.

La función de impedancia se acostumbra presentar en términos de la rigidez estática y coeficientes de impedancia dependientes de la frecuencia de la siguiente manera:

$$\tilde{K}(\omega) = K (k + i \omega c) \quad (12)$$

donde $k = 1 - \omega^2/\omega_0^2$ y $c = 2\zeta_0/\omega_0$, siendo ω_0 la frecuencia natural y ζ_0 el amortiguamiento del oscilador. Los parámetros k y c se conocen como coeficientes de rigidez y de amortiguamiento, respectivamente. Para el oscilador simple, k decrece con la frecuencia y se hace nula para la frecuencia natural, en tanto que c permanece constante. La Ec. 12 implica que la rigidez dinámica \tilde{K} se puede expresar como el producto de la rigidez estática K por un factor dinámico complejo $(k + i\omega c)$ que considera las características de inercia y amortiguamiento del sistema; para la frecuencia cero el factor dinámico se reduce a la unidad real y por tanto la rigidez dinámica coincide con la estática.

Con base en la analogía con el sistema discreto de un grado de libertad, la rigidez dinámica de un sistema continuo suelo-cimentación, como el que se muestra en la Fig. 3, se puede expresar mediante una función compleja dependiente de la frecuencia de excitación, de la forma

$$\tilde{K}_m(\omega) = K_m^0 \left[k_m(\eta_m) + i \eta_m c_m(\eta_m) \right] (1 + i 2 \zeta) \quad (13)$$

en que m indica el modo de vibración de la cimentación, K_m^0 es la rigidez estática, k_m y c_m son los coeficientes de impedancia, y η_m es la frecuencia normalizada. El factor de normalización $(1 + i 2 \zeta)$ intenta aislar el efecto del amortiguamiento material en los coeficientes de rigidez y amortiguamiento, según el principio de correspondencia (Gazetas, 1983).

Los modos de vibración de interés son la traslación horizontal y rotación de la base de la cimentación. En consecuencia, se deben definir impedancias lineales \tilde{K}_h a partir de las fuerzas y los desplazamientos a lo largo de los ejes principales de la base, así como impedancias rotacionales \tilde{K}_r a partir de los momentos y las rotaciones alrededor de los mismos ejes. Además, como las fuerzas horizontales a lo largo de los ejes principales de la base producen tanto desplazamientos como rotaciones, se deben definir impedancias acopladas \tilde{K}_{hr} , las cuales son originadas fundamentalmente por el enterramiento de la cimentación; este acoplamiento entre la traslación y rotación resulta muy pequeño para cimentaciones desplantadas sobre la superficie.

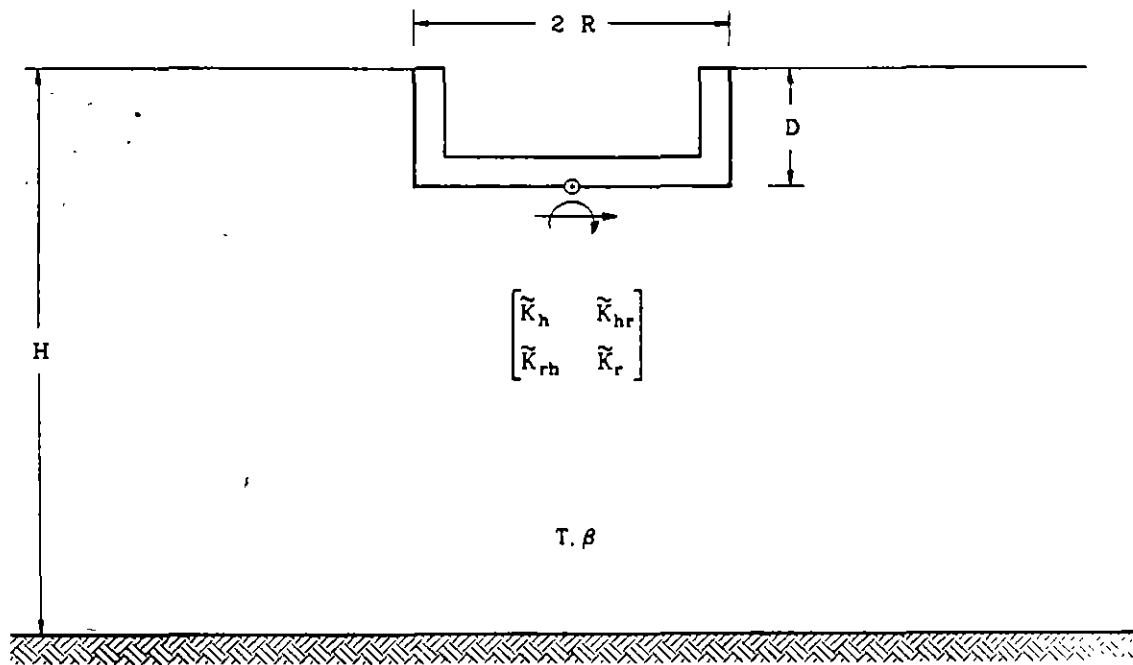


Fig. 3 Sistema suelo-cimentación

Si K_m representa el resorte y C_m el amortiguador equivalentes del suelo, como se ilustra en la Fig. 4, la función de impedancia se define alternativamente mediante la expresión compleja

$$\tilde{K}_m(\omega) = K_m(\omega) + i \omega C_m(\omega) \quad (14)$$

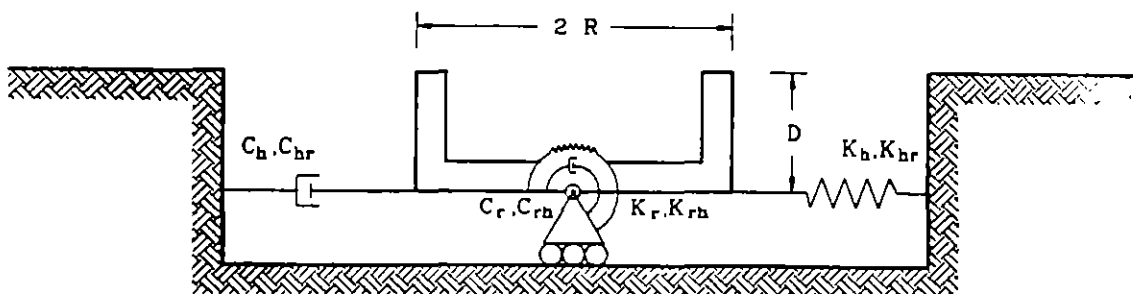


Fig. 4 Resortes y amortiguadores equivalentes del suelo

Por tanto, el resorte y amortiguador se relacionan con los coeficientes de impedancia a través de las expresiones

$$K_m = K_m^0 \left[k_m - 2 \zeta \eta_m c_m \right] \quad (15)$$

$$\omega C_m = K_m^0 \left[\eta_m c_m + 2 \zeta k_m \right] \quad (16)$$

3.1 Rigideces estáticas

Las rigideces estáticas para los modos de traslación horizontal, rotación y acoplamiento de cimentaciones circulares enterradas en un estrato elástico con base rígida han sido obtenidas por Kausel et al (1978); dichas rigideces están dadas por las siguientes expresiones:

$$K_h^0 = \frac{8GR_h}{2-\nu} \left[1 + \frac{1}{2} \frac{R_h}{H} \right] \left[1 + \frac{2}{3} \frac{D}{R_h} \right] \left[1 + \frac{5}{4} \frac{D}{H} \right] \quad (17)$$

$$K_r^0 = \frac{8GR_r^3}{3(1-\nu)} \left[1 + \frac{1}{6} \frac{R_r}{H} \right] \left[1 + 2 \frac{D}{R_r} \right] \left[1 + 0.71 \frac{D}{H} \right] \quad (18)$$

$$K_{hr}^0 = K_h^0 R_h \left[\frac{2}{5} \frac{D}{R_h} - 0.03 \right] \quad (19)$$

donde D es la profundidad de desplante de la cimentación. Además, R_h y R_r son los radios de círculos equivalentes a la superficie de desplante con igual área e igual momento de inercia de dicha superficie, respectivamente, es decir:

$$R_h = \left[\frac{A}{\pi} \right]^{1/2} \quad (20)$$

$$R_r = \left[\frac{4 I}{\pi} \right]^{1/4} \quad (21)$$

donde A es el área de la superficie de cimentación e I el momento de inercia de dicha superficie con respecto a su eje centroidal de rotación. En términos de estos radios equivalentes la frecuencia

normalizada se define como

$$\eta_{h,r} = \frac{\omega R_{h,r}}{\beta} \quad (22)$$

Para las impedancias acopladas se debe emplear la frecuencia normalizada η_h .

3.2 Coeficientes de rigidez y amortiguamiento

Con fines prácticos, Kausel et al (1978) han desarrollado fórmulas aproximadas para los coeficientes de rigidez y amortiguamiento para los modos de traslación horizontal, rotación y acoplamiento de cimentaciones circulares enterradas en un estrato viscoelástico con base rígida, las cuales están dadas por las siguientes expresiones:

$$k_h = 1 \quad (23)$$

$$k_r = \begin{cases} 1 - 0.2 \eta_r; & \text{si } \eta_r \leq 2.5 \\ 0.5; & \text{si } \eta_r \geq 2.5 \text{ y } \nu \leq 1/3 \\ 1 - 0.2 \eta_r; & \text{si } \eta_r \geq 2.5 \text{ y } \nu \geq 0.45 \end{cases} \quad (24)$$

$$k_{hr} = k_h \quad (25)$$

$$c_h = \begin{cases} \frac{0.65 \zeta \eta_{hs}}{1 - (1 - 2 \zeta) \eta_{hs}^2}; & \text{si } \eta_{hs} = \eta_h / \eta_s \leq 1 \\ 0.676; & \text{si } \eta_{hs} = \eta_h / \eta_s > 1 \end{cases} \quad (26)$$

$$c_r = \begin{cases} \frac{0.5 \zeta \eta_{rp}}{1 - (1 - 2 \zeta) \eta_{rp}^2}; & \text{si } \eta_{rp} = \eta_r / \eta_p \leq 1 \\ \frac{0.3 \eta_r^2}{1 + \eta_r^2}; & \text{si } \eta_{rp} = \eta_r / \eta_p > 1 \end{cases} \quad (27)$$

$$c_{hr} = c_h \quad (28)$$

donde η_s y η_p que representan las frecuencias fundamentales del depósito, adimensionales, en vibración trasversal y vertical, respectivamente, son:

$$\eta_s = \frac{\pi R_h}{2 H} \quad (29)$$

$$\eta_s = \frac{\pi R_r}{2 H} \frac{\alpha}{\beta} \quad (30)$$

en donde

$$\frac{\alpha}{\beta} = \left[\frac{2(1-\nu)}{1-2\nu} \right]^{1/2} \quad (31)$$

es la relación de velocidades medias de propagación de ondas de compresión y cortante del depósito de suelo en cuestión.

4. TABLAS DE RIGIDECES DINÁMICAS

Para el cálculo de rigideces dinámicas rigurosas cabe acudir a un eficiente método de elemento finito desarrollado por Tassoulas y Kausel (1983). Con base en este método se elaboró un conjunto de tablas para las rigideces estáticas y los coeficientes de rigidez y amortiguamiento para los modos de traslación horizontal, rotación y acoplamiento de cimentaciones circulares enterradas en un estrato viscoelástico con base rígida, que se presenta al final de este trabajo.

Los resultados están normalizados de suerte que se pueden emplear para situaciones generales. Los parámetros que se variaron son el coeficiente de Poisson ν , la profundidad del depósito H , la profundidad de desplante de la cimentación D , el radio de la cimentación R y la velocidad media del sitio β . El rango de variación establecido para estos parámetros pretende cubrir una gama amplia de casos que se presentan en la práctica. Para valores intermedios vale interpolar linealmente.

En las tablas i.j.k se presentan rigideces estáticas y coeficientes de impedancia para los siguientes valores: a) coeficiente de Poisson $\nu = 1/3(i=1)$, $0.45(i=2)$ y $1/2(i=3)$; b) profundidad del depósito normalizada con el radio de la cimentación $H/R = 2(j=1)$, $4(j=2)$, $6(j=3)$, $8(j=4)$ y $10(j=5)$; y profundidad de desplante de la cimentación normalizada con su radio $D/R = 1/4(k=1)$, $1/2(k=2)$ y $3/4(k=3)$, suponiendo que el

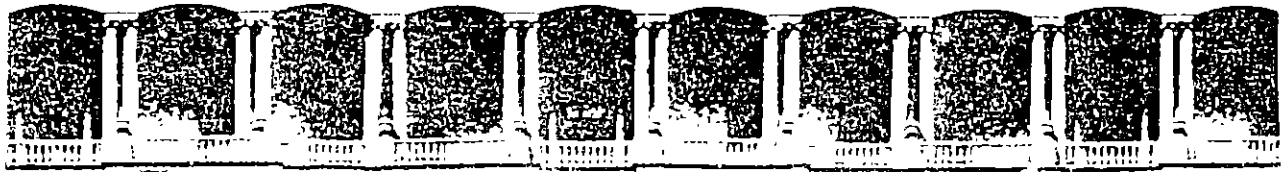
contacto de la pared lateral del cimiento con el suelo es total y nulo. En todos los casos se consideró un amortiguamiento del suelo $\zeta = 0.05$. Para valores de amortiguamiento alrededor del 5 por ciento, digamos $0.03 \leq \zeta \leq 0.07$, se pueden usar estos coeficientes de impedancia con la salvedad de incorporar el amortiguamiento de interés en la rigidez dinámica.

5. RECONOCIMIENTOS

Los autores agradecen a E Kausel y a F García-Ranz el código proporcionado para realizar los cálculos presentados en este trabajo. Asimismo, a E Rosenblueth por la revisión crítica y sus valiosas sugerencias. Este trabajo fue patrocinado por la Secretaría General de Obras del Departamento del Distrito Federal.

6. REFERENCIAS

- Gazetas G (1983). "Analysis of machine foundation vibrations: state of the art", *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, Vol. 2, No. 1, 2-42.
- Kausel E, Whitman R, Morray J y Elsabee F (1978). "The spring method for embedded foundations", *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 48, 377-392.
- Lysmer J y Drake L (1972). "A finite element method for seismology", *Methods in Computational Physics*, Volume 11: Surface Waves and Earth Oscillations. Academic Press, Nueva York.
- Newmark N y Rosenblueth E (1971). *Fundamentals of Earthquake Engineering*. Prentice-Hall, Inc., Nueva Jersey.
- Tassoulas J y Kausel E (1983). "Elements for the numerical analysis of wave motion in layered strata", *Int. Journal of Numerical Methods in Engineering*, vol. 19, 1009-1032.



FACULTAD DE INGENIERIA U.N.A.M.
DIVISION DE EDUCACION CONTINUA

XXII CURSO INTERNACIONAL DE INGENIERIA SISMICA

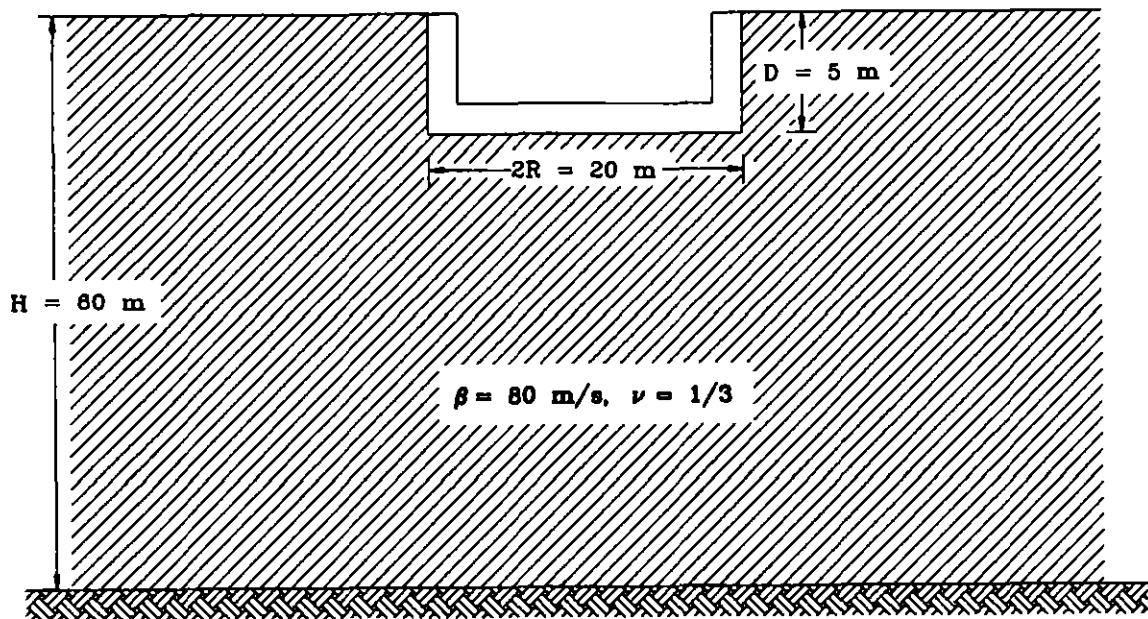
MODULO IV: DISEÑO SISMICO DE CIMENTACIONES

TEMA: INTERACION SUELO-ESTRUCTURA

EXPOSITOR: M. EN I. LUIS EDUARDO PEREZ ROCHA

1996

EJEMPLO DE APLICACION



Problema: Determinar las rigideces estáticas y los coeficientes de rigidez y amortiguamiento del sistema suelo-cimentación mostrado en la figura, para una frecuencia de excitación $f = 1 \text{ Hz}$ ($\omega = 2\pi \text{ rad/s}$); utilizar las tablas de funciones de impedancia.

Datos: Los parámetros geométricos y mecánicos que se requieren son los siguientes:

$D = 5 \text{ m}$ y $R = 10 \text{ m}$;

Cimentación

$\beta = 80 \text{ m/s}$, $\nu = 1/3$ y $H = 60 \text{ m}$;

Suelo

Resultados: Como $\nu = 1/3$, $H/R = 6$ y $D/R = 1/2$, se debe utilizar la tabla 1.3.3. Para obtener los coeficientes de impedancia es necesario conocer la frecuencia normalizada, la cual es igual a

$$\eta = \frac{\omega R}{\beta} = \frac{2 \times \pi \times 10}{80} = 0.785$$

Para $\eta/2\pi = 0.125$ se encuentran finalmente los siguientes valores:

Pared lateral en contacto total

$$\frac{K_h^0}{GR} = 9.027 \quad k_h = 0.8788 \quad c_h = 0.6892$$

$$\frac{K_r^0}{GR^3} = 8.729 \quad k_r = 0.8590 \quad c_r = 0.2148$$

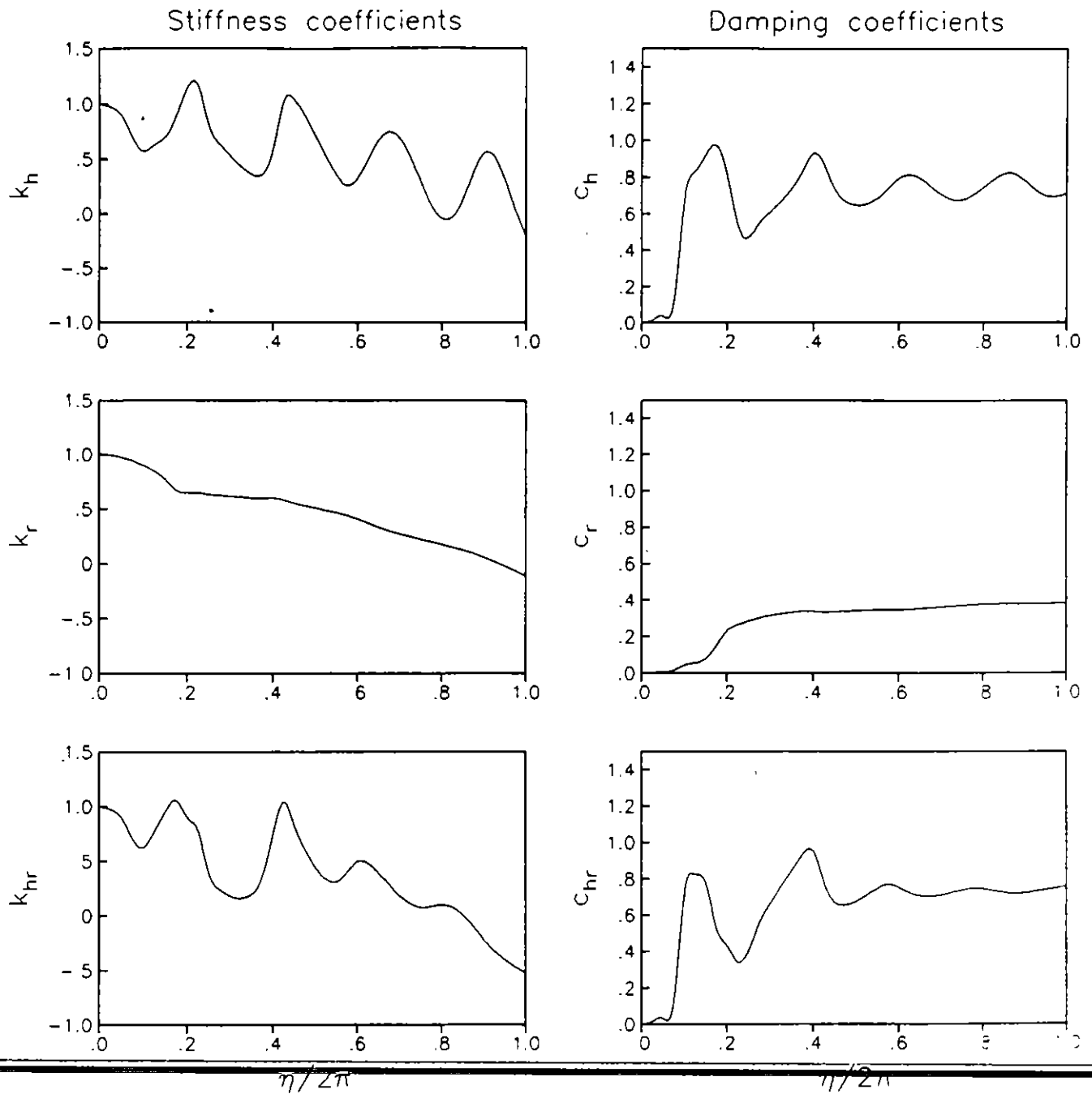
$$\frac{K_{hr}^0}{GR^2} = 1.024 \quad k_{hr} = 0.8047 \quad c_{hr} = 1.2964$$

Pared lateral en contacto nulo

$$\frac{K_h^0}{GR} = 7.537 \quad k_h = 0.9374 \quad c_h = 0.5802$$

$$\frac{K_r^0}{GR^3} = 5.315 \quad k_r = 0.8381 \quad c_r = 0.1704$$

$$\frac{K_{hr}^0}{GR^2} = -0.680 \quad k_{hr} = 0.8904 \quad c_{hr} = 0.1838$$

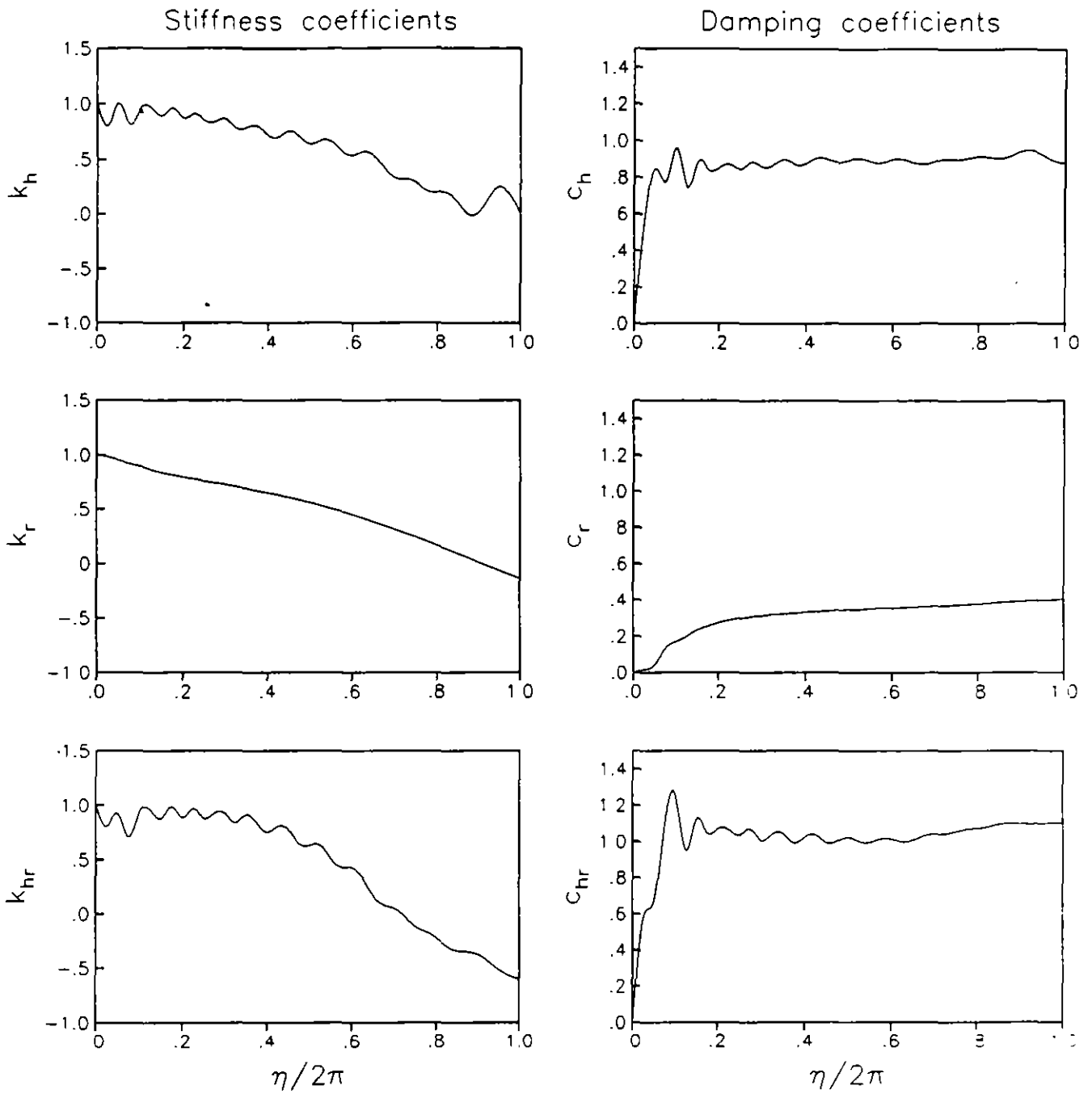


$$\frac{K_h^0}{G_s R} = 11.255$$

$$\frac{K_r^0}{G_s R^3} = 11.310$$

$$\frac{K_{hr}^0}{G_s R^2} = 2.128$$

Figure Static stiffnesses and impedance coefficients for a soil-foundation system with $\nu_s=1/2$, $D/R=1/2$ and $H_s/R=3$; the sidewall extends throughout the entire foundation depth



$$\frac{K_h^0}{G_s R} = 9.629$$

$$\frac{K_r^0}{G_s R^3} = 11.694$$

$$\frac{K_{hr}^0}{G_s R^2} = 1.446$$

Figure Static stiffnesses and impedance coefficients for a soil-foundation system with $\nu_s=1/2$, $D/R=1/2$ and $H_s/R=10$; the sidewall extends throughout the entire foundation depth

3.3 ANALISIS DE INTERACCION SUELO-ESTRUCTURA DE UN EDIFICIO

En la fig. 3.1 se muestra un edificio de 10 niveles estructurado con marcos de concreto que se desplanta en un depósito de suelo estratificado con profundidad a la roca basal igual a 56 m. La construcción se ubica de acuerdo con la regionalización sísmica del país en la zona sísmica B, y pertenece según sus destino y estructuración al grupo B y tipo 1, respectivamente. Como parte del análisis de interacción suelo-estructura se pide determinar el periodo y amortiguamiento efectivos de la estructura interactuando con el suelo. Asimismo, se requiere obtener el factor reductivo por interacción definido mediante el cociente \bar{V}_1/V_1 siendo \bar{V}_1 y V_1 los cortantes basales con y sin interacción, respectivamente, correspondientes al modo fundamental de la estructura.

En vista de que la construcción posee las mismas características en las dos direcciones ortogonales en que se debe analizar, el análisis de interacción suelo-estructura se reduce solamente a una dirección.

3.3.1 Características del Sistema Suelo-Estructura

La estructura se modela como una viga de cortante cuya rigidez se define en términos de las rigideces de entrepiso que se indican en el esquema del edificio. ~~Se considera que el peso en cada nivel es igual a 1 t/m^2 y~~ que el amortiguamiento de la estructura supuesta con base rígida es de 5 por ciento.

La cimentación se modela como un cajón rígido que se desplanta a una profundidad de 5 m y cuya base de forma cuadrada tiene una superficie de contacto igual a 400 m^2 . Por razones de sencillez se despreclará la contribución de los pilotes en la rigidez de la cimentación.

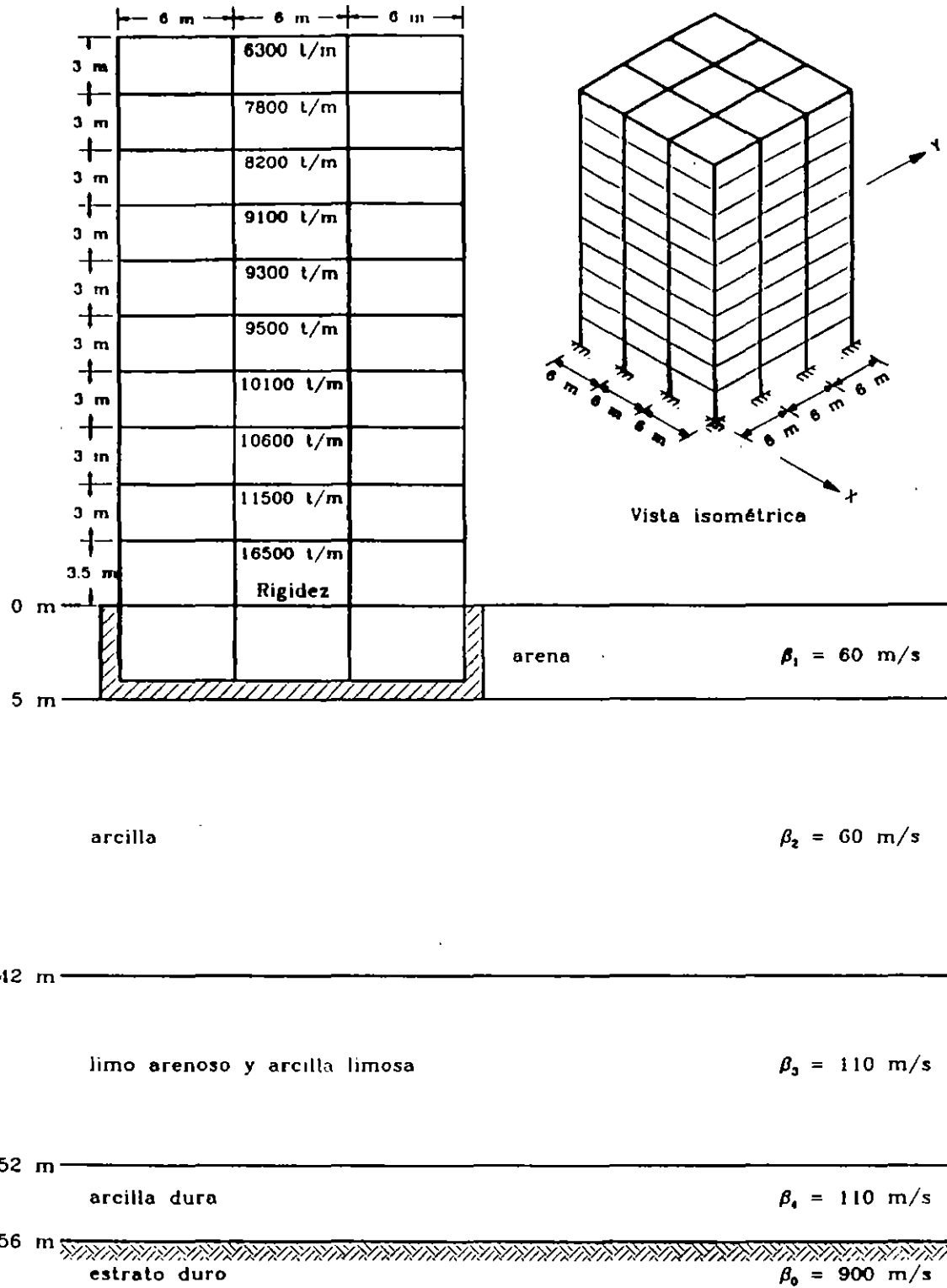


Fig 3.1 Sistema suelo-estructura

El suelo se modela como un depósito estratificado horizontalmente con estratos de velocidad y espesor variables que se indican en el esquema del depósito de suelo. El peso volumétrico de los estratos se considera constante e igual a 1.5 t/m^3 . Se suponen un coeficiente de Poisson de 0.45 y un amortiguamiento de 5 por ciento como parámetros efectivos del sitio. Las propiedades mecánicas del subsuelo se consideran compatibles con los niveles de deformación esperados durante temblores intensos por lo que se despreciarán los efectos no lineales del suelo.

3.3.2 Periodo Dominante y Velocidad Efectiva del Suelo

Para determinar el periodo dominante de vibración, T_d , y la velocidad efectiva de propagación, β_s , del depósito de suelo se aplicará la técnica aproximada basada en el concepto de lentitudes. En la tabla 3.1 se muestran los cálculos necesarios para obtener según la ec. 1.4 la velocidad efectiva en términos del promedio de las lentitudes de la formación estratificada del sitio.

Tabla 3.1 Determinación de la velocidad efectiva de propagación del sitio

Estrato	h_n (m)	β_n (m/s)	h_n/β_n	$\beta_s = \frac{\sum_{n=1}^4 h_n}{\sum_{n=1}^4 \frac{h_n}{\beta_n}} = 67.71 \text{ m/s}$
1	5	60	0.083	
2	37	60	0.617	
3	10	110	0.091	
4	4	110	0.036	
$\sum h_n = H_s = 56$		$\sum \frac{h_n}{\beta_n} = 0.827$		

De acuerdo con la ec. 1.6, el periodo dominante de vibración del sitio resulta ser igual a

$$T_n = \frac{4 H_n}{\beta_n} = \frac{4 \times 56}{67.71} = 3.31 \text{ s}$$

3.3.3 Parámetros Modales Equivalentes de la Estructura con Base Rígida

El periodo fundamental de vibración, T_1 , de la estructura supuesta con base rígida se puede encontrar al resolver el problema de valores característicos definido por la ec. 4.19. Para ello, la matriz de masa de la estructura se construye con las masas de los pesos por nivel y está dada por la matriz diagonal

$$M_o = \begin{bmatrix} 33.03 & & & & & & & & & \\ & 33.03 & & & & & & & & \\ & & 33.03 & & & & & & & \\ & & & 33.03 & & & & & & \\ & & & & 33.03 & & & & & \\ & & & & & 33.03 & & & & \\ & & & & & & 33.03 & & & \\ & & & & & & & 33.03 & & \\ & & & & & & & & 33.03 & \\ & & & & & & & & & 33.03 \end{bmatrix} \begin{array}{l} \text{(ceros)} \\ \\ \\ \\ \\ \\ \\ \end{array} \quad t \cdot s^2/m$$

En vista de que el edificio se modela como una viga de cortante, la matriz de rigidez de la estructura se ensambla con las rigideces de entrepiso y está dada por la matriz tridiagonal

$$K_o = 10^2 \begin{bmatrix} 1120 & -460 & & & & & & & & \\ & 884 & -424 & & & & & & & \\ & & 828 & -404 & & & & & & \\ & & & 784 & -380 & & & & & \\ & & & & 752 & -372 & & & & \\ & & & & & 736 & -364 & & & \\ & & & & & & 692 & -328 & & \\ & & & & & & & 640 & -312 & \\ & & & & & & & & 564 & -252 \\ & & & & & & & & & 252 \end{bmatrix} \begin{array}{l} \text{(ceros)} \\ \\ \\ \\ \\ \\ \\ \\ \end{array} \quad t/m$$

(simétrica)

Resolviendo el problema de valores característicos resultante se encuentra que el periodo y modo fundamentales de vibración de la

estructura en su condición de base rígida son:

$$T_o = 1.16 \text{ s}$$

$$Z_1 = \{1 \ 2.413 \ 3.893 \ 5.353 \ 6.769 \ 8.04 \ 9.127 \ 10.065 \ 10.741 \ 11.168\}^T$$

Según las ecs. 6.2 y 6.5, la masa y altura efectivas de la estructura con base indeformable vibrando en su modo fundamental se determinan como sigue:

$$M_o = \frac{(Z_1^T M_o J)^2}{Z_1^T M_o Z_1} = \frac{(2264.834)^2}{19348.751} = 265.11 \text{ t-s}^2/\text{m}$$

$$H_o = \frac{Z_1^T M_o H_o}{Z_1^T M_o J} = \frac{48077.295}{2264.834} = 21.23 \text{ m}$$

De acuerdo con los valores de los parámetros β_o , T_o y H_o del sistema suelo-estructura, se tiene que

$$\frac{\beta_o T_o}{H_o} = \frac{67.71 \times 1.16}{21.23} = 3.7 < 20$$

razón por la cual se justifica realizar el análisis de interacción suelo-estructura.

3.3.4 Periodo y Amortiguamiento Efectivos de la Estructura con Base Flexible

Para determinar el periodo y amortiguamiento efectivos, \bar{T}_o y $\bar{\zeta}_o$, del modo fundamental de la estructura con base flexible se aplicará la técnica aproximada que se describe en la sección 3.6.5 de recomendaciones. Se optará por la alternativa que consiste en obtener el periodo efectivo mediante iteraciones en la frecuencia usando para ello

rigideces dinámicas aproximadas.

En orden de aparición, las cantidades invariantes con la frecuencia de excitación que intervienen en el proceso de cálculo son:

$$T_o = 1.16 \text{ s}$$

$$M_o = 265.11 \text{ t-s}^2/\text{m}$$

$$H_o = 21.23 \text{ m}$$

$$G_o = \beta_o^2 \rho_o = (67.71)^2 \times 0.153 = 701.45 \text{ t/m}^2$$

$$\nu_o = 0.45$$

$$R_h = \left[\frac{A}{\pi} \right]^{1/2} = \left[\frac{400}{\pi} \right]^{1/2} = 11.28 \text{ m}$$

$$R_r = \left[\frac{4 I}{\pi} \right]^{1/4} = \left[\frac{4 \times 20^4 / 12}{\pi} \right]^{1/4} = 11.41 \text{ m}$$

$$H_s = 56 \text{ m}$$

$$D = 5 \text{ m}$$

$$K_h^o = \frac{8G_s R_h}{2 - \nu_s} \left(1 + \frac{1}{2} \frac{R_h}{H_s} \right) \left(1 + \frac{2}{3} \frac{D}{R_h} \right) \left(1 + \frac{5}{4} \frac{D}{H_s} \right) = 64733.67 \text{ t/m}$$

$$K_r^o = \frac{8G_s R_r^3}{3(1-\nu_s)} \left(1 + \frac{1}{6} \frac{R_r}{H_s} \right) \left(1 + 2 \frac{D}{R_r} \right) \left(1 + 0.71 \frac{D}{H_s} \right) = 10422874 \text{ t-m}$$

$$\zeta_o = 0.05$$

$$\zeta_s = 0.05$$

$$\eta_s = \frac{\pi R_h}{2 H_s} = \frac{\pi \times 11.28}{2 \times 58} = 0.318$$

$$\eta_p = \frac{\pi R_r}{2 H_s} \left(\frac{2(1-\nu_s)}{1-2\nu_s} \right)^{1/2} = \frac{\pi \times 11.41}{2 \times 58} \left(\frac{2 \times (1-0.45)}{1-2 \times 0.45} \right)^{1/2} = 1.061$$

El periodo efectivo definido por la ec. 6.18 se puede obtener al resolver la ecuación

$$T_e = \left(T_o^2 + T_h^2 + T_r^2 \right)^{1/2}$$

mediante aproximaciones sucesivas en la frecuencia.

En la primera iteración se supone que la frecuencia efectiva es igual a la frecuencia fundamental de la estructura con base rígida. De esta manera se puede llevar a cabo el proceso de cálculo que se detalla a continuación:

$$\omega = \frac{2 \times \pi}{1.16} = 5.417 \text{ rad/s}$$

$$\eta_h = \frac{\omega R_h}{\beta_s} = \frac{5.417 \times 11.28}{67.71} = 0.902$$

$$\eta_r = \frac{\omega R_r}{\beta_s} = \frac{5.417 \times 11.41}{67.71} = 0.913$$

$$k_h = 1$$

$$\eta_r = 0.913 < 2.5 \quad \rightarrow \quad k_r = 1 - 0.2 \eta_r = 1 - 0.2 \times 0.913 = 0.817$$

$$\eta_{hs} = \frac{\eta_h}{\eta_s} = \frac{0.902}{0.318} = 2.854 > 1 \quad \rightarrow \quad c_h = 0.576$$

$$\eta_{rp} = \frac{\eta_r}{\eta_p} = \frac{0.913}{1.061} = 0.861 < 1 \quad \rightarrow \quad c_r = \frac{0.5\zeta_s \eta_{rp}}{1 - (1 - 2\zeta_s) \eta_{rp}^2}$$

$$c_r = \frac{0.5 \times 0.05 \times 0.861}{1 - (1 - 2 \times 0.05)(0.861)^2} = 0.065$$

$$K_h = K_h^0 (k_h - 2\zeta_s \eta_h c_r) = 64733.67(1 - 2 \times 0.05 \times 0.902 \times 0.576) = 61370.42 \text{ t/m}$$

$$K_r = K_r^0 (k_r - 2\zeta_s \eta_r c_r) = 10422874(0.817 - 2 \times 0.05 \times 0.913 \times 0.065) = 8453633 \text{ t-m}$$

$$T_h = 2\pi \left(\frac{M_o}{K_h} \right)^{1/2} = 2\pi \left(\frac{265.11}{61370.42} \right)^{1/2} = 0.413 \text{ s}$$

$$T_r = 2\pi \left(\frac{M_o (H_o + D)^2}{K_r} \right)^{1/2} = 2\pi \left(\frac{265.11 \times (21.23 + 5)^2}{8453633} \right)^{1/2} = 0.923 \text{ s}$$

$$\tilde{T}_o = \left((1.16)^2 + (0.413)^2 + (0.923)^2 \right)^{1/2} = 1.54 \text{ s}$$

En la segunda iteración se toma como frecuencia efectiva la correspondiente al periodo efectivo que se obtuvo en la primera iteración. De esta forma se puede llevar a cabo el proceso de cálculo siguiente:

$$\omega = \frac{2 \times \pi}{1.54} = 4.08 \text{ rad/s}$$

$$\eta_h = \frac{\omega R_h}{\beta_s} = \frac{4.08 \times 11.28}{67.71} = 0.68$$

$$\eta_r = \frac{\omega R_r}{\beta_s} = \frac{4.08 \times 11.41}{67.71} = 0.688$$

$$k_h = 1$$

$$\eta_r = 0.688 < 2.5 \quad \rightarrow \quad k_r = 1 - 0.2 \eta_r = 1 - 0.2 \times 0.688 = 0.862$$

$$\eta_{hs} = \frac{\eta_h}{\eta_s} = \frac{0.68}{0.318} = 2.152 > 1 \rightarrow c_h = 0.576$$

$$\eta_{rp} = \frac{\eta_r}{\eta_p} = \frac{0.688}{1.061} = 0.648 < 1 \rightarrow c_r = \frac{0.5\zeta_s \eta_{rp}}{1 - (1 - 2\zeta_s) \eta_{rp}^2}$$

$$c_r = \frac{0.5 \times 0.05 \times 0.648}{1 - (1 - 2 \times 0.05)(0.648)^2} = 0.026$$

$$K_h = K_h^0 (k_h - 2\zeta_s \eta_h c_h) = 64733.67 (1 - 2 \times 0.05 \times 0.68 \times 0.576) = 62198.18 \text{ t/m}$$

$$K_r = K_r^0 (k_r - 2\zeta_s \eta_r c_r) = 10422874 (0.862 - 2 \times 0.05 \times 0.688 \times 0.026) = 8965873 \text{ t-m}$$

$$T_h = 2\pi \left(\frac{M_o}{K_h} \right)^{1/2} = 2\pi \left(\frac{265.11}{62198.18} \right)^{1/2} = 0.41 \text{ s}$$

$$T_r = 2\pi \left(\frac{M_o (H_o + D)^2}{K_r} \right)^{1/2} = 2\pi \left(\frac{265.11 \times (21.23 + 5)^2}{8965873} \right)^{1/2} = 0.896 \text{ s}$$

$$\bar{T}_o = \left[(1.16)^2 + (0.41)^2 + (0.896)^2 \right]^{1/2} = 1.52 \text{ s}$$

En la tercera iteración se toma como frecuencia efectiva la correspondiente al periodo efectivo que se obtuvo en la segunda iteración. De esta forma se puede llevar a cabo el proceso de cálculo siguiente:

$$\omega = \frac{2 \times \pi}{1.52} = 4.134 \text{ rad/s}$$

$$\eta_h = \frac{\omega R_h}{\beta_s} = \frac{4.134 \times 11.28}{67.71} = 0.689$$

$$\eta_r = \frac{\omega R_r}{\beta_s} = \frac{4.134 \times 11.41}{67.71} = 0.697$$

$$k_h = 1$$

$$\eta_r = 0.697 < 2.5 \Rightarrow k_r = 1 - 0.2 \eta_r = 1 - 0.2 \times 0.697 = 0.861$$

$$\eta_{ho} = \frac{\eta_h}{\eta_o} = \frac{0.689}{0.316} = 2.18 > 1 \Rightarrow c_h = 0.576$$

$$\eta_{rp} = \frac{\eta_r}{\eta_p} = \frac{0.697}{1.061} = 0.657 < 1 \Rightarrow c_r = \frac{0.5 \zeta_o \eta_{rp}}{1 - (1 - 2\zeta_o) \eta_{rp}^2}$$

$$c_r = \frac{0.5 \times 0.05 \times 0.657}{1 - (1 - 2 \times 0.05)(0.657)^2} = 0.027$$

$$K_h = K_h^0 (k_h - 2\zeta_o \eta_h c_h) = 64733.67(1 - 2 \times 0.05 \times 0.689 \times 0.576) = 62164.62 \text{ t/m}$$

$$K_r = K_r^0 (k_r - 2\zeta_o \eta_r c_r) = 10422874(0.861 - 2 \times 0.05 \times 0.697 \times 0.027) = 8954480 \text{ t-m}$$

$$T_h = 2\pi \left[\frac{M_o}{K_h} \right]^{1/2} = 2\pi \left[\frac{265.11}{62164.62} \right]^{1/2} = 0.41 \text{ s}$$

$$T_r = 2\pi \left[\frac{M_o (H_e + D)^2}{K_r} \right]^{1/2} = 2\pi \left[\frac{265.11 \times (21.23 + 5)^2}{8954480} \right]^{1/2} = 0.897 \text{ s}$$

$$\tilde{T}_o = \left[(1.16)^2 + (0.41)^2 + (0.897)^2 \right]^{1/2} = 1.52 \text{ s}$$

El proceso iterativo se puede detener ya que la diferencia que se tiene en dos cifras significativas entre los periodos efectivos calculados en la segunda y tercera iteraciones es nula.

Una vez conocido el periodo fundamental de la estructura con base flexible, el amortiguamiento efectivo definido por la ec. 6.21 se puede obtener al resolver directamente la ecuación

$$\tilde{\zeta}_o = \zeta_o \left[\frac{T_o}{\tilde{T}_o} \right]^3 + \frac{\zeta_h}{1 + 2\zeta_h^2} \left[\frac{T_h}{\tilde{T}_o} \right]^2 + \frac{\zeta_r}{1 + 2\zeta_r^2} \left[\frac{T_r}{\tilde{T}_o} \right]^2$$

Sustituyendo valores se tiene:

$$\tilde{\omega}_o C_h = K_h^0 (\eta_h c_h + 2\zeta_h k_h) = 64733.67(0.689 \times 0.576 + 2 \times 0.05 \times 1) = 32163.83 \text{ t/m}$$

$$\tilde{\omega}_o C_r = K_r^0 (\eta_r c_r + 2\zeta_r k_r) = 10422874(0.697 \times 0.027 + 2 \times 0.05 \times 0.861) = 1093558 \text{ t-m}$$

$$\zeta_h = \frac{\tilde{\omega}_o C_h}{2K_h} = \frac{32163.83}{2 \times 62164.62} = 0.259$$

$$\zeta_r = \frac{\tilde{\omega}_o C_r}{2K_r} = \frac{1093558}{2 \times 8954480} = 0.061$$

$$\tilde{\zeta}_o = 0.05 \left[\frac{1.16}{1.52} \right]^3 + \frac{0.259}{1+2(0.259)^2} \left[\frac{0.41}{1.52} \right]^2 + \frac{0.061}{1+2(0.061)^2} \left[\frac{0.897}{1.52} \right]^2 = 0.06$$

3.3.5 Factor Reductivo por Interacción

Según la tabla 1.1 de recomendaciones, la velocidad y el periodo característicos para la zona sísmica B son iguales a:

$$\beta_c = 400 \text{ m/s}$$

$$T_c = 5.3 \text{ s}$$

Los valores de los parámetros dinámicos del sitio y los parámetros característicos de la zona sísmica satisfacen la desigualdad

$$\beta_c T_s + \beta_s T_c < \beta_c T_c$$

$$400 \times 3.31 + 67.71 \times 5.3 = 1682.9 < 400 \times 5.3 = 2120$$

Entonces, según la carta de microzonificación sísmica, el terreno de

cimentación pertenece al tipo III.

El espectro de diseño para un terreno de cimentación del tipo III en la zona sísmica se caracteriza por los siguientes valores:

$$a_0 = 0.1 \quad c = 0.4 \quad T_a = 0.6 \text{ s} \quad T_b = 3.9 \text{ s} \quad r = 1$$

Las características de la estructura son tales que puede tomarse un factor de comportamiento sísmico $Q = 4$, para propósitos de reducción de las ordenadas espectrales por ductilidad.

Ahora bien, el cortante basal reducido por interacción correspondiente al modo fundamental de la estructura con base flexible se determina con la ec. 6.15, esto es:

$$\tilde{V}_1 = \frac{\tilde{a}}{\tilde{Q}'} \xi W_0$$

$$T_a < \tilde{T}_0 < T_b \quad \Rightarrow \quad \tilde{a} = a(\tilde{T}_0) = c = 0.4$$

$$\tilde{T}_0 > T_a \quad \Rightarrow \quad \tilde{Q}' = Q'(\tilde{T}_0) = Q = 4$$

$$\tilde{T}_0 > T_a \quad \Rightarrow \quad \xi = \left[\frac{0.05}{\tilde{\zeta}_e} \right]^k = \left[\frac{0.05}{0.06} \right]^{0.8} = 0.9$$

$$\tilde{V}_1 = \frac{0.4}{4} \times 0.9 \times 265.11 \times 9.81 = 234.07 \text{ t}$$

En forma similar, el cortante basal sin reducir por interacción correspondiente al modo fundamental de la estructura con base rígida se obtiene como:

$$V_1 = \frac{a}{Q'} W_0$$

$$T_a < T_0 < T_b \quad \Rightarrow \quad a(T_0) = c = 0.4$$

$$T_0 > T_1 \rightarrow Q'(T_0) = Q = 4$$

$$V_1 = \frac{0.4}{4} \times 265.11 \times 9.81 = 260.07$$

Finalmente, el factor reductivo por interacción

$$\frac{\bar{V}_1}{V_1} = \frac{234.07}{260.07} = 0.9$$

es el valor por el que se debe multiplicar cualquier respuesta calculada sin interacción para obtener la respuesta con interacción, siendo aplicable exclusivamente en el modo fundamental.

3.6 ANALISIS SISMICO DE UNA CHIMENEA

En la fig. 6.1 se muestra una chimenea de sección variable que se desplanta en terreno firme con velocidad de propagación $\beta_s = 700$ m/s, por lo que según la carta de microzonificación sísmica el suelo pertenece al tipo I. La estructura se ubica de acuerdo con la regionalización sísmica del país en la zona sísmica C, y pertenece según sus destino y estructuración al grupo B y tipo 4, respectivamente. Se pide determinar las fuerzas sísmicas así como las fuerzas cortantes y los momentos de volteo de diseño.

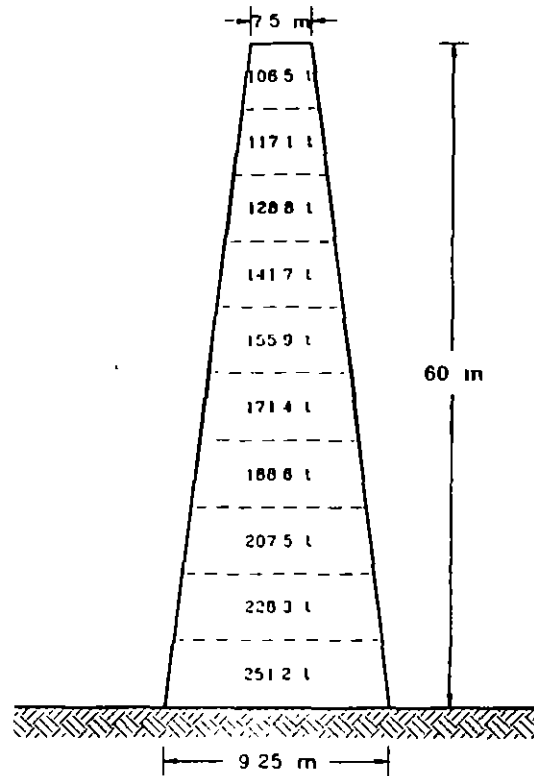


Fig. 6.1 Chimenea discretizada

Por razones de sencillez se ignorará la presencia de orificios u aberturas en el fuste de la chimenea de manera que las direcciones de

análisis más desfavorables son indistintas. Asimismo, la velocidad de propagación del sitio se considera compatible con los niveles de deformación esperados durante temblores intensos por lo que se despreciarán los efectos no lineales del suelo.

3.6.1 Características Principales de la Chimenea

La estructura es de concreto de $f'_c = 200 \text{ kg/cm}^2$, los diámetros exteriores en la base y punta de la chimenea son $D_o = 9.25 \text{ m}$ y $D_H = 7.5 \text{ m}$, respectivamente, las masas de la estructura con y sin revestimiento son $M' = 172.99 \text{ t-s}^2/\text{m}$ y $M = 150.43 \text{ t-s}^2/\text{m}$, respectivamente, y se supone que el amortiguamiento de la chimenea es $\zeta_o = 0.03$.

Se considera aceptable discretizar la chimenea de altura $H = 60 \text{ m}$ en 10 dovelas de la misma altura e igual a 6 m , cuyos pesos se indican en el esquema de la estructura.

3.6.2 Periodo Fundamental de la Chimenea

En vista de que la altura de la chimenea no sobrepasa de 60 m se puede aplicar el análisis estático que se describe en la sección 3.8.3 de recomendaciones. Para ello se requiere conocer el valor aproximado del periodo fundamental de la estructura el cual se determina con la ec. 8.5, esto es:

$$T_o = \frac{1.57 H^2}{[3 D_o - D_H] \sqrt{E_c}} \left[\frac{M'}{M} \right]^{1/2}$$

$$E_c = 10000 \sqrt{f'_c} = 10000 \sqrt{200} = 141421 \text{ kg/cm}^2$$

$$T_o = \frac{1.57 \times (60)^2}{(3 \times 9.25 - 7.5) \sqrt{141421}} \left[\frac{172.99}{150.43} \right]^{1/2} = 0.8 \text{ s}$$

Los efectos de la interacción suelo-estructura en el periodo y amortiguamiento no se tendrán en cuenta debido a que se trata de terreno firme. Por tal razón, el periodo y amortiguamiento efectivos se tomarán iguales a los correspondientes a la condición de base rígida.

3.6.3 Aceleración Espectral y Factor de Incremento

El espectro de diseño para un terreno de cimentación del tipo I en la zona sísmica C se caracteriza por los siguientes valores:

$$a_0 = 0.36 \quad c = 0.36 \quad T_a = 0 \text{ s} \quad T_b = 0.6 \text{ s} \quad r = 1/2$$

En vista de que se trata de una chimenea de concreto reforzado se puede tomar un factor de comportamiento sísmico $Q = 2$, para propósitos de reducción de las ordenadas espectrales por ductilidad.

Ahora bien, el coeficiente de aceleración espectral y el factor de incremento se obtienen como:

$$T_e > T_b \Rightarrow a(T_e) = c q$$

$$q = \left(\frac{T_b}{T_e} \right)^r = \left(\frac{0.6}{0.8} \right)^{1/2} = 0.866$$

$$a(T_e) = 0.36 \times 0.866 = 0.31$$

$$T_e > T_a \Rightarrow \xi = \left(\frac{0.05}{\zeta_e} \right)^k = \left(\frac{0.05}{0.03} \right)^{0.4} = 1.227$$

3.6.4 Fuerzas Cortantes y Momentos de Volteo

Como $T_e > T_b$, la fuerza lateral que se debe aplicar en la dovela superior para tener en cuenta los efectos de los modos superiores de

vibración se obtiene con la ec. 8.4, esto es:

$$P_n = 0.15 W (1 + 0.5 r - 0.5 r q) \frac{a}{Q} \xi$$

$$P_n = 0.15 \times 1697.0 \times (1 + 0.5 \times 0.5 - 0.5 \times 0.5 \times 0.866) \times (0.31/2) \times 1.227 = 50.03 \text{ t}$$

En la tabla 6.1 se muestran los cálculos necesarios para obtener según la ec. 8.2 las fuerzas sísmicas por dovela y a partir de ellas las fuerzas cortantes de diseño.

Tabla 6.1 Fuerzas sísmicas y cortantes para la chimenea de la fig. 6.1

Dovela	h_n (m)	h_n^2 (m ²)	W_n (t)	$W_n h_n$ (t-m)	$W_n h_n^2$ (t-m ²)	P_n (t)	V_n (t)
10	57	3249	106.5	6070.5	346018.5	42.19	92.22
9	51	2601	117.1	5972.1	304577.1	40.87	133.09
8	45	2025	128.8	5796.0	260820.0	39.06	172.15
7	39	1521	141.7	5526.3	215525.7	36.66	208.81
6	33	1089	155.9	5144.7	169775.1	33.59	242.40
5	27	729	171.4	4627.8	124950.6	29.73	272.13
4	21	441	188.6	3960.6	83172.6	25.02	297.15
3	15	225	207.5	3112.5	46687.5	19.34	316.49
2	9	81	228.3	2054.7	18492.3	12.55	329.04
1	3	9	251.2	753.6	2260.8	4.52	333.56
SUMAS			1697.0	43018.8	1572280.2		
$P_n = 0.15 W_n \left(\alpha_1 h_n + \alpha_2 h_n^2 \right) \frac{a}{Q} \xi$						$\alpha_1 = (1-r(1-q)) \frac{\sum W_n}{\sum W_n h_n}$	
$P_n = 0.15 W_n \left(\alpha_1 h_n + \alpha_2 h_n^2 \right) \frac{a}{Q} \xi$						$\alpha_2 = 1.5r(1-q) \frac{\sum W_n}{\sum W_n h_n^2}$	
$\alpha_1 = (1-0.5 \times (1-0.866)) \times 1697.0 / 43018.8 = 0.036804862$							
$\alpha_2 = 1.5 \times 0.5 \times (1-0.866) \times 1697.0 / 1572280.2 = 0.000108472$							

En la tabla 6.2 se presentan los cálculos necesarios para determinar según la ec. 8.9 los momentos de volteo de diseño en diferentes secciones de la chimenea.

Tabla 6.2 Momentos de volteo para la chimenea de la fig. 6.1

Dovela	h_n (m)	V_n (t)	M_n^o (t-m)	$0.75+0.25h_n/H$	M_n^r (t-m)
10	57	92.22	0	0.988	0
9	51	133.09	553.32	0.963	532.85
8	45	172.15	1351.86	0.938	1268.04
7	39	208.81	2384.76	0.913	2177.29
6	33	242.40	3637.62	0.888	3230.21
5	27	272.13	5092.02	0.863	4394.41
4	21	297.15	6724.80	0.838	5635.38
3	15	316.49	8507.70	0.813	6918.76
2	9	329.04	10406.64	0.788	8200.43
1	3	333.56	12380.88	0.763	9446.61
BASE			13381.56	0.750	10036.17
$M_n^o = \sum_{s=n+1}^N V_s (h_s - h_{s-1})$ $M_n^r = (0.75 + 0.25 h_n/H) \sum_{s=n+1}^N V_s (h_s - h_{s-1})$					

Finalmente, la estructura deberá diseñarse de acuerdo con lo especificado en la sección 3.8.3.4, es decir, para la superposición de 100 % del componente del movimiento del terreno paralelo a la dirección de análisis y 50 % del componente ortogonal.

3.7 ANALISIS SISMICO DE UN TANQUE ELEVADO

En la fig. 7.1 se muestra un tanque elevado que se desplanta en terreno firme con velocidad de propagación $\beta_s = 700 \text{ m/s}$, por lo que según la carta de microzonificación sísmica el suelo pertenece al tipo I. La estructura se ubica de acuerdo con la regionalización sísmica del país en la zona sísmica D, y pertenece según sus destino y estructuración al grupo B y tipo 5, respectivamente. Como parte del análisis sísmico del tanque elevado se pide determinar la fuerza cortante y el momento de volteo de diseño en la base de la estructura de soporte.

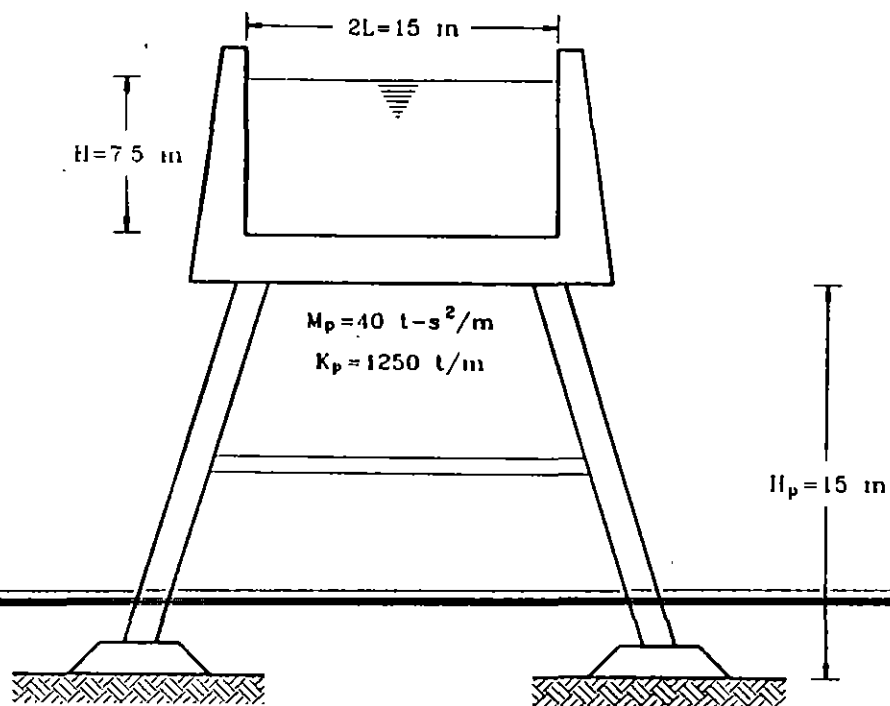


Fig. 7.1 Tanque elevado

El recipiente y la plataforma poseen las mismas características en las dos direcciones ortogonales en que se debe analizar la estructura, de

manera que el análisis sísmico del tanque elevado se reduce solamente a una dirección. Asimismo, la velocidad de propagación del sitio se considera compatible con los niveles de deformación esperados durante temblores intensos por lo que se despreciarán los efectos no lineales del suelo.

3.7.1 Características Principales del Tanque Elevado

El recipiente es de concreto con base de forma cuadrada; el tirante del líquido almacenado es de $H = 7.5$ m y la dimensión del recipiente es de $2L = 15$ m. La plataforma de soporte también es de concreto; la altura y la rigidez lateral de tal estructura son $H_p = 15$ m y $K_p = 1250$ t/m, respectivamente. La masa del conjunto formado por el recipiente y la plataforma de soporte es de $M_p = 40$ t-s²/m.

Se supone que el tanque elevado será destinado al almacenamiento de agua cuyo peso volumétrico es 1 t/m³, por lo que la masa del fluido almacenado es igual a

$$M = 15 \times 15 \times 7.5 \times 1 / 9.81 = 172.02 \text{ t-s}^2/\text{m}$$

Por otra parte, los efectos de la interacción suelo-estructura en el periodo y amortiguamiento no se tendrán en cuenta puesto que se trata de terreno firme. Además, en tanques elevados se puede despreciar la interacción líquido-recipiente lo que se justifica aún más en recipientes de concreto.

3.7.2 Masas Impulsiva y Convectiva del Líquido

Para propósitos de análisis, el líquido almacenado se debe reemplazar por las masas impulsiva y convectiva, colocadas a diferentes alturas sobre el fondo del recipiente y ligadas respectivamente de forma rígida y elástica a las paredes del recipiente. Tales parámetros se determinan

con las ecs. 9.6-9.10 como sigue:

$$M_0 = \frac{\tanh(1.7L/H)}{1.7L/H} M = \frac{\tanh(1.7 \times 7.5/7.5)}{1.7 \times 7.5/7.5} \times 172.02 = 94.65 \text{ t-s}^2/\text{m}$$

$$M_1 = \frac{0.83 \tanh(1.6H/L)}{1.6H/L} M = \frac{0.83 \times \tanh(1.6 \times 7.5/7.5)}{1.6 \times 7.5/7.5} \times 172.02 = 82.25 \text{ t-s}^2/\text{m}$$

$$H_0 = 0.38H \left[1 + \alpha \left(\frac{M}{M_0} - 1 \right) \right] = 0.38 \times 7.5 \left[1 + 1.33 \left(\frac{172.02}{94.65} - 1 \right) \right] = 5.95 \text{ m}$$

$$H_1 = H \left[1 - 0.33 \frac{M}{M_1} \left(\frac{L}{H} \right)^2 + 0.63\beta \frac{L}{H} \left(0.28 \left(\frac{LM}{HM_1} \right)^2 - 1 \right)^{1/2} \right]$$

$$H_1 = 7.5 \left[1 - 0.33 \frac{172.02}{82.25} \left(\frac{7.5}{7.5} \right)^2 + 0.63 \times 2 \frac{7.5}{7.5} \left(0.28 \left(\frac{7.5 \times 172.02}{7.5 \times 82.25} \right)^2 - 1 \right)^{1/2} \right] = 6.8 \text{ m}$$

$$K_1 = \frac{3gM_1^2 H}{ML^2} = \frac{3 \times 9.81 \times (82.25)^2 \times 7.5}{172.02 \times (7.5)^2} = 154.32 \text{ t/m}$$

Como interesa calcular el momento de volteo en la base de la estructura de soporte se tomó $\alpha = 1.33$ y $\beta = 2$, a fin de incluir el momento de volteo en el fondo del recipiente.

3.7.3 Modos Naturales de Vibración del Sistema

Los modos dominantes de vibración del tanque elevado se pueden determinar al resolver el problema de valores característicos $(K_n - \omega_n^2 M_n) Z_n = 0$, cuyas matrices de masa M_n y rigidez K_n se definen según

las ecs. 9.26 y 9.27 como:

$$M_0 = \begin{bmatrix} M_0 + M_p & 0 \\ 0 & M_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 94.65 + 40 & 0 \\ 0 & 82.25 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 134.65 & 0 \\ 0 & 82.25 \end{bmatrix} \text{ t-s}^2/\text{m}$$

$$K_0 = \begin{bmatrix} K_p + K_1 & -K_1 \\ -K_1 & K_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1250 + 154.32 & -154.32 \\ -154.32 & 154.32 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1404.32 & -154.32 \\ -154.32 & 154.32 \end{bmatrix} \text{ t/m}$$

Resolviendo el problema de valores característicos resultante se

encuentra que las frecuencias y los modos naturales de vibración son:

$$\omega_1 = 1.28 \text{ rad/s} \quad Z_1 = \begin{Bmatrix} 1 \\ 7.676 \end{Bmatrix}$$

$$\omega_2 = 3.27 \text{ rad/s} \quad Z_2 = \begin{Bmatrix} 1 \\ -0.213 \end{Bmatrix}$$

Los periodos naturales de vibración asociados predominantemente a los modos convectivo e impulsivo resultan ser $T_1 = 4.91 \text{ s}$ y $T_2 = 1.92 \text{ s}$, respectivamente.

3.7.4 Respuestas Modales Máximas

El espectro de diseño para un terreno de cimentación del tipo I en la zona sísmica D se caracteriza por los siguientes valores:

$$a_0 = 0.5 \quad c = 0.5 \quad T_a = 0 \text{ s} \quad T_b = 0.6 \text{ s} \quad r = 1/2$$

Las características de la estructura de soporte son tales que puede tomarse un factor de comportamiento sísmico $Q = 3$, para propósitos de reducción de las ordenadas espectrales por ductilidad.

Los desplazamientos máximos que ocurren en el modo fundamental se determinan con la ec. 9.28, esto es:

$$X_1 = \frac{C_1}{\omega_1^2} \frac{a(T_1)g}{Q'(T_1)} Z_1$$

$$C_1 = \frac{Z_1^T M_s J}{Z_1^T M_s Z_1} = \frac{766.0}{4980.9} = 0.154$$

$$T_1 > T_b \Rightarrow a(T_1) = c \left[\frac{T_b}{T_1} \right]^r = 0.5 \times \left[\frac{0.6}{4.91} \right]^{1/2} = 0.17$$

$$T_1 > T_a \rightarrow Q'(T_1) = Q = 3$$

$$X_1 = \frac{0.154}{(1.28)^2} \times \frac{0.17 \times 9.81}{3} \times \begin{Bmatrix} 1 \\ 7.676 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0.0523 \\ 0.4011 \end{Bmatrix} \text{ m}$$

Los desplazamientos máximos que ocurren en el modo superior se determinan con la ec. 9.29, esto es:

$$X_2 = \frac{C_2}{\omega_2^2} \frac{a(T_2)g}{Q'(T_2)} Z_2$$

$$C_2 = \frac{Z_2^T M_s J}{Z_2^T M_s Z_2} = \frac{117.13}{138.38} = 0.846$$

$$T_2 > T_b \rightarrow a(T_2) = c \left[\frac{T_b}{T_2} \right]^r = 0.5 \times \left[\frac{0.6}{1.92} \right]^{1/2} = 0.28$$

$$T_2 > T_a \rightarrow Q'(T_2) = Q = 3$$

$$X_2 = \frac{0.846}{(3.27)^2} \times \frac{0.28 \times 9.81}{3} \times \begin{Bmatrix} 1 \\ -0.213 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0.0724 \\ -0.0154 \end{Bmatrix} \text{ m}$$

Las fuerzas de inercia máximas correspondientes a los modos naturales de vibración del sistema se obtienen con la ec. 9.30 como sigue:

$$P_n = K_s X_n; \quad n = 1, 2$$

$$P_1 = \begin{bmatrix} 1404.32 & -154.32 \\ -154.32 & 154.32 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} 0.0523 \\ 0.4011 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 11.55 \\ 53.83 \end{Bmatrix} \text{ t}$$

$$P_2 = \begin{bmatrix} 1404.32 & -154.32 \\ -154.32 & 154.32 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} 0.0724 \\ -0.0154 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 104.05 \\ -13.55 \end{Bmatrix} \text{ t}$$

3.7.5 Fuerza Cortante y Momento de Volteo Basales

Las fuerzas cortantes en la base de la estructura de soporte asociadas a cada uno de los modos naturales de vibración del sistema se obtienen sumando las fuerzas de inercia del modo correspondiente. Así se tiene:

$$V_1 = 11.55 + 53.83 = 65.38 \text{ t}$$

$$V_2 = 104.05 - 13.55 = 90.5 \text{ t}$$

Los momentos de volteo en la base de la estructura de soporte asociados a cada uno de los modos naturales de vibración del sistema se obtienen sumando los momentos flexionantes originados por las fuerzas de inercia del modo correspondiente. Así se tiene:

$$M_1 = 11.55 \times \frac{40}{134.65} \times 15 + 11.55 \times \frac{94.65}{134.65} \times (15+5.95) + 53.83 \times (15+6.8)$$

$$M_1 = 1395.05 \text{ t-m}$$

$$M_2 = 104.05 \times \frac{40}{134.65} \times 15 + 104.05 \times \frac{94.65}{134.65} \times (15+5.95) - 13.55 \times (15+6.8)$$

$$M_2 = 1700.54 \text{ t-m}$$

Cabe recordar que las fuerzas de inercia $P_{11} = 11.55 \text{ t}$ y $P_{12} = 104.05 \text{ t}$ se deben tanto a la masa impulsiva como a la masa de la plataforma, razón por la cual se tuvieron que distribuir proporcionalmente a cada una de estas masas a fin de calcular el momento de volteo en la base de la estructura de soporte.

Para estimar la fuerza cortante y el momento de volteo basales debidos a la combinación de los modos naturales de vibración del sistema se recurre al criterio de la raíz cuadrada de la suma de los cuadrados de las respuestas modales. De esta forma se tiene que la fuerza cortante y el momento de volteo de diseño en la base de la estructura de soporte resultan ser:

$$V_0 = \sqrt{(65.38)^2 + (90.5)^2} = 111.65 \text{ t}$$

$$M_0 = \sqrt{(1395.05)^2 + (1700.54)^2} = 2199.55 \text{ t-m}$$

Por último, la estructura deberá diseñarse de acuerdo con lo especificado en la sección 3.9.5, es decir, para la superposición de 100 % del componente del movimiento del terreno paralelo a la dirección de análisis y 50 % de los componentes ortogonal y vertical. Cabe asentar que la fuerza cortante y el momento de volteo basales debidos a la acción del componente vertical son nulos.



**FACULTAD DE INGENIERIA U.N.A.M.
DIVISION DE EDUCACION CONTINUA**

XXII CURSO INTERNACIONAL DE INGENIERIA SISMICA

MODULO IV: DISEÑO SISMICO DE CIMENTACIONES

**TEMA: INTERACCION DINAMICA SUELO-ESTRUCTURA Y
DEPENDENCIA DE LOS ESPECTROS DE RESPUESTA CON EL
PERIODO DOMINANTE DEL SITIO (APENDICE DEL RCDF)**

EXPOSITOR: M. EN I. LUIS EDUARDO PEREZ ROCHA

1996

INTERACCIÓN DINÁMICA SUELO-ESTRUCTURA Y DEPENDENCIA DE LOS ESPECTROS DE RESPUESTA CON EL PERIODO DOMINANTE DEL SITIO (APÉNDICE DEL RCDF)

Introducción

Como es sabido, la principal intención del Apéndice de las Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo del RCDF ha sido dar un primer paso en la consideración explícita de la interacción dinámica suelo-estructura. Asimismo, también se pretende reconocer la dependencia de los espectros de respuesta con respecto al periodo dominante del sitio. En vista de que estos efectos son significativos sólo en las zonas II y III del Distrito Federal, se excluye la aplicación de este apéndice a estructuras desplantadas en la zona I.

Este apéndice marca entonces el primer paso en los reglamentos mexicanos para tomar en cuenta, explícitamente, los efectos mencionados. Por su carácter innovador, las disposiciones reglamentarias vigentes se basaron en modelos simplificados que condujeron a recomendaciones particularmente sencillas.

Actualmente se tienen en cuenta los efectos de interacción sólo en el periodo fundamental de la estructura. No se consideran los efectos cinemáticos de reducción de la traslación e inducción de torsión y cabeceo en la cimentación, así como los efectos inerciales de modificación de la ductilidad estructural y el amortiguamiento del modo fundamental. Ignorar algunos de estos efectos introduce errores del lado de la seguridad, mientras que ignorar a otros introduce errores del lado de la inseguridad. Si hasta ahora se ha decidido despreciar todos estos efectos es en parte por sencillez, debido a que es la primera ocasión que en el RCDF se incluye la consideración explícita de la interacción; en parte también porque aún falta calibrar todas las implicaciones que tendrían los efectos que no se consideran, aunado a que no se dispone de criterios sencillos y confiables para cuantificarlos.

También es la primera vez que en el RCDF se considera la reducción de las ordenadas espectrales de diseño en función del periodo dominante del sitio, a fin de tener en cuenta la variación de las máximas ordenadas espectrales en cada sitio dependiendo de su periodo de vibración más largo, la cual presenta reducciones significativas para periodos cortos y largos con respecto a los periodos característicos del sistema formado por la fuente de excitación y el valle de México.

El objetivo principal de este estudio es desarrollar y calibrar herramientas fidedignas que permitan cuantificar adecuadamente los efectos de sitio e interacción suelo-estructura a los que hace referencia el Apéndice del RCDF, con objeto de que en ediciones posteriores de las Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo se cubran estos puntos de manera más satisfactoria.

Criterios de interacción suelo-estructura

Efectos inerciales

Se han desarrollado dos criterios, uno aproximado y otro riguroso, para la determinación del periodo y amortiguamiento efectivos de estructuras desplantadas en depósitos de suelo blando (Avilés y Pérez-Rocha, 1993).

Mediante la aplicación del criterio riguroso se han calibrado las expresiones para el periodo y amortiguamiento efectivos que se obtuvieron con el criterio aproximado, las cuales resultan ser apropiadas para fines de reglamentación sísmica. Dichas expresiones son las que se indican a continuación:

$$\tilde{T}_e = \left[T_e^2 + T_h^2 + T_r^2 \right] \quad (1)$$

donde: T_e = periodo fundamental de la estructura con base rígida
 T_h = periodo natural en traslación de la estructura supuesta rígida
 T_r = periodo natural en rotación de la estructura supuesta rígida

$$\tilde{\zeta}_e = \zeta_e \left[\frac{T_e}{\tilde{T}_e} \right]^3 + \frac{\zeta_h}{1 + 2\zeta_h^2} \left[\frac{T_h}{\tilde{T}_e} \right]^2 + \frac{\zeta_r}{1 + 2\zeta_r^2} \left[\frac{T_r}{\tilde{T}_e} \right]^2 \quad (2)$$

donde: ζ_e = amortiguamiento de la estructura con base rígida
 ζ_h = amortiguamiento del suelo en traslación
 ζ_r = amortiguamiento del suelo en rotación

En las figs 1.i.j (i=1-2; j=1,4) se muestran las calibraciones de los criterios simplificados propuestos para cuantificar los efectos de interacción en el periodo y amortiguamiento del modo fundamental de la estructura. Las comparaciones se refieren a los parámetros efectivos exactos (línea delgada) y aproximados (línea gruesa) para distintos sistemas suelo-estructura. Los intervalos de variación considerados para los parámetros característicos del problema de interacción cubren la mayor parte de estructuras y sitios típicos del valle de México.

Efectos cinemáticos

Se ha desarrollado un criterio aproximado para tener en cuenta los efectos de interacción en la traslación y el cabeceo de la base de la cimentación (Avilés y Pérez-Rocha, 1993), con respecto al movimiento de campo libre en la superficie del terreno. Se encontró que los efectos cinemáticos pueden expresarse aproximadamente en términos de los efectos

inerciales, modificando para ello el periodo y amortiguamiento efectivos de acuerdo con las siguientes expresiones:

$$\bar{T}_e^* \cong \bar{T}_e \quad (3)$$

$$\bar{\zeta}_e^* \cong \frac{\bar{\zeta}_e}{H_h + [H_e + D]H_r} \quad (4)$$

donde: H_h = función de transferencia para la traslación de la excitación efectiva
 H_r = función de transferencia para la rotación de la excitación efectiva
 H_e = altura efectiva de la estructura
 D = profundidad de desplante de la cimentación

En las figs 1-3 se muestran las calibraciones del criterio simplificado propuesto para cuantificar aproximadamente los efectos cinemáticos en la traslación y rotación vertical de la base de la cimentación; los resultados corresponden a los sitios VI, SCT y CAO, respectivamente. Las comparaciones se refieren a los espectros de respuesta con interacción exactos (línea gruesa) y aproximados (línea delgada) para distintas configuraciones de sitio y estructura. Como excitación de campo libre se tomaron las componentes EW del temblor del 19 de septiembre de 1985 registrados en esas estaciones.

Funciones de impedancia

Se han desarrollado soluciones aproximadas, mediante ajustes con el criterio de mínimos cuadrados, para valuar las rigideces dinámicas de cimentaciones superficiales enterradas en depósitos de suelo blando a partir de soluciones rigurosas (Avilés y Pérez-Rocha, 1992). Las expresiones obtenidas son de utilidad para la determinación del periodo y amortiguamiento efectivos de sistemas suelo-estructura, así como en general, para el análisis sísmico de estructuras que se suponen apoyadas sobre resortes y amortiguadores en sustitución del suelo.

La forma general de la función de impedancia del suelo para los distintos modos de vibración de la cimentación es la siguiente:

$$\bar{K}(\eta) = K_o[k(\eta) + i\eta c(\eta)][1 + i2\zeta] \quad (5)$$

donde: K_o = rigidez estática del suelo
 k = coeficiente de rigidez del suelo
 c = coeficiente de amortiguamiento del suelo
 η = frecuencia normalizada ($\omega R / \beta$; ω = frecuencia angular, R = radio de la cimentación y β = velocidad de propagación de las ondas de corte)

ζ = amortiguamiento material del suelo

En las tablas 1, 2 y 3 se dan los valores de las rigideces estáticas normalizadas para $\nu = 1/3, 0.45$ y $1/2$, respectivamente, para distintas configuraciones de sitio y cimentación.

Los valores de normalización son GR, GR^3 y GR^2 para los modos de traslación, rotación y de acoplamiento, respectivamente (G = módulo de rigidez en cortante).

Las aproximaciones para los coeficientes de rigidez del suelo tienen las siguientes formas:

$$k_m = \begin{cases} 1 + a_4^m \eta & \eta \leq \eta_m \\ a_1^m + a_2^m \eta + a_3^m \eta^2 & \eta > \eta_m \end{cases} \quad (6)$$

donde:

$$a_j^m = a_{j1}^m + a_{j2}^m \frac{R}{H_s} + a_{j3}^m \frac{R^2}{H_s^2} + a_{j4}^m \frac{D}{R} + a_{j5}^m \frac{D^2}{R^2} \quad \text{con } j=1, 2, 3 \quad (7)$$

$$a_4^m = \begin{cases} \frac{a_1^m + a_2^m \eta_s + a_3^m \eta_s^2 - 1}{\eta_s} \\ 0 & \text{si } \nu = 0.45 \text{ y } a_1^m < 1 \end{cases} \quad (8)$$

$$\eta_m = \begin{cases} \eta_s \\ \frac{1 - a_1}{a_2} & \text{si } \nu = 0.45 \text{ y } a_1^m < 1 \end{cases} \quad (9)$$

R es el radio de la cimentación, H_s es el espesor del estrato, el subíndice m indica el modo y $\eta_s = \pi R / 2H_s$; los valores de los coeficientes a_j^m ($j = 1, 5$) se presentan en la Tabla 4.

Asimismo, los coeficientes de amortiguamiento para el modo de rotación son:

$$c_r = \begin{cases} \frac{a_5^m \zeta \eta / \eta_s}{1 - (1 - 2\zeta) \eta^2 / \eta_s^2} & \eta \leq \eta_s \\ \max(a_1^m + a_2^m \eta + a_3^m \eta^2 + a_4^m \eta^3, 0.0) & \eta_s < \eta \leq 5 \\ a_6^m + a_7^m \eta & \eta > 5 \end{cases} \quad (10)$$

donde:

$$a_j^m = a_{j1}^m + a_{j2}^m \frac{R}{H_s} + a_{j3}^m \frac{R^2}{H_s^2} + a_{j4}^m \frac{D}{R} + a_{j5}^m \frac{D^2}{R^2} \quad \text{con } j=1, 2, 3, 4 \quad (11)$$

$$a_5^m = \max\{2(a_1^m + a_2^m \eta + a_3^m \eta^2 + a_4^m \eta^3), 0.0\} \quad (12)$$

$$a_6^m = a_1^m + 5a_2^m + 25a_3^m + 125a_4^m - 5a_7^m \quad (13)$$

$$a_7^m = a_2^m + 10a_3^m + 75a_4^m \quad (14)$$

mientras que para los modos de traslación y acoplamiento son:

$$C_{h,hr} = \begin{cases} \frac{a_3^m \xi \eta / \eta_s}{1 - (1 - 2\xi) \eta^2 / \eta_s^2} & \eta \leq \eta_s \\ a_1^m + a_2^m \eta & \eta > \eta_s \end{cases} \quad (15)$$

donde:

$$a_j^m = a_{j1}^m + a_{j2}^m \frac{R}{H_s} + a_{j3}^m \frac{R^2}{H_s^2} + a_{j4}^m \frac{D}{R} + a_{j5}^m \frac{D^2}{R^2} \quad \text{con } j=1, 2 \quad (16)$$

$$a_3^m = 2(a_1^m + a_2^m \eta_s) \quad (17)$$

los valores de los coeficientes a_{ij}^m ($j = 1-5$) se presentan en la tabla 5.

En las figuras 2.i.j ($i=1-3$, $j=1-7$) se comparan los coeficientes obtenidos de un modelo riguroso (con línea continua) con los resultados del ajuste (con línea discontinua).

H _s /R ↓	D/R →	modo	0	1/4	1/2	3/4	1
2		K _H	6.289	9.139	11.573	14.189	16.996
		K _R	4.563	6.701	9.545	13.554	18.700
		K _{HR}	-.275	.479	1.729	3.416	5.738
3		K _H	5.822	8.236	10.161	11.993	13.851
		K _R	4.417	6.348	8.843	12.137	16.431
		K _{HR}	-.342	.302	1.361	2.795	4.593
4		K _H	5.597	7.816	9.540	11.189	12.691
		K _R	4.376	6.248	8.640	11.874	15.804
		K _{HR}	-.366	.227	1.198	2.455	4.112
5		K _H	5.466	7.575	9.191	10.666	12.112
		K _R	4.362	6.212	8.562	11.620	15.601
		K _{HR}	-.377	.187	1.109	2.339	3.825
6		K _H	5.530	7.490	9.027	10.420	11.740
		K _R	4.543	6.387	8.729	11.755	15.603
		K _{HR}	-.368	.147	1.024	2.202	3.659
8		K _H	5.419	7.294	8.751	10.059	11.287
		K _R	4.537	6.372	8.693	11.681	15.467
		K _{HR}	-.372	.123	.963	2.088	3.471
10		K _H	5.353	7.180	8.590	9.850	11.028
		K _R	4.535	6.367	8.680	11.651	15.407
		K _{HR}	-.373	.112	.931	2.025	3.367

Tabla 1 Coeficientes de rigidez estática normalizados para los modos de traslación horizontal, de rotación y de acoplamiento; $\nu = 1/3$.

H/R ↓	D/R →	modo	0	1/4	1/2	3/4	1
2		K_H	6 771	9 769	12.366	15 205	18 223
		K_R	5 506	7.916	11.152	15.951	21.963
		K_{HR}	.081	.971	2.433	4.358	7.072
3		K_H	6.270	8 813	10.866	12.829	14 834
		K_R	5 261	7 356	10 077	13.709	18.494
		K_{HR}	-.040	.710	1.929	3.551	5.560
4		K_H	6 028	8 369	10.208	11 993	13.591
		K_R	5.194	7 202	9 779	13.397	17 630
		K_{HR}	-.087	.600	1 715	3 107	4.967
5		K_H	5.887	8 115	9 841	11 421	12.986
		K_R	5.172	7 147	9 666	12.984	17.380
		K_{HR}	-.110	.541	1.598	2 978	4.609
6		K_H	6 007	8 054	9.691	11 181	12 596
		K_R	5.427	7.518	10 041	13.327	17.518
		K_{HR}	-.105	.475	1 476	2.795	4 410
8		K_H	5.886	7.846	9 399	10 798	12 114
		K_R	5.417	7 493	9.987	13.224	17.338
		K_{HR}	-.117	.438	1 397	2 655	4.187
10		K_H	5.815	7.725	9 229	10 578	11 841
		K_R	5.414	7.486	9.969	13 184	17.263
		K_{HR}	-.123	.420	1.355	2 579	4 064

Tabla 2 Coeficientes de rigidez estática normalizados para los modos de traslación horizontal, de rotación y de acoplamiento; $\nu = 0.45$.

$H_p/R \downarrow$	$D/R \rightarrow$	modo	0	1/4	1/2	3/4	1
2		K_H	7.144	10.141	12.820	15.855	18.968
		K_R	6.385	9.219	12.827	18.877	25.533
		K_{HR}	.257	1.164	2.712	4.730	7.669
3		K_H	6.609	9.146	11.255	13.288	15.388
		K_R	6.020	8.406	11.310	15.175	20.364
		K_{HR}	.099	.851	2.128	3.830	5.926
4		K_H	6.352	8.687	10.574	12.469	14.090
		K_R	5.926	8.199	10.92	15.068	19.284
		K_{HR}	.040	.724	1.890	3.313	5.278
5		K_H	6.202	8.425	10.199	11.839	13.499
		K_R	5.901	8.130	10.784	14.265	19.064
		K_{HR}	.006	.650	1.751	3.192	4.853
6		K_H	6.435	8.448	10.109	11.637	13.095
		K_R	6.451	8.986	11.778	15.283	19.702
		K_{HR}	.025	.575	1.580	2.935	4.602
8		K_H	6.302	8.230	9.804	11.238	12.594
		K_R	6.435	8.949	11.706	15.155	19.488
		K_{HR}	.006	.531	1.492	2.784	4.366
10		K_H	6.225	8.103	9.629	11.012	12.315
		K_R	6.435	8.945	11.694	15.125	19.427
		K_{HR}	-.002	.509	1.446	2.702	4.235

Tabla 3 Coeficientes de rigidez estática normalizados para los modos de traslación horizontal, de rotación y de acoplamiento; $\nu = 1/2$.

v	m	j	a_{1j}^m	a_{2j}^m	a_{3j}^m	a_{4j}^m	a_{5j}^m
1/3	1	1	1.075023	-.7249236	-.4120818	.07744635	-.1833525
		2	-.03036716	.1519123	-.04422309	-.05354102	.045981
		3	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
	2	1	1.073369	.2526963	-1.553901	-.2434209	.06058757
		2	-.2445009	-.09495837	.5777847	.1797603	-.01544698
		3	.02661934	.003355434	-.05501608	-.002738163	-.01449517
	3	1	-.1932104	-1.584538	.009953172	2.73108	-1.446075
		2	1.169575	.1354209	-.01622361	-2.345618	1.116812
		3	-.04829472	-.03750053	.04469068	.08153259	-.02026618
0.45	1	1	1.029444	-.4729595	-.8834286	.1957502	-.04423014
		2	-.01116006	.1131482	.1236628	-.1748447	-.0576953
		3	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
	2	1	1.050536	-.7018512	.9022326	-.002383236	-.01655423
		2	-.1589608	.3527479	-.7399038	-.08514433	.09141292
		3	-.00893579	-.03890341	.08579934	.06071348	-.04561634
	3	1	-.1710031	-3.069574	5.455405	3.725252	-2.194133
		2	.8158654	1.192398	-4.176797	-2.320426	1.213866
		3	.03977109	-.2120076	.7032685	-.07359339	.04733336
1/2	1	1	1.081276	-1.1169	.4316672	-.007713028	-.04005359
		2	-.07292999	.6706491	-.9612366	.002221608	-.02542838
		3	.009202277	-.07964913	.1797865	-.04724192	-.01177143
	2	1	1.091433	-1.29844	1.983935	-.01371924	-.03823541
		2	-.168716	.6662674	-1.334779	-.006829752	.06204114
		3	-.0193824	-.0738916	-.1649848	-.05140087	-.04512658
	3	1	.3561161	-3.541483	6.44364	2.361606	-1.517446
		2	.5850447	.9164851	-3.164774	-1.538733	.9309332
		3	-.01408175	.0106858	.2873764	-.0983059	.01546605

Tabla 4 Valores de los coeficientes para la estimación de k_m

v	m	j	a_{1j}^m	a_{2j}^m	a_{3j}^m	a_{4j}^m	a_{5j}^m
1/3	1	1	.6902232	-.4809132	-.2158616	.5231559	-.1535092
		2	.002151297	-.0295809	.05590302	-.007356171	.02647618
	2	1	.021036	.74065	-1.616625	-.102223	.228690
		2	.12416	.402162	.273629	.297801	-.235912
		3	-.009643	-.194041	.111781	-.087203	.062381
		4	-.000193	.021317	-.020488	.006974	-.004631
	3	1	4.368064	-2.170964	.254857	-7.593095	4.783051
		2	-.262602	.069583	.101730	.567469	-.299749
0.45	1	1	.6671976	-.3102872	-.5951656	.5198017	-.1769089
		2	.0058113	-.08941987	.1800354	-.002261933	.04169528
	2	1	.046824	-.540809	-.295973	-.001329	.154442
		2	.126695	.924257	-.994584	.144485	-.137716
		3	-.018830	-.303179	.404201	-.036236	.030391
		4	.001277	.028151	-.041122	.002308	-.00178
	3	1	2.219597	-3.245841	2.718568	-2.311636	1.564211
		2	-.097196	.315292	-.466519	.201014	-.087836
1/2	1	1	.7058861	-.5390525	-.1342606	.4757894	-.1040301
		2	.005149693	-.06473177	.09894161	.01611048	.003009524
	2	1	.083903	-.925543	.400968	.025009	.12187
		2	.093781	1.33392	-1.758751	.102744	-.10859
		3	-.011916	-.39414	.577487	-.034953	.030322
		4	.000719	.033351	-.051384	.003075	-.00242
	3	1	1.694437	-2.756321	1.986693	-1.191357	.939052
		2	-.061518	.200142	-.27322	.135856	-.076685

Tabla 5 Valores de los coeficientes para la estimación de c_m

Variación de los espectros de diseño con el periodo del sitio

El diseño sísmico de una estructura en las zonas II y III puede resultar menos conservador cuando se aplique el Apéndice de las Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo del RCDF. Si se conoce el periodo dominante más largo del sitio de interés, el valor del coeficiente sísmico puede ser menor que el que se requeriría de no aplicarse el Apéndice.

La expresión planteada en el Apéndice del RCDF para calcular el coeficiente sísmico en función del periodo dominante del sitio es

$$c = \frac{1.6 T_s}{4 + T_s^2} \quad (18)$$

donde: T_s = periodo dominante del sitio

Esta expresión es de carácter empírico y fue calibrada con base en los espectros de respuesta correspondientes al temblor del 19 de septiembre de 1985, calculados para distintos sitios. Las variaciones y reducciones que se obtienen con ella, así como sus inconsistencias que se tienen en las fronteras entre las zonas I y II y entre las zonas II y III, ya han sido discutidas en el capítulo anterior.

El conocimiento del periodo dominante del sitio permite a la vez reducir el periodo característico T_b y aumentar el periodo característico T_a con respecto a los valores que tendrían de no conocerse ese parámetro. Las variaciones especificadas de T_a y T_b en función de T_s son las siguientes:

$$\text{Zona II} \quad \begin{cases} T_a = 0.64 T_s \\ T_b = 1.20 T_s \end{cases} \quad (19)$$

$$\text{Zona III} \quad \begin{cases} T_a = \max(0.35 T_s, 0.64s) \\ T_b = 1.20 T_s \end{cases} \quad (20)$$

Estas expresiones también son de carácter empírico; con ellas se pretende que el espectro de diseño cubra las respuestas estructurales máximas asociadas tanto al modo fundamental como al segundo modo del sitio. Esto ya ha sido discutido en el capítulo anterior.

REFERENCIAS

1. Avilés J y Pérez-Rocha L E, 'Effective periods and dampings of soil-structure systems. (1993)
2. Avilés J, Pérez-Rocha L E y Aguilar H R, 'Dynamic Soil-structure interaction in the valley of Mexico. (1994)

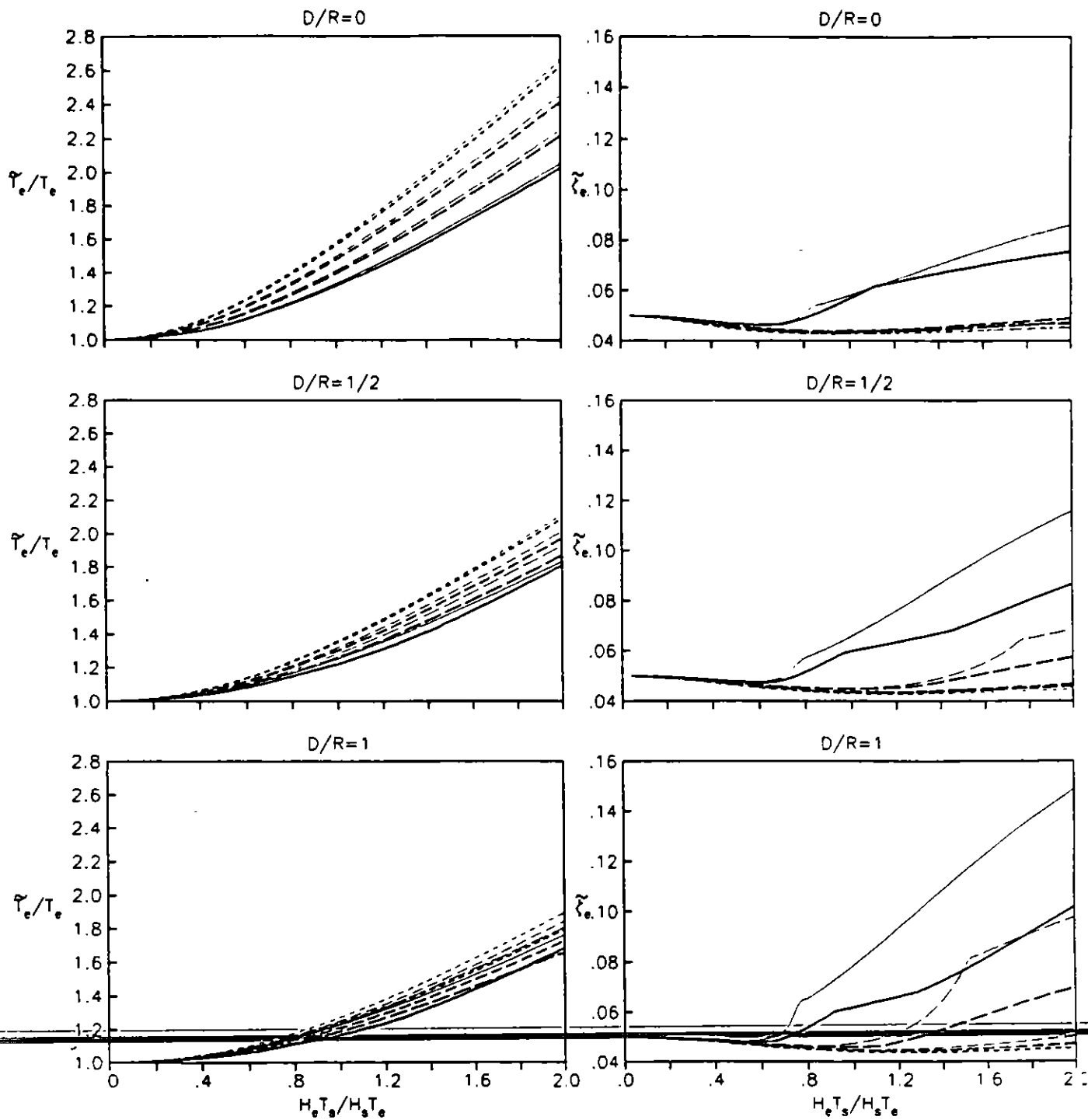


Figura 1.1.1 Periodos y amortiguamientos efectivos de sistemas suelo-
-estructura para $\nu_s=1/3$, $H_s/R=3$; curvas correspondientes a:

$H_e/R=2$ (—) $H_e/R=3$ (- - -)
 $H_e/R=4$ (- . - .) $H_e/R=5$ (.)

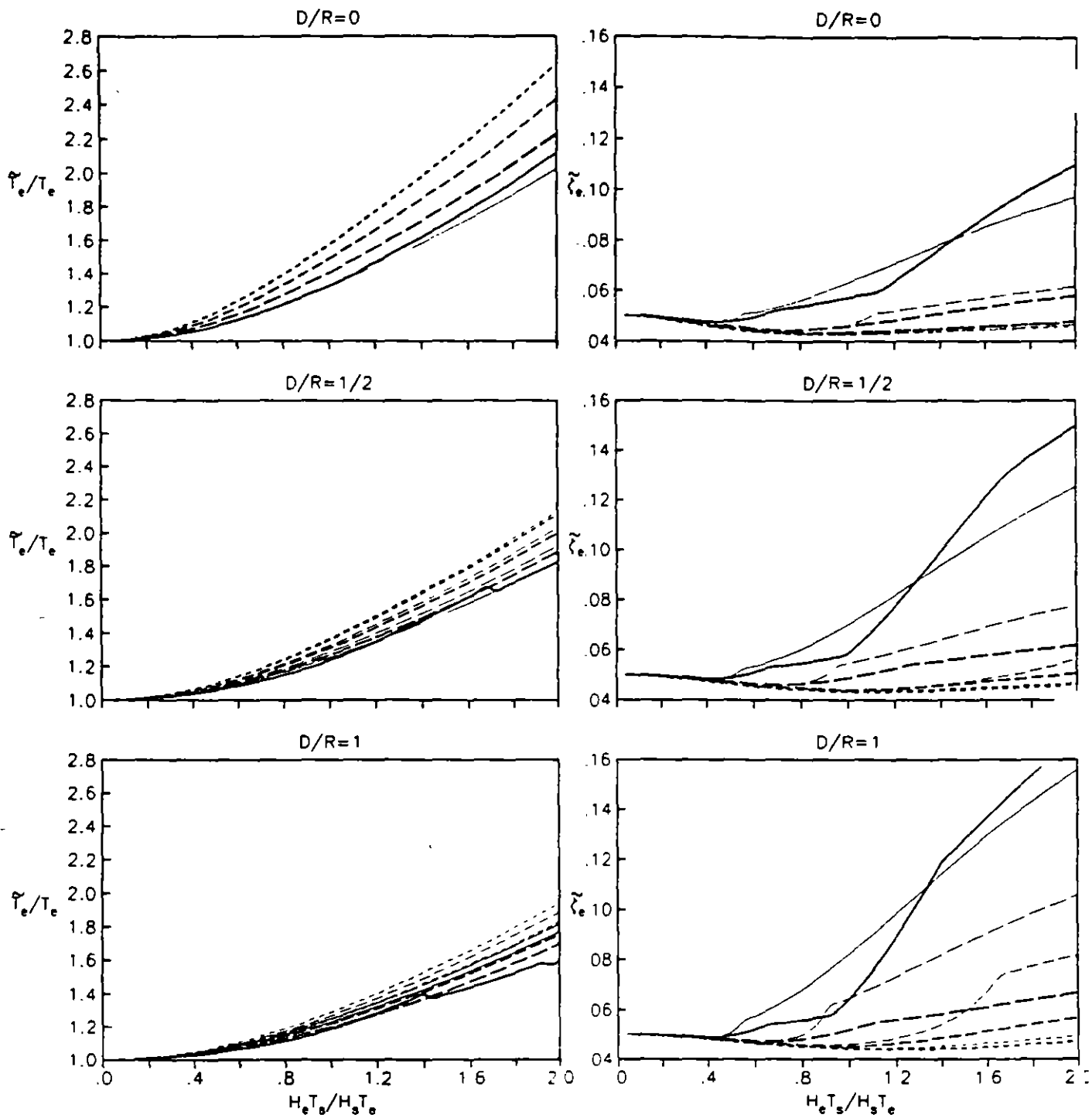


Figura 1.1.2 Periodos y amortiguamientos efectivos de sistemas suelo-estructura para $\nu_s=1/3$, $H_s/R=4$; curvas correspondientes a:

- | | |
|---------------------|---------------------|
| $H_e/R=2$ (—) | $H_e/R=3$ (- - -) |
| $H_e/R=4$ (- - -) | $H_e/R=5$ (·····) |

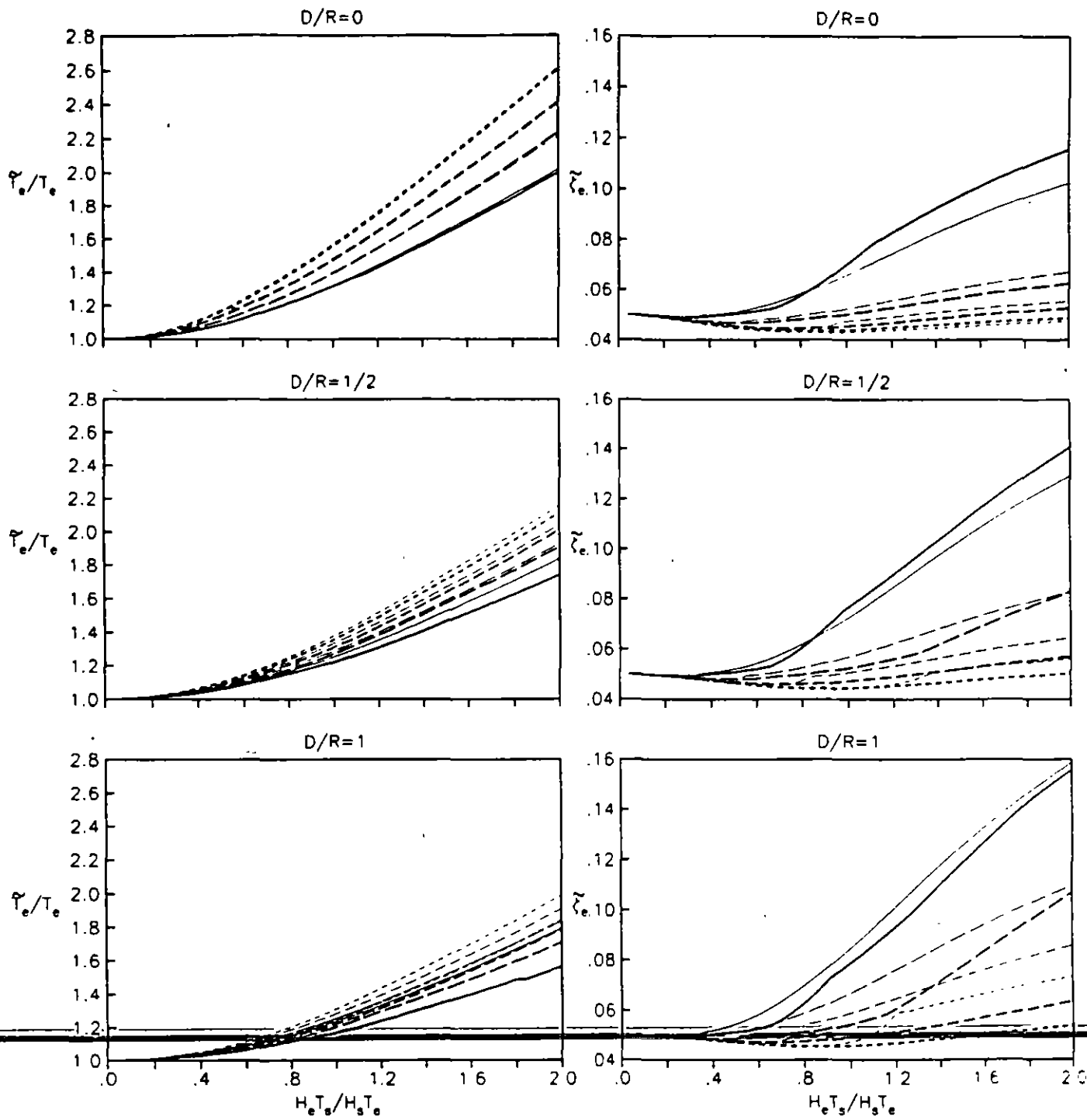


Figura 1.1.3 Periodos y amortiguamientos efectivos de sistemas suelo-estructura para $\nu_s=1/3$, $H_s/R=6$; curvas correspondientes a:

- | | |
|---------------------|-----------------------|
| $H_e/R=2$ (—) | $H_e/R=3$ (- - -) |
| $H_e/R=4$ (- - -) | $H_e/R=5$ (- · - ·) |

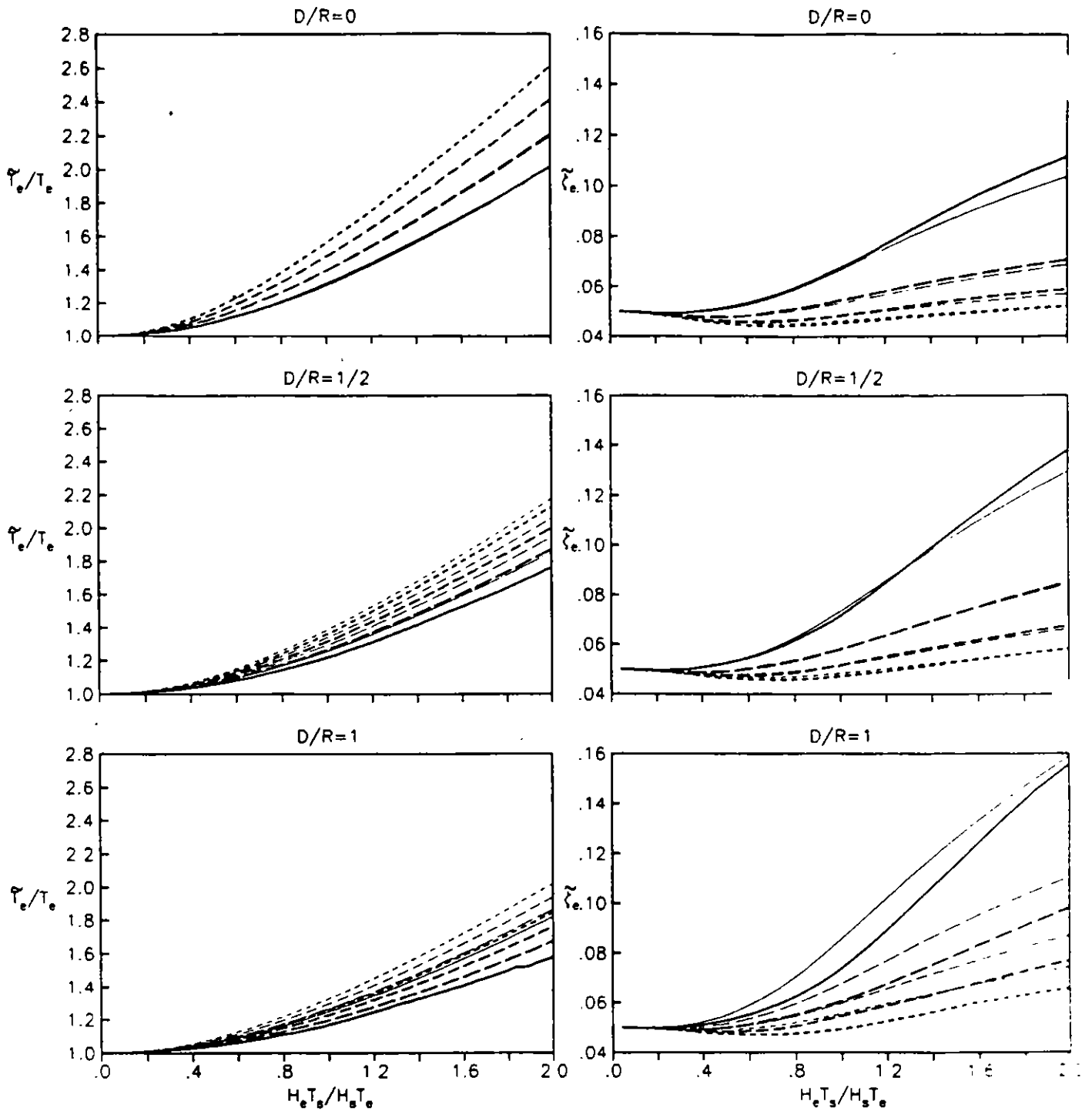


Figura 1.1.4 Periodos y amortiguamientos efectivos de sistemas suelo-
-estructura para $\nu_s=1/3$, $H_s/R=10$; curvas correspondientes a:

$H_e/R=2$ (—)

$H_e/R=3$ (- - -)

$H_e/R=4$ (- - - -)

$H_e/R=5$ (- · - · -)

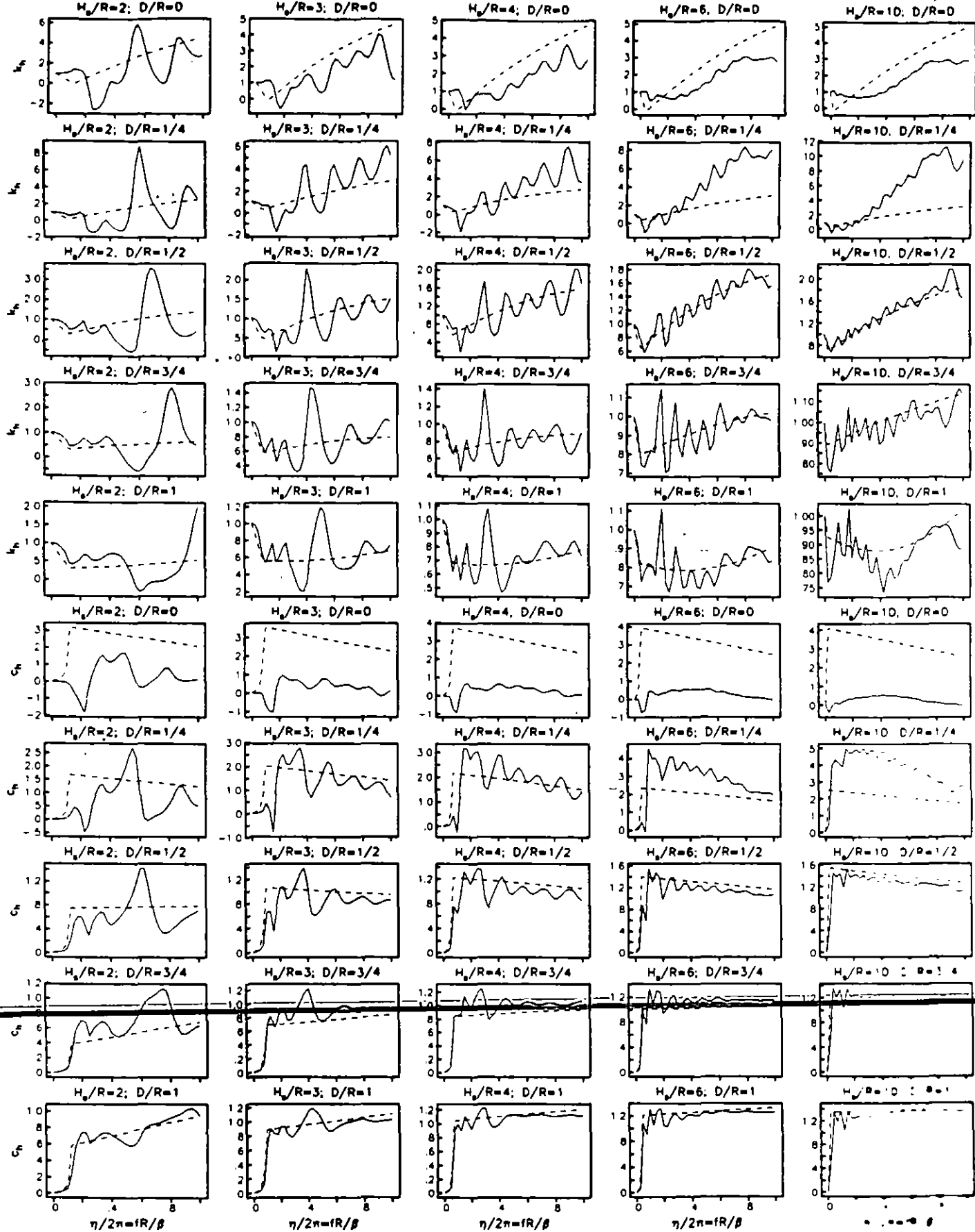


Fig 2.1.3 Coeficientes de rigidez k_{hr} y amortiguamiento c_{hr} para $\nu=1/3$ funciones rigurosas (linea continua), funciones aproximadas (linea discontinua)

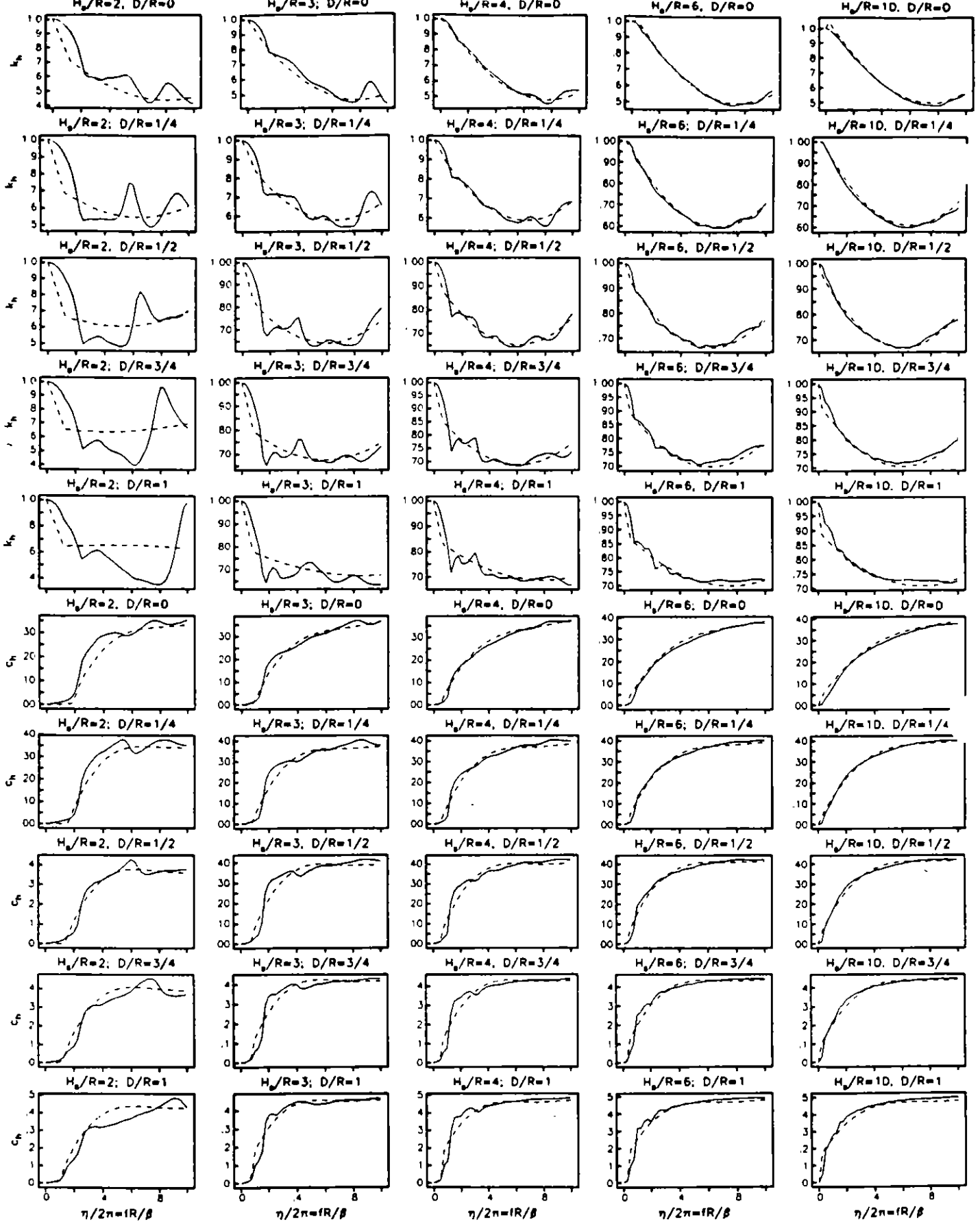


Fig 2.1.2 Coeficientes de rigidez k_r y amortiguamiento c_r para $\nu=1/3$; funciones rigurosas (linea continua), funciones aproximadas (linea discontinua)

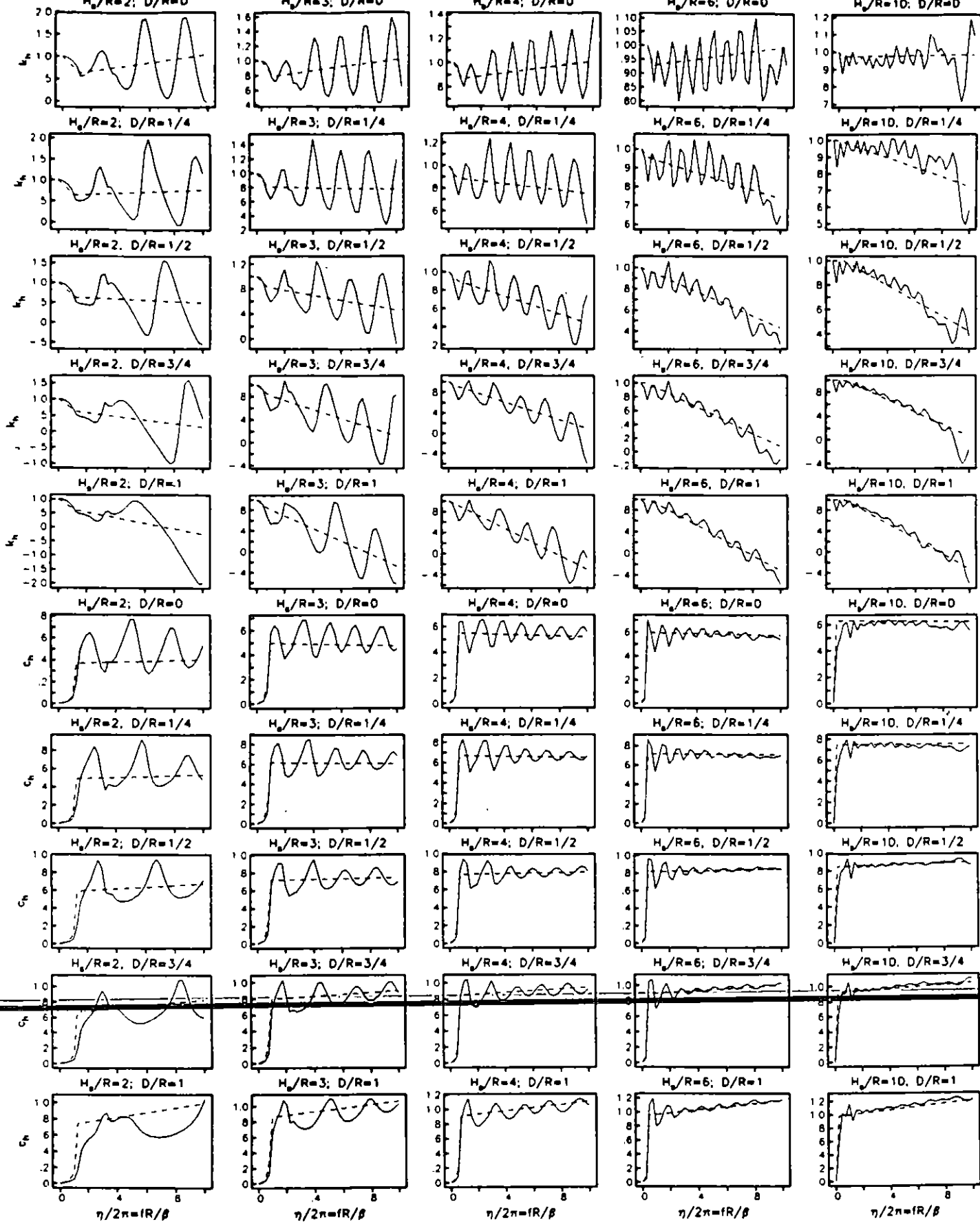


Fig 2.2.1 Coeficientes de rigidez k_h y amortiguamiento c_h para $\nu=0.45$; funciones rigurosas (línea continua), funciones aproximadas (línea discontinua)

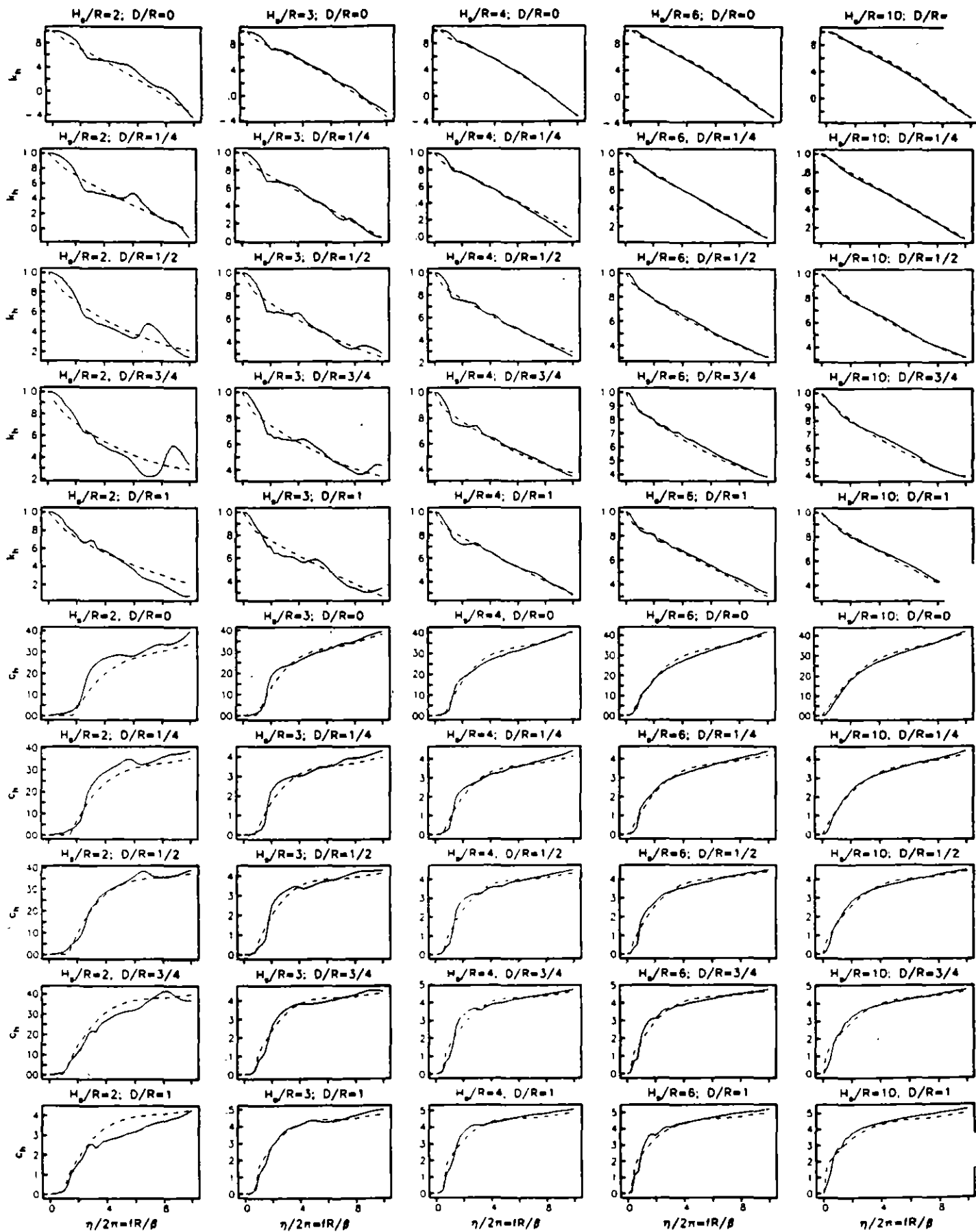


Fig 2.2.2 Coeficientes de rigidez k_r y amortiguamiento c_r , para $\nu=0.45$;

funciones exactas (línea continua), funciones aproximadas (línea discontinua)

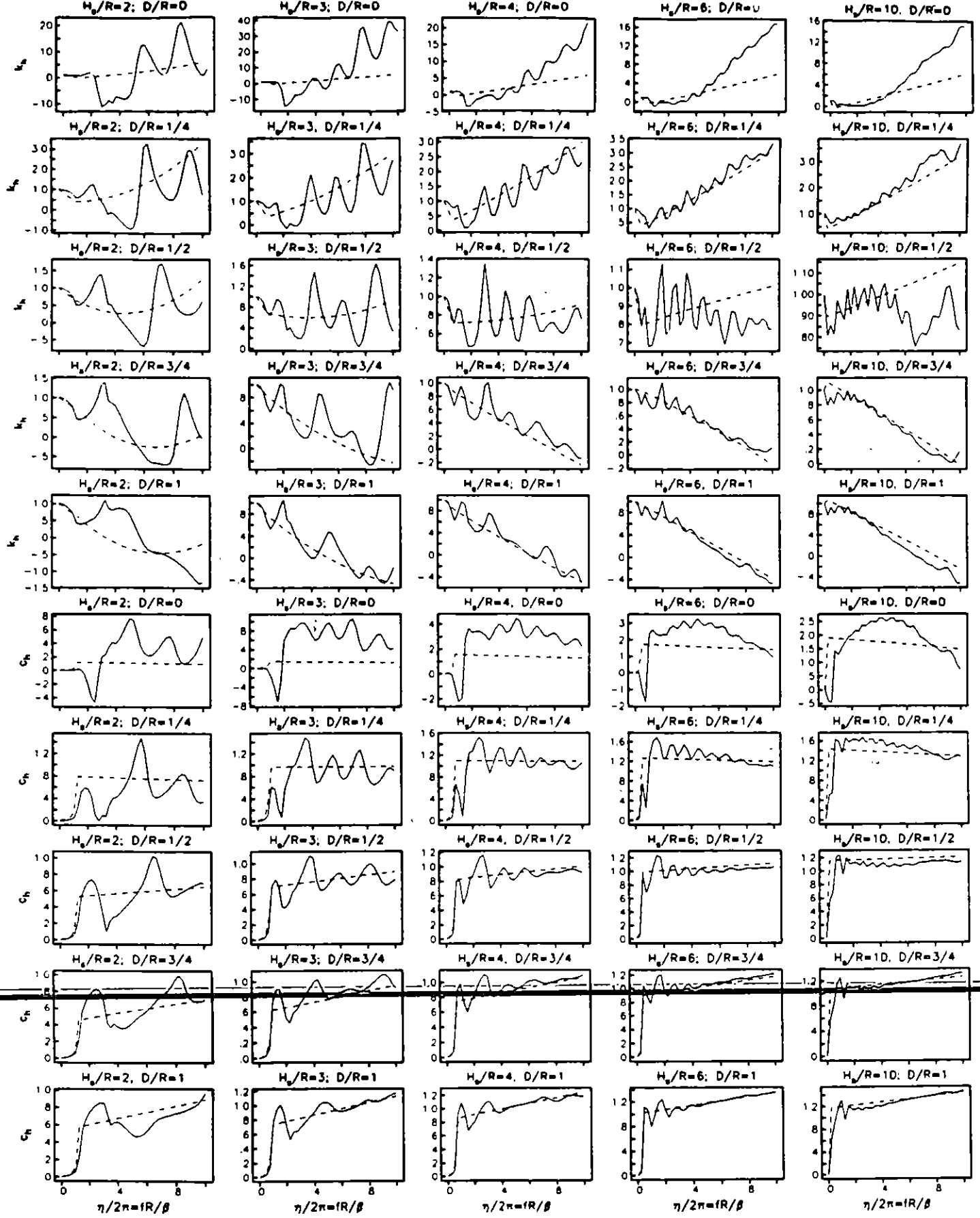


Fig 2.2.3 Coeficientes de rigidez k_{hr} y amortiguamiento c_{hr} para $\nu=0.45$; funciones rigurosas (linea continua), funciones aproximadas (linea discontinua)

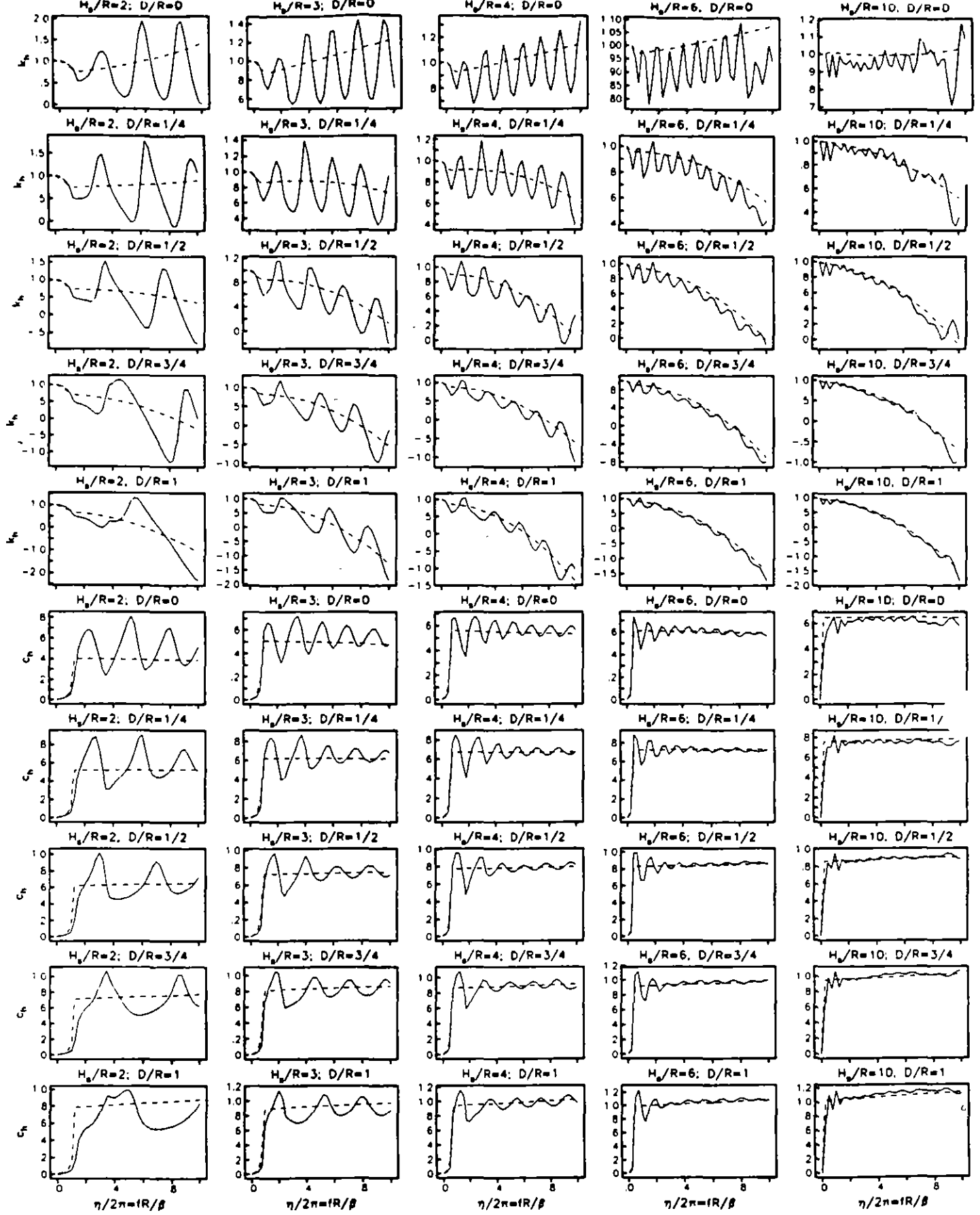


Fig 2.3.1 Coeficientes de rigidez k_h y amortiguamiento c_h para $\nu=1/2$; funciones rigurosas (línea continua), funciones aproximadas (línea discontinua)

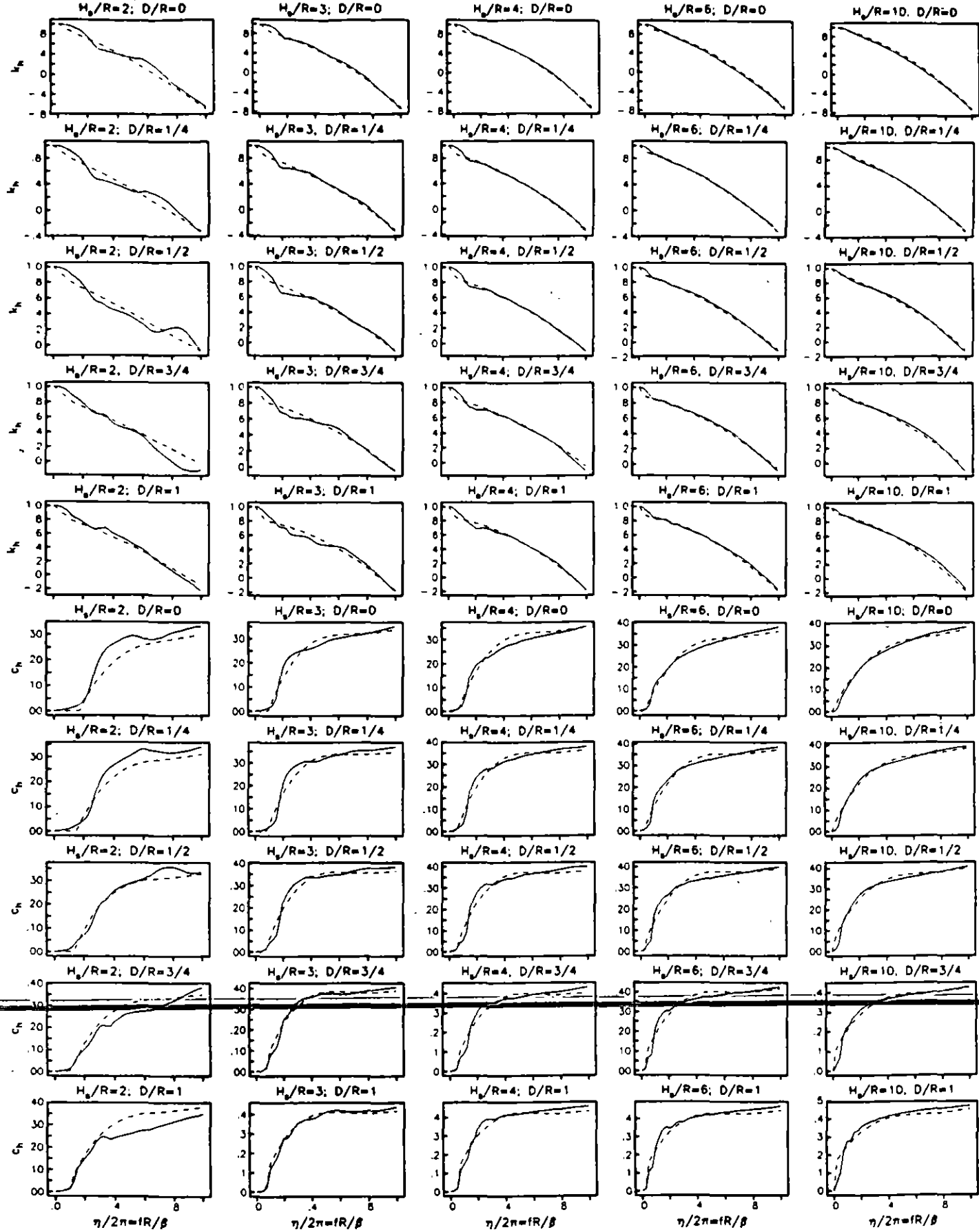


Fig 2.3.2 Coeficientes de rigidez k_r y amortiguamiento c_r , para $\nu=1/2$; funciones rigurosas (linea continua), funciones aproximadas (linea discontinua)

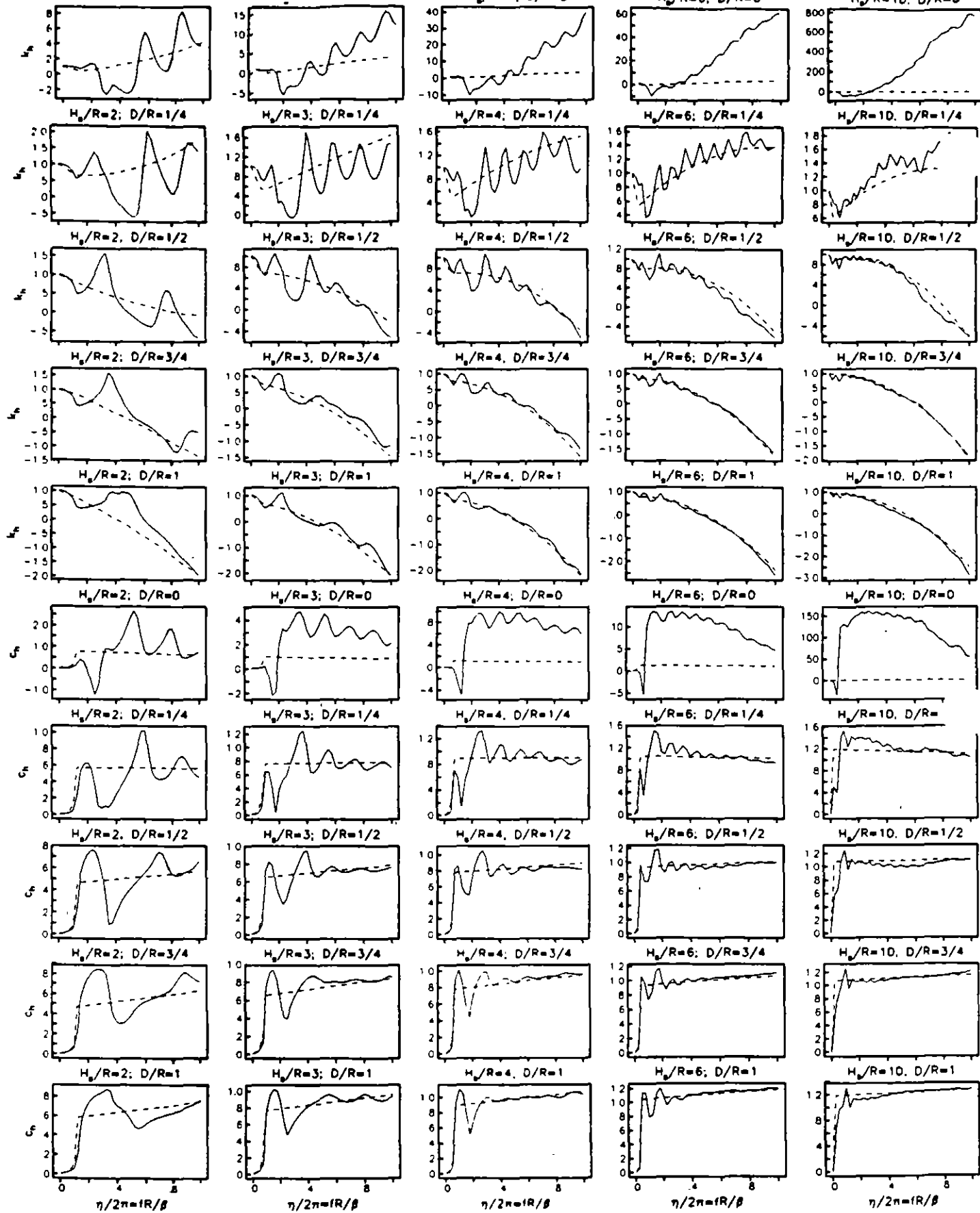


Fig 2.3.3 Coeficientes de rigidez k_{hr} y amortiguamiento c_{hr} para $\nu=1/2$; funciones rigurosas (línea continua), funciones aproximadas (línea discontinua)

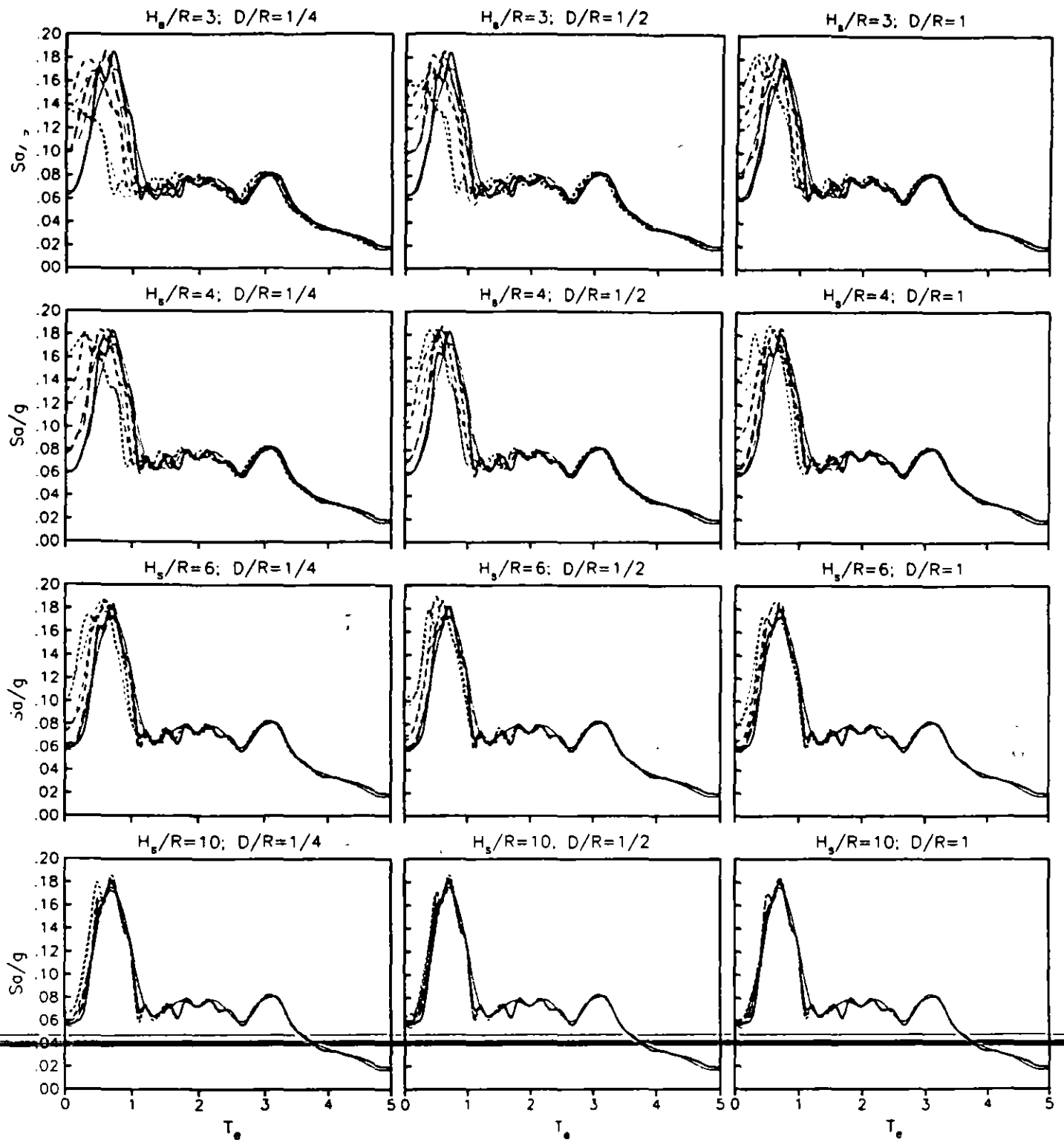


Fig 1 Espectros de respuesta con efectos de interacción cinemática para el sitio VIV. Con línea gruesa callosos rigurosos y con línea delgada callosos aproximados
 (—) $H_s/R=1$. (---) $H_s/R=2$
 (- - - -) $H_s/R=3$. (.....) $H_s/R=4$

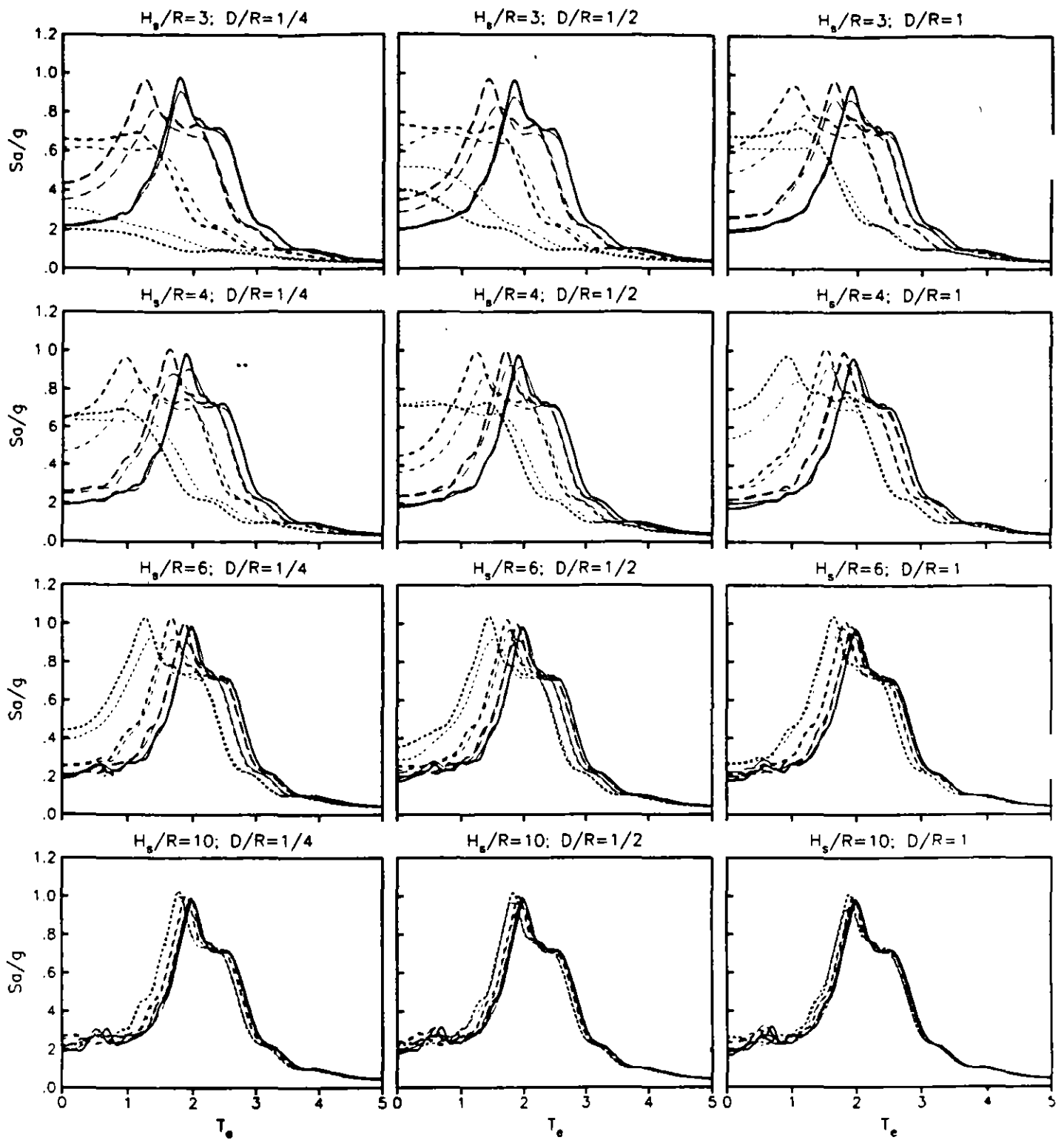


Fig 2 Espectros de respuesta con efectos de interacción cinemática para el tipo SCT. Con línea gruesa cálculos rigurosos y con línea delgada cálculos aproximados

(—) $H_s/R=1$, (- - -) $H_s/R=2$
 (- · - ·) $H_s/R=3$, (·····) $H_s/R=4$

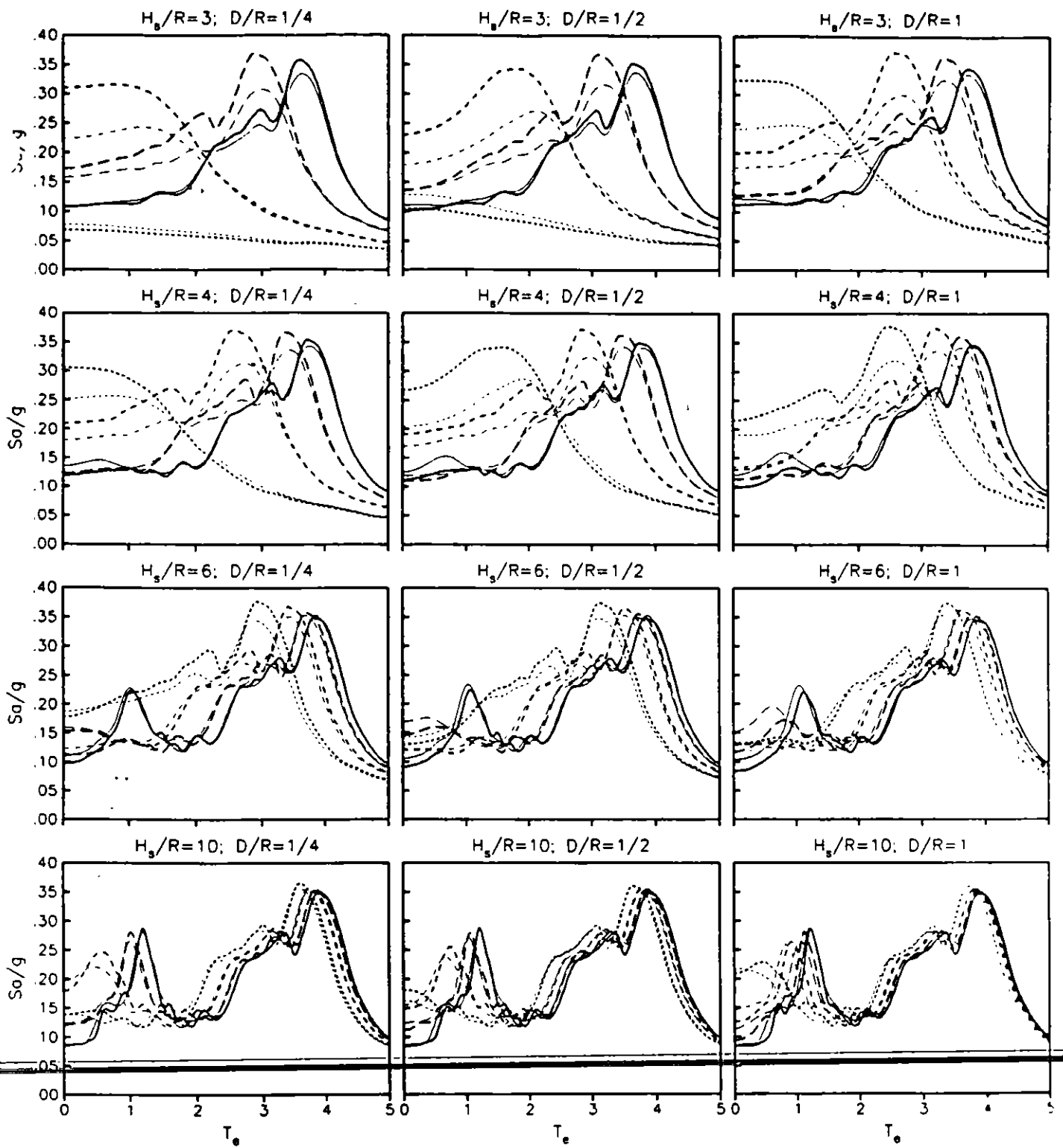


Fig 3 Espectros de respuesta con efectos de interacción cinemática para el caso de CAO. Con línea gruesa cálculos rigurosos y con línea delgada cálculos aproximados.

ESTIMACIÓN DE ESPECTROS DE RESPUESTA INELÁSTICOS CON EFECTOS DE INTERACCIÓN SUELO-ESTRUCTURA

Se presenta un procedimiento simplificado para estimar espectros de respuesta inelásticos con interacción. Se hace uso de un método aproximado para estimar el periodo y amortiguamiento efectivos de un oscilador de reemplazo a fin de tomar en cuenta la interacción suelo-estructura, así como del concepto de ductilidad efectiva. Para la no linealidad estructural se toman algunos resultados del método lineal equivalente.

Periodos y amortiguamientos efectivos

Avilés *et al* (1993) han suministrado expresiones útiles para estimar los parámetros efectivos de un oscilador de reemplazo. Para la obtención del periodo se sigue un proceso iterativo que inicia suponiendo que el periodo efectivo es aquel que se obtiene para el caso estático. Para las iteraciones posteriores se emplea la expresión

$$\tilde{T}_e = [T_e^2 + T_h^2 + T_r^2]^{1/2} \quad (1)$$

siendo $T_h = 2\xi/\omega_h$ y $T_r = 2\xi/\omega_r$, con $\omega_h = K_h/M_e$ y $\omega_r = K_r/M_e(H_e + D)^2$. K_h y K_r son las rigideces dinámicas o funciones de impedancia para el modo de traslación horizontal y rotación, respectivamente. La expresión para evaluar estas cantidades es

$$K_m = K_m^0 [k_m - \zeta \eta_m c_m] \quad (2)$$

Donde K_m^0 es la rigidez estática, k_m y c_m son coeficientes de rigidez y amortiguamiento, funciones de la frecuencia, $\eta_m = \omega_m R / \beta$ es la frecuencia adimensional (R es el radio de la cimentación y β es la velocidad de ondas de corte), m indica el modo (traslación horizontal o rotación) y ζ es el amortiguamiento material del suelo.

Para evaluar el amortiguamiento efectivo de la estructura interactuando con el suelo los autores calibraron la siguiente expresión

$$\tilde{\zeta}_e = \xi_e \left[\frac{T_e}{T_e} \right] + \frac{\zeta_h}{1 + 2\zeta_h^2} \left[\frac{T_h}{T_e} \right]^2 + \frac{\zeta_r}{1 + 2\zeta_r^2} \left[\frac{T_r}{T_e} \right]^2 \quad (3)$$

donde ξ_e es el amortiguamiento viscoso de la estructura supuesta con base indeformable; $\zeta_h = \omega C_b / 2K_h$ y $\zeta_r = \omega C_r / 2K_r$ son los amortiguamientos viscosos del suelo en los modos de traslación y rotación de la cimentación, respectivamente. La expresión para evaluar

C_h y C_r para la frecuencia asociada al periodo efectivo obtenido como resultado del proceso iterativo es:

$$C_m = K_m^0 [\eta_m c_m + 2\zeta k_m] \quad (4)$$

En la sección 4 de este informe se dan tablas (1, 2 y 3) con los valores de las rigideces estáticas K_m^0 normalizadas para la relación de Poisson $\nu = 1/3, 0.45$ y $1/2$, respectivamente, para distintas configuraciones sitio-cimentación. Los términos de normalización son GR , GR^3 y GR^2 para los modos de traslación horizontal, rotación y acoplado, respectivamente (G es el módulo de rigidez de ondas de corte). Asimismo, se proporcionan expresiones aproximadas para evaluar los coeficientes de rigidez y amortiguamiento (ec 5-16).

Ductilidad efectiva

La interacción reduce la rigidez de la estructura con respecto a la que tendría en su condición de base rígida. Esto implica por consiguiente un aumento en las deformaciones, tanto en el intervalo lineal como en el intervalo no lineal, siempre que el periodo fundamental de la estructura sea menor que el periodo resonante del espectro de respuesta.

El factor de ductilidad se define como el cociente de la deformación a la falla entre la deformación a la fluencia. Considerando que las deformaciones máximas se incrementan en la misma cantidad para un sistema con base rígida y uno con base flexible, es posible demostrar que el cociente entre las deformaciones máximas y las deformaciones de fluencia de cada sistema conduce a la expresión

$$\bar{\mu} = \left[\frac{T}{\bar{T}} \right]^2 [\mu - 1] + 1 \quad (5)$$

En vista de que $0 < T_c / \bar{T}_c \leq 1$, al analizar la ecuación anterior se desprende que $1 < \bar{\mu} \leq \mu$ lo que implica que el factor de ductilidad se reduce debido a la interacción suelo-estructura. Este resultado fue obtenido por Rosenblueth y Reséndiz (1988). Se le conoce como ductilidad efectiva. Con objeto de tratar la ductilidad mediante el enfoque del oscilador de reemplazo μ representará la ductilidad estructural del sistema original mientras que la ductilidad efectiva $\bar{\mu}$ la demanda de ductilidad del oscilador de reemplazo.

Método lineal equivalente

Pérez-Rocha y Ordaz (1991) propusieron un método aproximado para tomar en cuenta la ductilidad estructural por medio de parámetros dinámicos equivalentes. Se basaron en un método de linealización propuesto por Newmark y Rosenblueth (1971). Los espectros

obtenidos con este método conservan las características de los espectros inelásticos rigurosos, a pesar de que los cálculos se realizan bajo un proceso lineal. Las expresiones que obtuvieron son

$$T_{\text{eq}} = \frac{T_0}{\mu} \left[\frac{1}{3} + \frac{2\mu^{3/2}}{3} \right] \quad (6)$$

$$\xi_{\text{eq}} = \frac{\xi_0}{\mu} + \left[\frac{1}{3} + \frac{2}{3}\mu \right] + \frac{4}{\pi\mu} [\mu - 1 - \ln\mu] \quad (7)$$

Resultados

Para emplear este procedimiento se inicia estimando los periodos y los amortiguamientos efectivos haciendo uso de las ecuaciones (1) y (3). Con el periodo efectivo y un valor de ductilidad μ se obtiene la ductilidad efectiva haciendo uso de la ecuación (5). Finalmente, con estos parámetros, y haciendo uso de las ecuaciones (6) y (7), se obtienen el periodo y amortiguamiento equivalentes con los cuales bajo un proceso lineal, se obtiene el espectro de respuesta. En las figuras 1 y 2 se muestran espectros de respuesta para diferentes configuraciones suelo-estructura en el sitio SCT, para $D/R = 0$ y $D/R = 1$, respectivamente. Como excitación se tomó el registro EW del sismo del 19 de septiembre de 1985. El perfil estratigráfico del sitio se idealizó como un manto homogéneo con $v_s = 1/2$, $H_s = 56$ m y $\beta_s = 64$ m/s. Con línea gruesa se indican, como referencia, resultados obtenidos con un criterio riguroso basado en un esquema de integración paso a paso mediante integrales de convolución (CIS, 1994) y con líneas suaves los calculados haciendo uso del procedimiento simplificado propuesto en esta trabajo. Obsérvese que las aceleraciones pronosticadas con este procedimiento son muy similares a las que se han tomado como referencia. Al parecer, el uso de este método en problemas prácticos es adecuado, tomando en cuenta que es un método aproximado que reduce los tiempos de cómputo a menos del 1%.

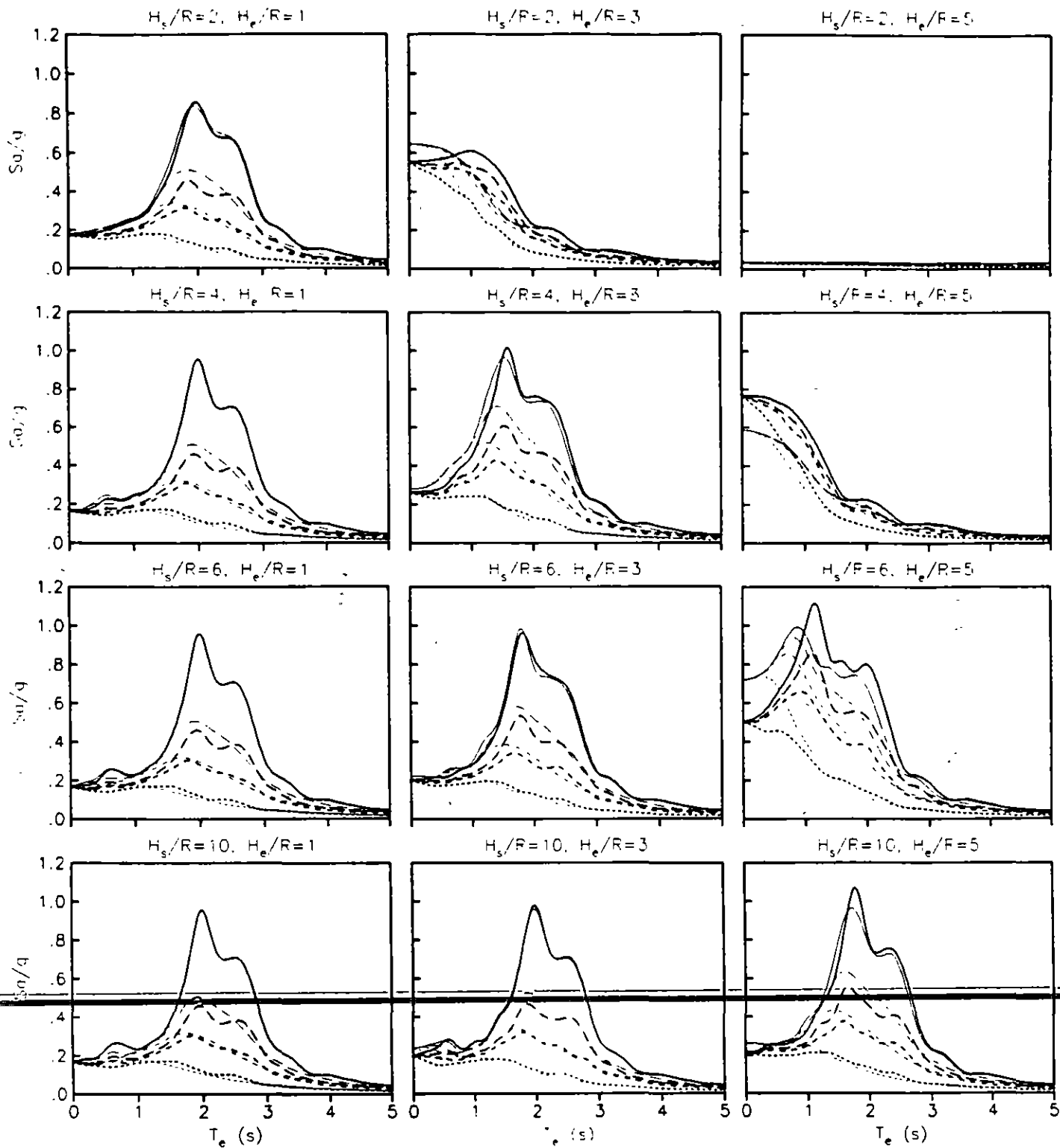


Fig. 1 Comparación de espectros de respuesta inelásticos calculados para configuraciones suelo-estructura con $D/R=0$ (sitio SCT). Con trazo grueso se indican los espectros calculados mediante integrales de convolución. Con trazo fino se indican los espectros calculados haciendo uso de un método lineal equivalente y de un oscilador de reemplazo; (—) $\mu=1$; (---) $\mu=1.5$, (.....) $\mu=2$, (- - - -) $\mu=4$.

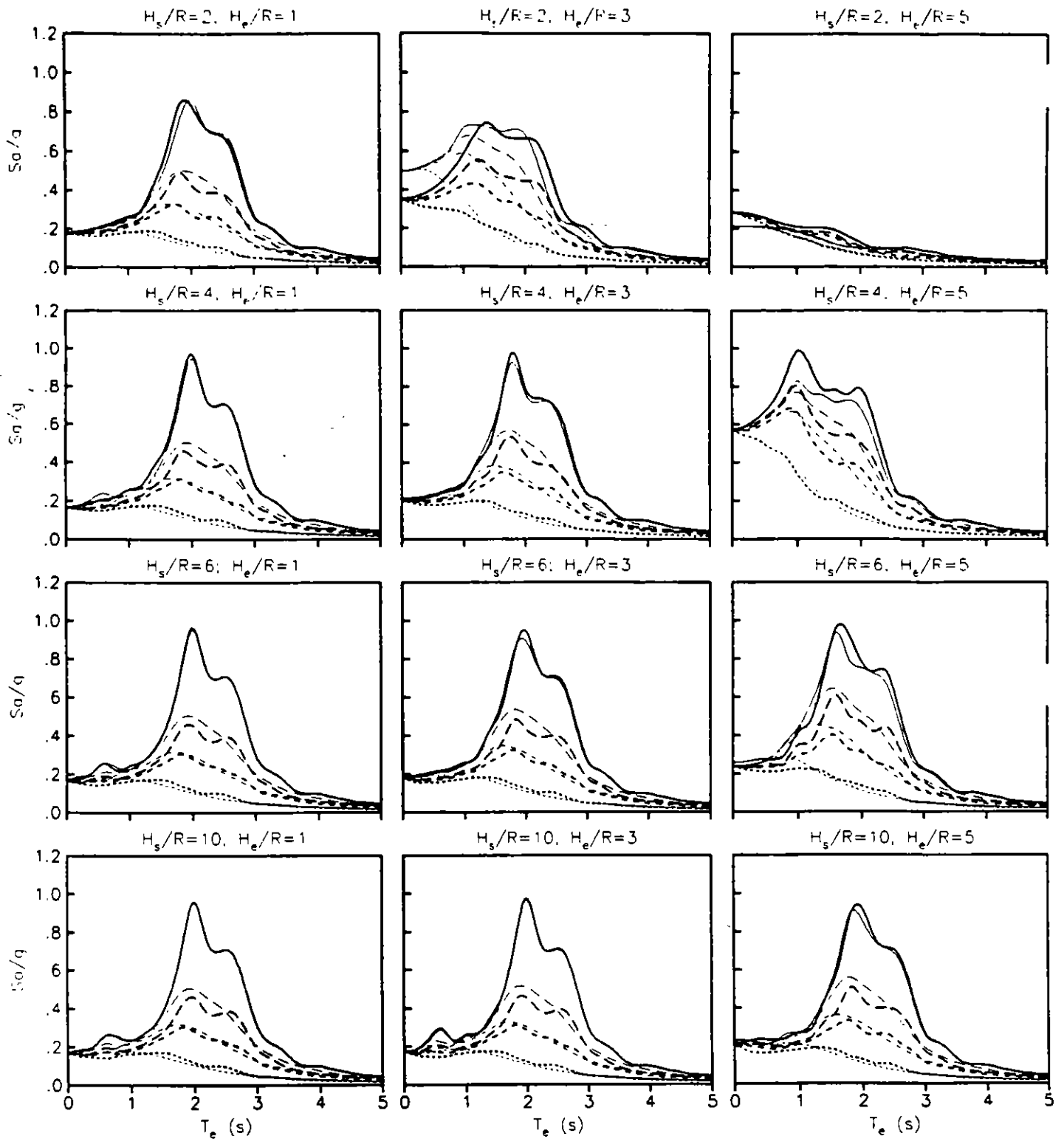


Fig. 2 Comparacion de espectros de respuesta inelasticos calculados para configuraciones suelo-estructura con $D/R=1$ (sitio SCT). Con trazo grueso se indican los espectros calculados mediante integrales de convolucion. Con trazo fino se indican los espectros calculados haciendo uso de un metodo lineal equivalente y de un oscilador de reemplazo; (—) $\mu=1$; (---) $\mu=1.5$; (- - - -) $\mu=2$; (.....) $\mu=4$.

MODIFICACIÓN DE LOS ESPECTROS DE DISEÑO CONOCIDO EL PERIODO DOMINANTE DEL TERRENO: EL CASO DEL VALLE DE MÉXICO

I. INTRODUCCIÓN

El periodo fundamental de la estructura T_e y del periodo dominante del terreno T_s son parámetros determinantes en el diseño estructural y de gran impacto en la economía de la construcción. Es posible reducir el valor de los periodos de vibrar de una estructura mediante elementos rigidizadores, o bien, optar por alternativas que le den mayor flexibilidad, dependiendo de las características del sitio de desplante, en particular, el periodo dominante. En este trabajo se discute la metodología propuesta por el Reglamento para tomar en cuenta el periodo del sitio en el diseño sísmico. Además, se ilustran las modificaciones en los espectros de diseño que resultan de tomar en cuenta estas recomendaciones, para ello se han construido contornos de diseño, o bien, curvas de igual valor del coeficiente sísmico en el dominio $T_e - T_s$. Estos contornos se comparan con contornos de respuesta espectral obtenidos a partir de un modelo unidimensional de propagación de ondas de corte.

II. VULNERABILIDAD DEL VALLE DE MÉXICO

La formación geológica del valle de México, constituida por depósitos aluviales y lacustres, en combinación con el efecto de subducción en la costa del Pacífico y otras fuentes tectónicas, propician condiciones de alto riesgo sísmico. Los temblores que con mayor fuerza han azotado al valle de México se originan en la brecha de Guerrero por la subducción de la placa de Cocos en la placa de Norteamérica. Se sabe que a pesar de que la distancia entre el valle y la zona epicentral es de alrededor de 300 km, las ondas sísmicas que llegan a la cuenca se amplifican dramáticamente por la presencia de los estratos arcillosos más superficiales (fig 1).

Históricamente se han registrado daños por sismo a muchas construcciones. Los sismos de septiembre de 1985 causaron daños y muertes sin precedente en la región. El informe del Comité Metropolitano para emergencias indica que más de 5000 edificios fueron dañados o destruidos (SGOP, 1988). Las experiencias vividas obligan a profundizar en el estudio del comportamiento del suelo en el valle de México, así como en otras zonas de alta vulnerabilidad. Conociendo la respuesta que presenta el suelo ante condiciones sísmicas se podrán diseñar obras civiles con menor incertidumbre, lo que conduce a la construcciones de obras más seguras y económicas.

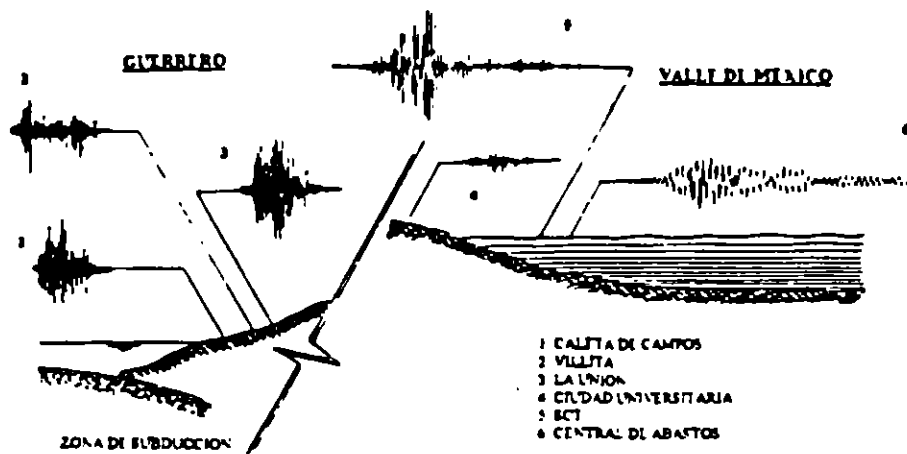


Figura 1. Amplificación de las ondas sísmicas en el valle de México

III. RED ACELEROMÉTRICA DEL VALLE DE MÉXICO Y MICROTREMBORES

Después de los sismos de 1985 el valle de México ha sido instrumentado con acelerómetros digitales. Actualmente se cuenta con casi cien estaciones en la superficie del terreno (fig.2). Las estaciones acelerométricas están controladas actualmente por el Instituto de Ingeniería (I de I) de la UNAM, el Centro Nacional de Prevención de Desastres (CENAPRED) y el Centro de Instrumentación y Registro Sísmico (CIRES) de la Fundación Javier Barros Sierra. Hasta la fecha se han registrado cerca de 50 000 segundos de movimiento correspondientes a más de 8 sismos de subducción de magnitud Richter mayor a 5. Por otro lado, la utilización de aparatos para registrar vibración ambiental ha tenido gran aplicabilidad en el monitoreo de edificios y su uso se ha extendido a la medición de periodos dominantes del terreno.

Con el fin de contar con un mapa del valle de México que mostrara con mayor claridad los periodos dominantes del suelo y que cubriera una superficie mayor a la de los estudios hechos hasta hoy, Reinoso y Lermo (1991), proponen un mapa de isoperiodos aplicando la técnica de cocientes espectrales a partir de registros de movimientos fuertes captados por la red acelerométrica del valle de México y complementada con los registros de microtemblores (fig. 2). Este mapa puede ser utilizado en sustitución del mapa de isoperiodos que se propone en las Normas Técnicas Complementarias para Diseño (NTC) por Sismo del RCDF (fig.3) y además es un instrumento práctico para la modificación de los espectros de diseño que permite el Reglamento

IV. PERIODOS DEL SUELO EN EL DISEÑO SÍSMICO

El RCDF establece espectros de diseño para cada una de las zonas geotécnicas, considerando para cada zona diferentes coeficientes sísmicos y tomando en cuenta el grupo de construcción de que se trate (A o B). En la tabla 1 se indican los parámetros que deben considerarse para la construcción de los espectros de diseño.

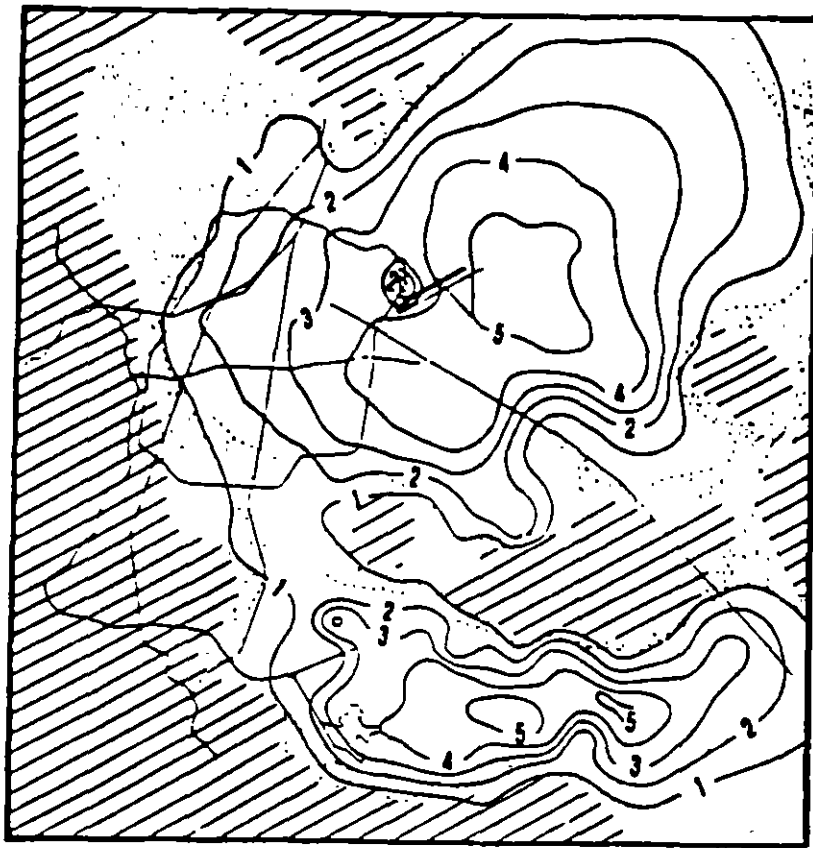


Figura 2. Curvas de isoperiodos con funciones de trasferencia y microtemblores

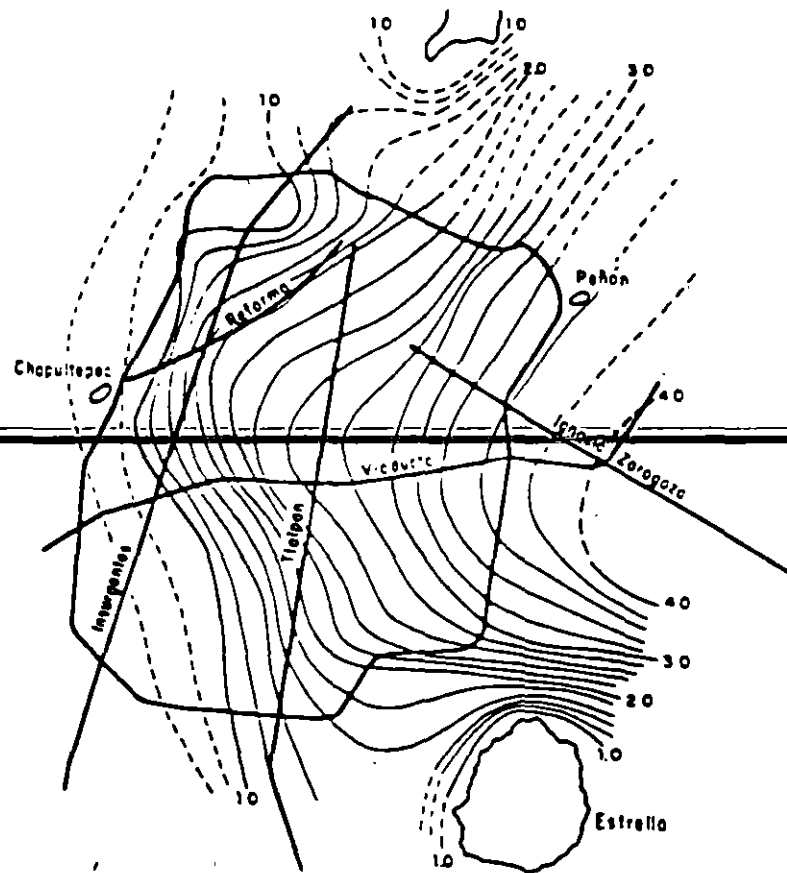


Figura 3. Mapa de isoperiodos propuesto por el RCDF.

Tabla I					
Zona	T _a	T _b	r	c	
				grupo A	grupo B
I	0.2	0.6	1/2	0.16	0.24
II	0.3	1.5	2/3	0.32	0.48
III*	0.6	3.9	1	0.40	0.60

*Aplicable a las regiones que indican las NTC en la zona II

El coeficiente sísmico (c) establece la aceleración que corresponde a una estructura en función de su periodo fundamental de vibración. El coeficiente sísmico se expresa en partes de la aceleración de la gravedad (g). Los valores de T_a y T_b marcan los límites del grupo de periodos estructurales a los que corresponde el máximo coeficiente sísmico en el espectro, es decir, la parte del espectro de diseño a la cual se le asignan las máximas aceleraciones. Por su parte, r representa el exponente que marca la forma en que decrece la curva después del la abscisa T_b. Para la obtención de las ordenadas espectrales de aceleración (a), se hace uso de las siguientes relaciones:

$$a = \frac{1 - 3T/T_a}{4} c \quad \text{Si } T < T_a \quad (1)$$

$$a = c \quad \text{Si } T_a < T < T_b \quad (2)$$

$$a = \left(\frac{T_b}{T} \right)^r c \quad \text{Si } T_b < T \quad (3)$$

En la figura 4 se han construido los espectros de diseño para cada una de las zonas geotécnicas y para los dos grupos de estructuras.

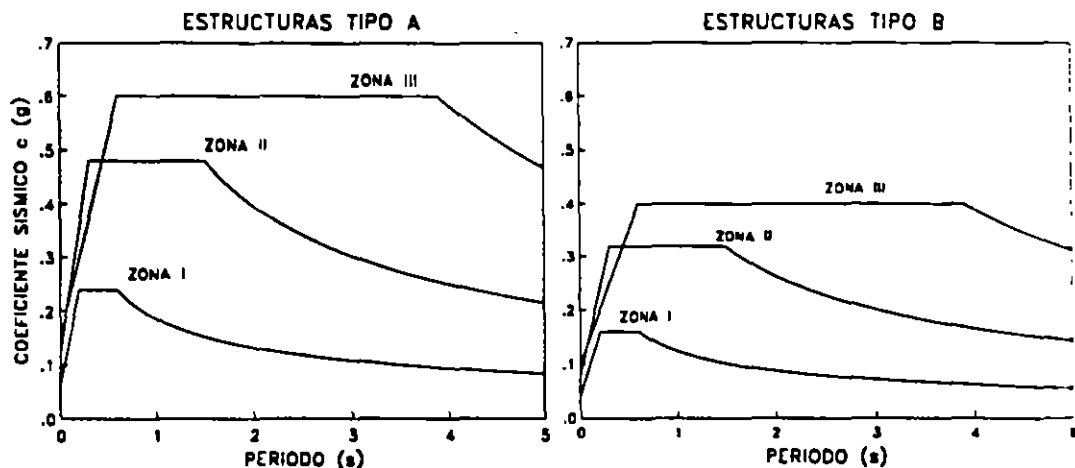


Figura 4. Espectros de diseño

Si embargo, conociendo el periodo del suelo, el coeficiente sísmico, puede modificarse al aplicar la ecuación que aparece en el apéndice A4 de las NTC:

$$c = \frac{1.6 T_s}{4 + T_s^2} \quad (4)$$

donde T_s es el periodo del sitio. El valor de c obtenido es aplicable a estructuras del grupo B y se considera 1.5 veces su valor para aquellas del grupo A. Se excluye su uso para construcciones ubicadas en las dos regiones que marcan las NTC en la zona de transición. Esta ecuación no considera reducciones del coeficiente sísmico para periodo del suelo igual a dos segundos, debido a que es en esos sitios donde se han registrado las máximas aceleraciones producidas por un sismo (Septiembre/85).

Considerando el periodo $T_s=0.5$ s como frontera entre la zona de I (lomas) y la II (de transición), y $T_s=1.0$ s como división entre la zona II y la III (de lago), puede trazarse el comportamiento que sigue el coeficiente c conforme varía el periodo del suelo, como lo ilustra la figura 5. Con línea discontinua se observan los valores de c para cada zona geotécnica sin considerar el periodo dominante del suelo (tabla 1) y con línea continua la variación de c al aplicar la ec.4. En estas curvas se observa lo siguiente:

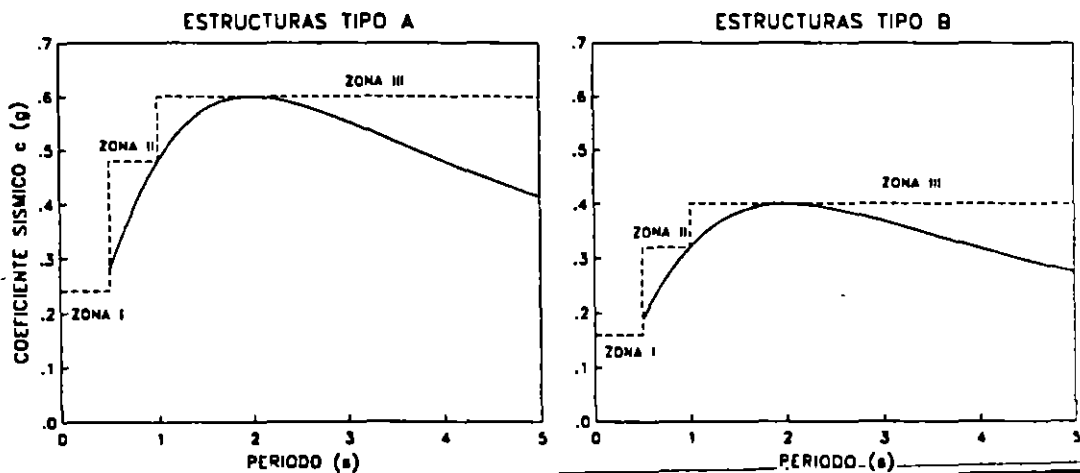


Figura 5. Variación del coeficiente sísmico con el periodo del suelo

- Al considerar el periodo del suelo, c llega a reducirse hasta un 30 % en la zona III y a que puede alcanzar valores próximos a 0.28 para estructuras del grupo B y 0.42 para el A aproximadamente.
- La reducción de c en la zona II alcanza valores de 0.19 para estructuras del grupo B y 0.29 para el A, lo que equivale a reducciones del 40 %, aproximadamente.

- Existen pequeñas porciones de la zona II donde T_s puede exceder a un segundo, lo que puede ocasionar coeficientes c mayores a 0.32 para el grupo B y a 0.48 para el A.

La variación de T_a y T_b al conocer el periodo del sitio se lleva a cabo por las relaciones de la tabla 2. En la figura 6 se muestra con línea discontinua los valores que adoptan T_a y T_b sin conocer el periodo del suelo y con línea continua los valores que toman estos parámetros al conocer tal periodo. Debido a que estos valores delimitan el intervalo de periodos estructurales a los que corresponden aceleraciones mayores en los espectros de respuesta, la condición más favorable será aquella donde T_a y T_b presenten valores cercanos. Se observa también que el valor de T_a siempre será mayor cuando se tiene conocimiento del periodo del sitio. Sin embargo, T_b sólo se reducirá cuando T_s es menor a 3.25 s.

Tabla 2		
Zona	T_a	T_b
II	$0.64 T_s$	$1.2 T_s$
III	el mayor de: $0.35 T_s$ 0.64 s	$1.2 T_s$

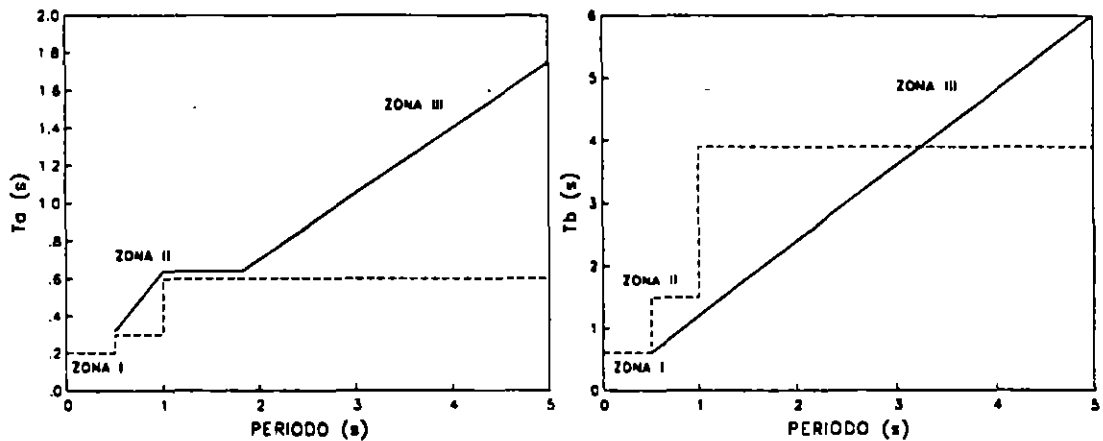


Figura 6. Variación de T_a y T_b con el periodo del suelo

En las figuras 7, 8 y 9 aparecen con línea continua los espectros de diseño para las zonas II y III que marca el RCDF sin ninguna modificación. Con línea discontinua se indican los espectros extremos entre los que pueden variar los espectros de diseño al considerar las modificaciones correspondientes a los valores del coeficiente sísmico c y a los parámetros T_a y T_b en función del periodo del sitio T_s . Se ha tomado también, como frontera entre las zonas II y III, a un segundo de periodo del suelo.

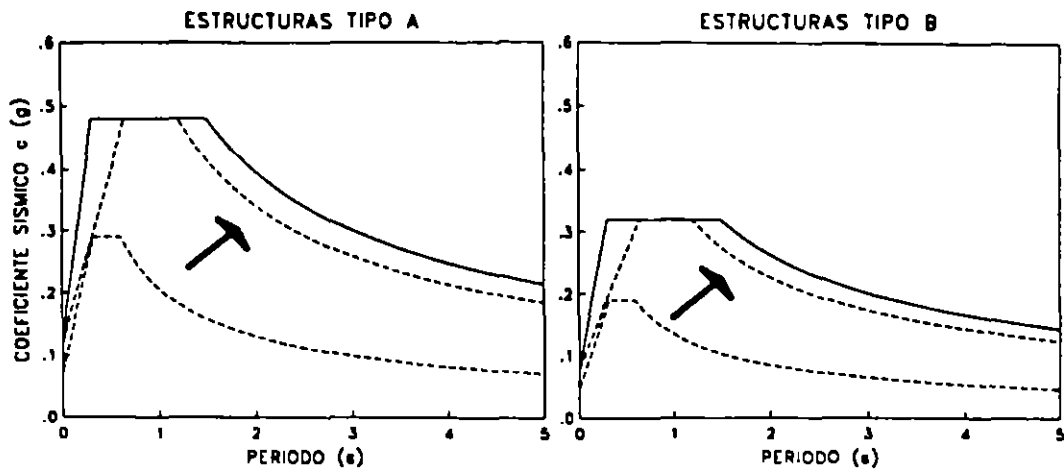


Figura 7. Variación del espectro de diseño en la zona II

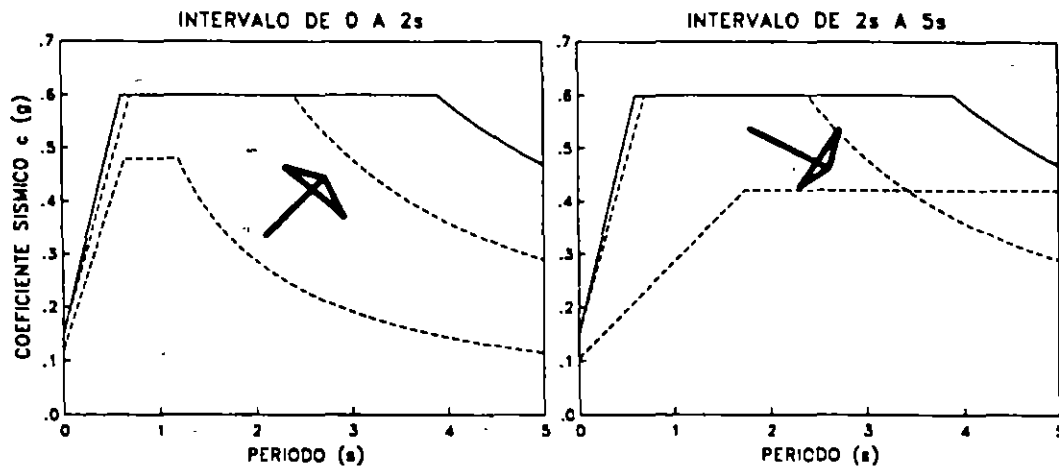


Figura 8. Variación del espectro de diseño en la zona III. Estructuras tipo A

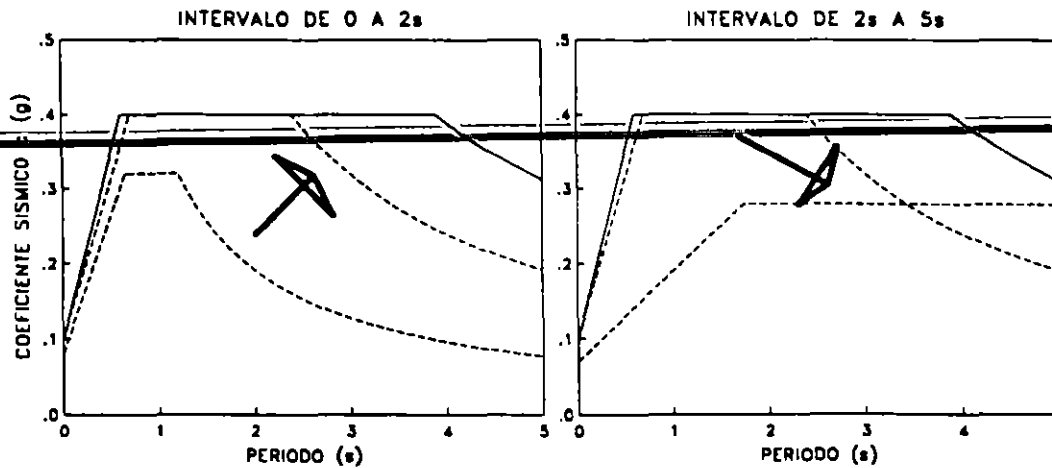


Figura 9. Variación del espectro de diseño en la zona III. Estructuras tipo B

Puede observarse que el conocimiento de T_s conduce, en general, a ordenadas espectrales menores, conservando la amplitud máxima para los periodos iguales y cercanos al del sitio. Los espectros modificados indican una reducción del intervalo de periodos con ordenadas espectrales máximas. La reducción del intervalo de periodos para las aceleraciones espectrales mayores es de aproximadamente 40%. Este hecho puede ocasionar que la aceleración a la que estaría sujeta una estructura sin considerar el periodo del sitio, se vea reducida al tomarlo en cuenta y obtener los valores de c , T_a y T_b . La importancia de estas reducciones sugiere que debe realizarse un estudio más detallado.

La gama de espectros modificados al conocer el periodo del sitio puede observarse mediante el uso de contornos espectrales. En la figura 10 aparecen contornos espectrales de diseño para las estructuras del grupo A y B. El eje de las abscisas indica el periodo estructural y el eje de las ordenadas el periodo dominante del sitio. Las curvas unen puntos de igual aceleración espectral. La magnitud de estos periodos se ha fijado en 5s, pues se sabe que los periodos fundamentales para el valle de México alcanza este valor. Similarmente, las estructuras presentan su modo fundamental en valores del mismo orden.

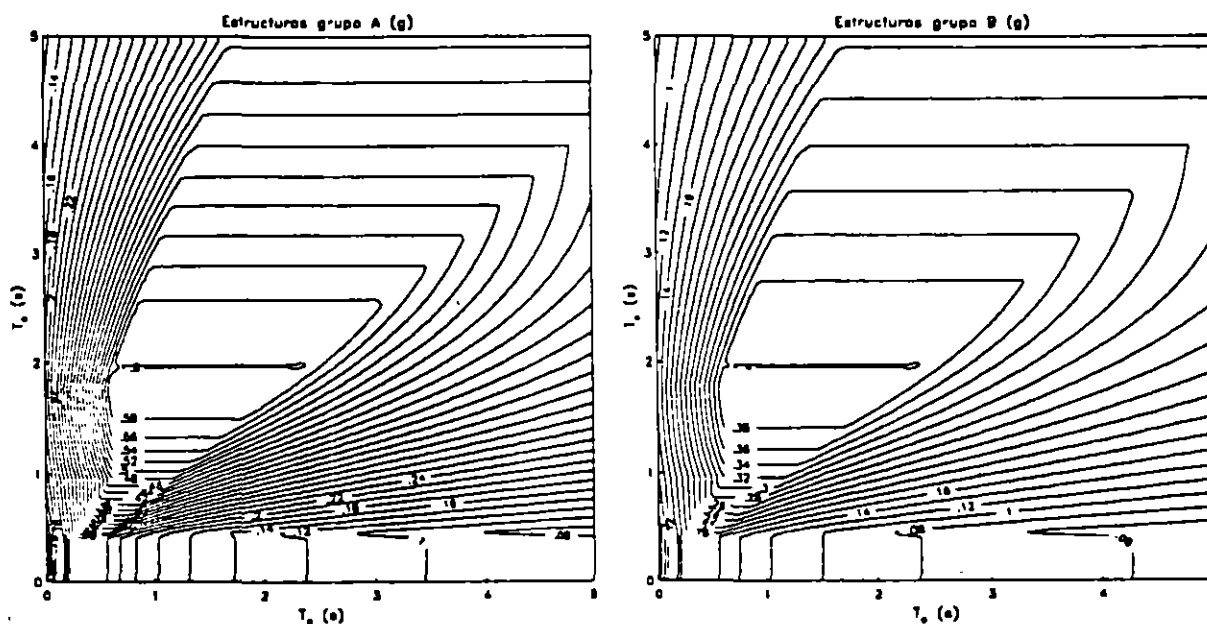


Figura 10. Contornos de diseño

Al realizar una sección horizontal en estos contornos se observa el espectro de diseño que corresponde al sitio de periodo T_s . Por ello, cortes en periodos del suelo iguales a 0.5 y 1.0 s en ambos contornos, mostrarían los espectros con línea discontinua que aparecen en la figura 7. Lo mismo sucedería con cortes en los periodos asociados a los espectros de las figuras 8 y 9.

La zona de periodo del suelo comprendida entre 0.0 y 0.5 s presenta sólo líneas verticales, es decir ordenadas espectrales constantes. Este intervalo de periodos se refiere a la zona geotécnica I o terreno firme, donde no se tienen expresiones que modifiquen al espectro de diseño conociendo el periodo del sitio. Por ello, cualquier corte realizado en esta región representará el espectro de diseño para la zona I (fig. 4). También se observa en los contornos que las máximas aceleraciones espectrales corresponden a 0.4 y 0.6 g, para las edificaciones del grupo B y A.

Como se ha visto, es posible evaluar espectros de diseño en función del periodo del sitio, a partir de los contornos espectrales. De acuerdo con este esquema se propone la construcción de contornos espectrales en los que los efectos de sitio se representen mediante el modelo unidimensional de propagación de ondas, es decir, un depósito homogéneo de extensión lateral infinita, al cual subyace la roca basal que se caracteriza por un semiespacio.

El mecanismo para obtener espectros en función del periodo del suelo, consiste en fijar una profundidad de depósito (H), que al asociarla con determinado periodo se evalúa la velocidad de propagación de ondas de corte (β), mediante la expresión:

$$\beta = \frac{4 H}{T_s} \quad (5)$$

Con estos valores se calcula la función de transferencia del sitio, que junto con el espectro de amplitudes de una excitación, es posible obtener el espectro de respuesta aplicando los resultados de la teoría de vibraciones casuales (Boore y Joyner, 1984) El procedimiento se hace para cada periodo de sitio. Por lo tanto, pueden obtenerse diferentes espectros de respuesta con igual espesor del depósito, para sitios con diferente periodo y sometidos a la misma excitación. Con ellos, se realiza la construcción de los contornos espectrales.

Se obtienen buenos resultados si el movimiento de excitación se considera como el que ocurre en la roca basal. Es válido considerar que éste es el que se observa en la zona de terreno firme. Para este estudio, se ha tomado el componente este-oeste del registro de Ciudad Universitaria (CU) correspondiente al sismo del 19 de septiembre de 1985 ($M_s = 8.1$).

En la figura 11 se presentan contornos espectrales escalados con los factores 0.4 y 0.6 para que sean comparables con los contornos de diseño calculados para las edificaciones del grupo B y A, respectivamente. En ellos se observa que las amplitudes mayores se registran sobre una línea imaginaria de pendiente aproximada a uno en el plano de periodos estructura-suelo. Las líneas con pendientes tres y cinco, también comprenden zonas de aceleraciones importantes. En periodos de sitio y estructura mayores a cuatro segundos, no se presentan grandes aceleraciones, ello se debe al contenido de frecuencias de la excitación.

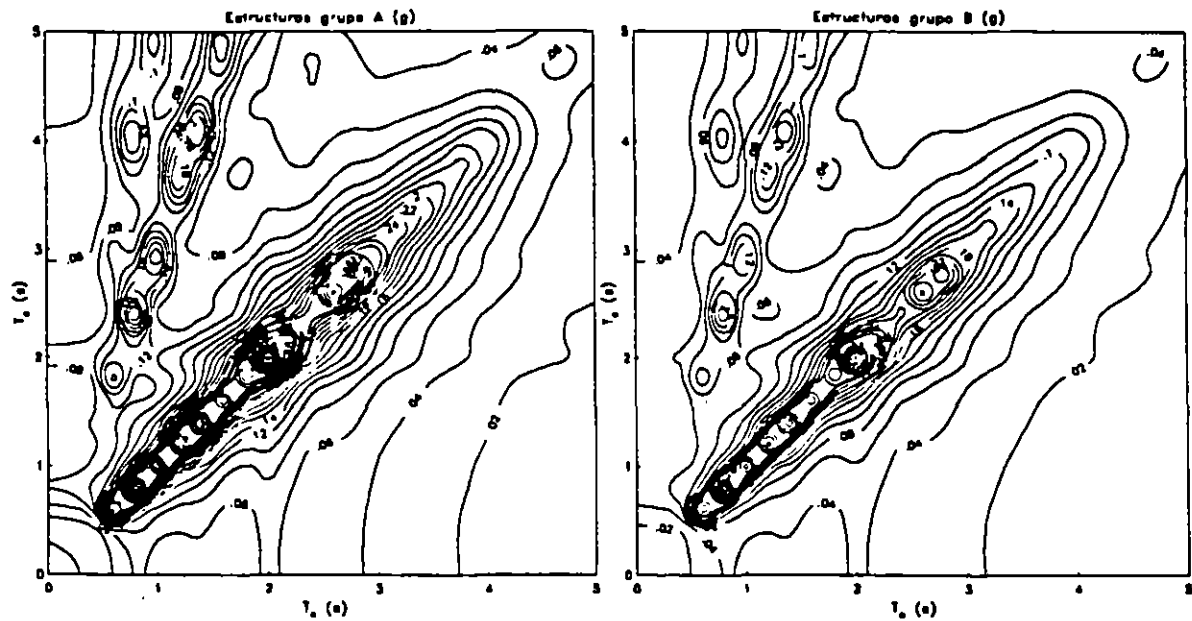


Figura 11. Contornos espectrales con modelo unidimensional

Al comparar los contornos que contienen los espectros propuestos por el RCDF y los contornos espectrales (fig. 12) se observa que la tendencia de máximas amplitudes es muy semejante. Sin embargo, las mayores aceleraciones espectrales en los contornos de diseño cubren desde el primer modo hasta el segundo de los contornos espectrales. Se observa también, que la zona de periodo del sitio comprendida entre 0 y 0.5s no se ve fuertemente afectada para ninguno de los dos casos.

Una de las causas por la que los espectros de diseño son robustos y de que sus aceleraciones espectrales no sean tan grandes como las que se han registrado en sismos como los de 1985, se debe a la consideración del comportamiento no lineal de las estructuras. Por este hecho se han evaluado contornos espectrales utilizando expresiones equivalentes para considerar el comportamiento no lineal. La figura 13 muestra contornos para ductilidades (Q) de 1.5 y 2.0 junto con los contornos de diseño para estructura del grupo A y B, respectivamente. En estas figuras se observa que existe una mayor correspondencia entre las zonas de máximas aceleraciones espectrales.

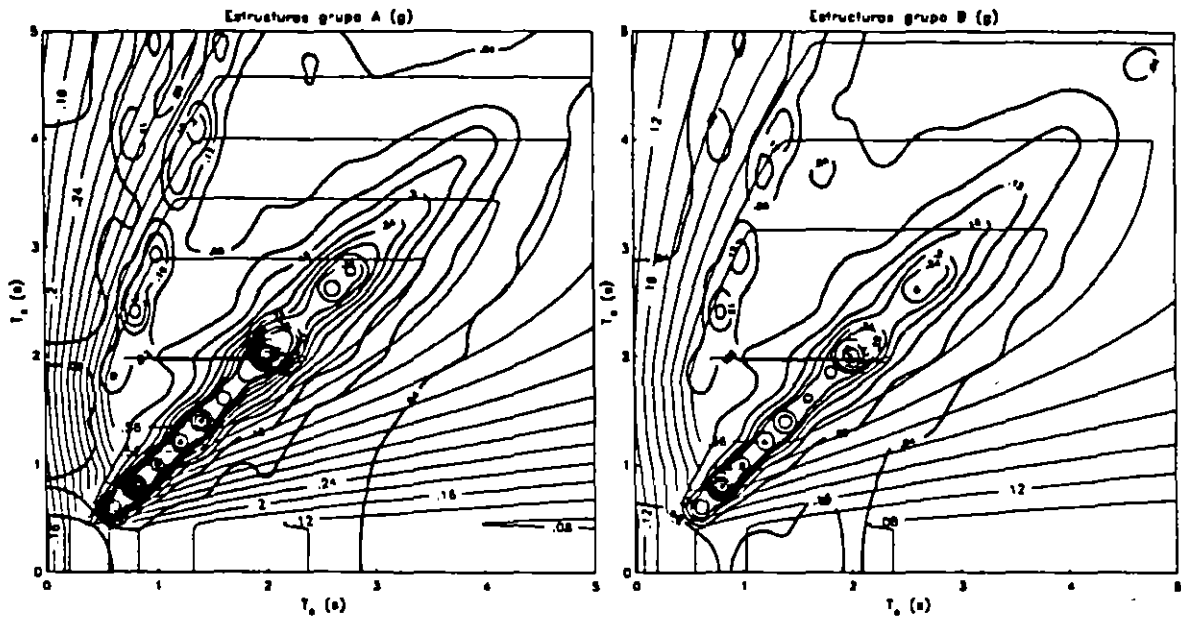


Figura 12. Comparación de contornos de diseño y contornos espectrales

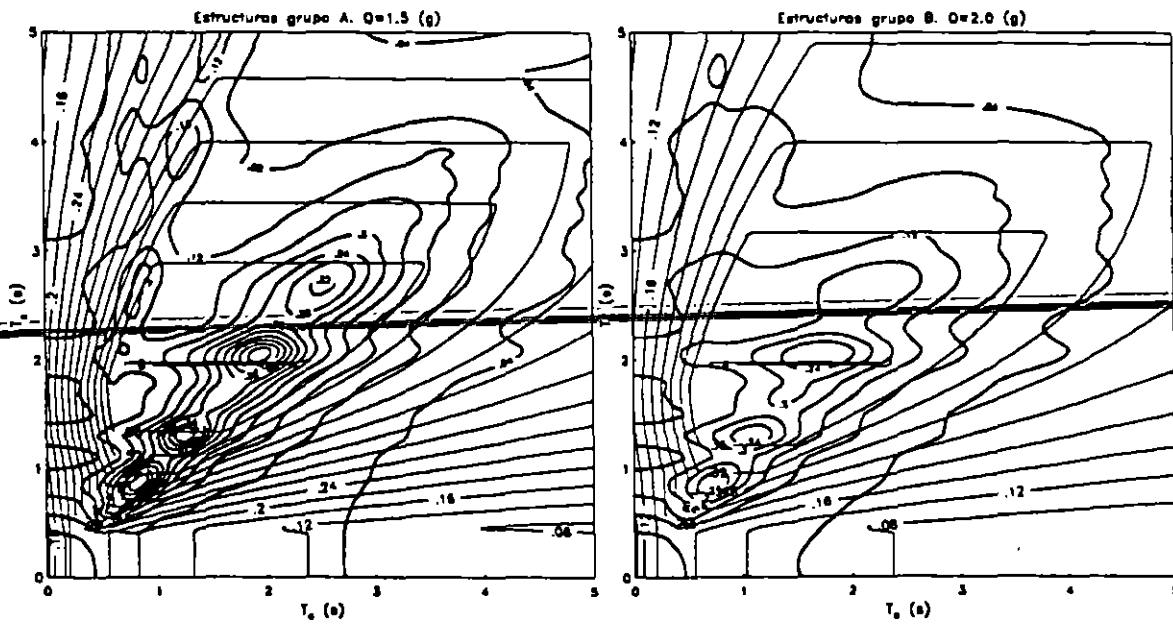


Figura 13. Comparación entre contornos de diseño y contornos no lineales

Para comparar espectros obtenidos de cada uno de los contornos, se ha propuesto realizar cortes en periodos del suelo en 0.8 s y 2.0 s, que corresponden a sitios en la zona de transición y lago respectivamente. Estos espectros se observan en las figuras 14 y 15, que corresponden a las edificaciones del grupo A y B respectivamente. Con línea discontinua se ha trazado el espectro de los contornos donde se ha incluido el comportamiento no lineal.

En estos espectros se observa como aún después de escalar los contornos espectrales, las ordenadas son mayores en comparación con los dos espectros restantes. En general los espectros que más se acercan a los espectros de diseño son los espectros no lineales. Adicionalmente, se observa que la caída de los espectros de diseño no es tan fuerte como en los espectros de respuesta. Esto se explica, por que el espectro de diseño intenta considerar en esta parte del espectro a aquellas estructuras, donde los modos superiores de vibración contribuyen significativamente en la respuesta estructural.

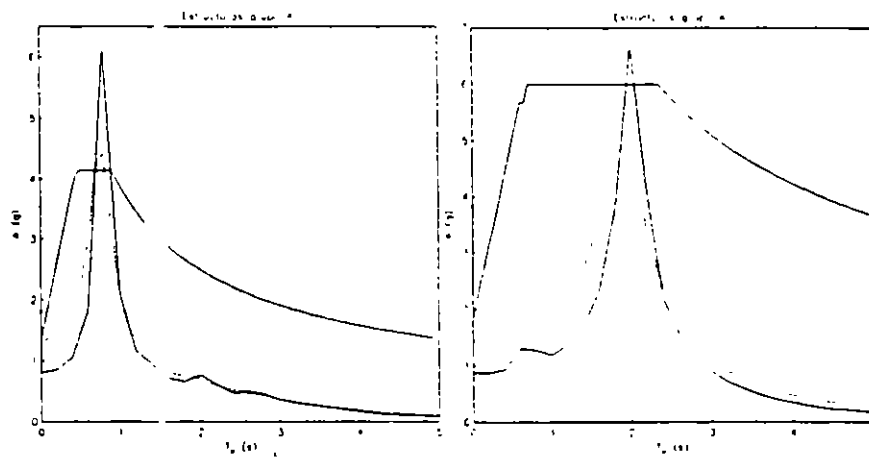


Figura 14. Espectros de diseño y de respuesta en zona II y zona III. Grupo A

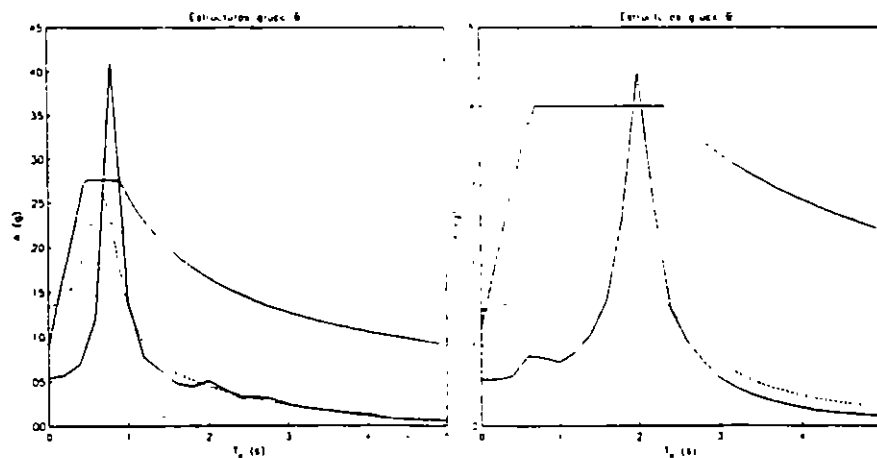


Figura 15. Espectros de diseño y de respuesta en zona II y zona III. Grupo B

V. CONCLUSIONES

La conjunción de las técnicas de funciones de transferencia empíricas y los microtemblores para el cálculo de periodos dominantes del suelo han dado como resultado un mapa de isoperiodos del valle de México confiable y completo que puede ser utilizado en sustitución del presentado por el RCDF.

La modificación de los espectros de diseño conociendo el periodo dominante del sitio, produce para la mayoría de los periodos estructurales una reducción en las ordenadas espectrales. En algunos casos estas reducciones son hasta del 40%.

En los espectros de diseño modificados, el intervalo de periodos estructurales más fuertemente afectados se reduce en los casos de máximas aceleraciones espectrales a un 60 % aproximadamente.

La similitud que existe entre los contornos de diseño y los contornos de respuesta espectral obtenidos a partir del modelo unidimensional, sienta las bases para determinar de forma más precisa los periodos estructurales que pueden ser afectados fuertemente. Con ello, es posible ajustar optimamente la forma de los espectros de diseño.

VI. REFERENCIAS

Claerbout J. F. (1976) Fundamentals of geophysical data processing, McGraw-Hill Book Company, New York.

Boore J y Joyner W B (1984) A note on the use of random vibration theory to predict peak amplitudes of transient signals. *Bull. Seism. Soc. Am.* 74, 2035-2039.

Field, E. H., S. E. Hough y K. H. Jacob (1990) Using microtremors to asses portential earthquakes-site response: a case study in Flushing Meadows, New York City, *Bull. Seism. Soc. Am.* 80, 1456-1480.

Kanai, K. y T. Tanaka (1954). Measurement of the microtremor, *Bull. Earthq. Res. Inst.*, Tokyo Univ., 32 199-209.

Lermo, J. y F. J. Chávez-García (1992) Site effect evaluation using microtremor measurements. A review in three cites in Mexico and results of a new technique, *Proc. Int. Symp. on Earthq. Disaster Prevention*, Ciudad de México, 18 al 21 de Mayo, Vol. 1, 144-155.

- Lermo, J. y F. J. Chávez García (1993). Are microtremors useful in site effect evaluation? *Bull. Seism. Soc. Am.*, aceptado.
- Lermo J., Rodriguez M. y Singh S. K. (1988). Natural period of sites in the Valley of Mexico from microtremor measurements. *Earthquake Spectra*, Nov, 4, 805-814.
- Liam, W. D. (1991). Geotechnical engineering aspects of microzonation, *Proc. Fourth Int. Conf. on Seismic Zonation*, Stanford California, I, 199-259.
- Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo 1987. *Diario oficial del 28 de septiembre*, México D.F
- Reglamento de Construcciones para el Distrito Federal 1987. *Diario oficial del 3 de julio*, México D.F.
- Reinoso E. (1991). Actualización del mapa de isoperiodos para la ciudad de México desde mediciones de microtremores y datos de movimientos fuertes, *Boletín del Centro de Investigación Sísmica A.C.*, 1, 48-50.
- Reinoso E. y Lermo J. (1991). Periodos del suelo del valle de México medidos en sismos y con vibración ambiental. *Memorias del IX Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica*, Manzanillo, Col.
- SGOP (1988). Estudio sobre sismicidad en el valle de México. *Secretaría General de Obras Públicas del DDF*, Ed. Internacional, México, DF.
- Singh S. K., Mena E. y Castro R. (1988). Some aspects of source characteristics of the 19 September 1985 Michoacan earthquake and ground motions amplification in a near Mexico City from strong motion data. *Bull. Seism. Soc. Am.*, 78, 451-477.



FACULTAD DE INGENIERIA U.N.A.M.
DIVISION DE EDUCACION CONTINUA

XXII CURSO INTERNACIONAL DE INGENIERIA SISMICA

MODULO IV: DISEÑO SISMICO DE CIMENTACIONES

TEMA: ANALISIS DE DISEÑO SISMICO DE CIMENTACIONES EN
EL VALLE DE MEXICO

EXPOSITOR: DR. GABRIEL AUVINET

1996

ANÁLISIS Y DISEÑO SISMICO DE CIMENTACIONES EN EL VALLE DE MEXICO

Gabriel Auvinet
Instituto de Ingeniería y DEPEFI, UNAM

1. INTRODUCCION

El diseño de cimentaciones en la zona lacustre del valle de México presenta dificultades generalmente muy superiores a las que se encuentran en otras grandes áreas urbanas del mundo. Las cimentaciones superficiales de construcciones pesadas en esta zona pueden inducir asentamientos inaceptables y, en condiciones extremas, provocar la falla por cortante del subsuelo arcilloso. Recurrir a cimentaciones profundas tampoco garantiza en todos los casos un buen comportamiento, debido al fenómeno de hundimiento regional que somete los pilotes o pilas a fricción negativa y puede causar la emersión aparente de la construcción. Importantes esfuerzos de investigación y de desarrollo tecnológico han sido dedicados en las últimas décadas a lograr un mejor conocimiento del subsuelo y al desarrollo de soluciones de cimentación adaptadas a estas difíciles condiciones.

Los sismos de 1985 pusieron en evidencia que, a las condiciones de diseño anteriores, de por sí críticas, es imprescindible agregar las solicitaciones dinámicas originadas por este tipo de eventos. Los casos de grandes deformaciones y de falla del suelo que se presentaron, si bien correspondieron a un porcentaje bajo de las construcciones afectadas, fueron suficientes para que resultara evidente la necesidad de dar al diseño sísmico de las cimentaciones una importancia mucho mayor que la que tenía en el pasado.

Los geotecnistas se enfrentan por tanto al reto de asimilar rápidamente conceptos y técnicas de la sismología y de la dinámica estructural con los que muchos no se encontraban familiarizados. Deben por otra parte obtener datos relativos al comportamiento dinámico de los suelos del valle y establecer métodos de evaluación confiables del comportamiento sísmico de cimentaciones para las condiciones específicas del área. Lo anterior requiere una labor de interpretación de observaciones directas basadas en instrumentación, la realización de pruebas de campo y de laboratorio y el desarrollo de nuevas técnicas de modelación. Estos nuevos conocimientos deben además incorporarse

progresivamente al Reglamento de Construcciones para el Distrito Federal y a sus Normas Complementarias.

El objetivo de este trabajo es presentar un panorama general de los logros alcanzados en la definición de la información requerida y de la metodología disponible para el análisis y diseño sísmico de cimentaciones en el valle de México y señalar los puntos oscuros todavía existentes, cinco años después del sismo de 1985.

2. COMPORTAMIENTO SISMICO OBSERVADO

El sismo de México del 19 de septiembre de 1985 (8.1 en la escala de Richter) constituyó una oportunidad dramática pero única de observar el comportamiento de cimentaciones en condiciones extremas (Auvinet y Mendoza, 1986). Fue posible evaluar la vulnerabilidad de los diferentes sistemas de cimentación comunes en la ciudad de México (Fig 1) a este tipo de solicitaciones. Es importante que en el diseño de futuras cimentaciones se tomen muy en cuenta las lecciones aprendidas en esta ocasión.

2.1 Cimentaciones superficiales

Se reportaron pocos casos de comportamiento inadecuado de cimentaciones de construcciones ligeras-sobre-paños. Los observados pudieron asociarse a defectos constructivos obvios, a la existencia al nivel de desplante de materiales de relleno sueltos o a la interacción con edificios vecinos más pesados, generalmente con cimentaciones de otro tipo.

Varias construcciones cimentadas sobre losa general presentaron grandes asentamientos no uniformes que condujeron a un desplome del edificio y, en algunos casos, a una falla por corte incipiente del suelo. Este comportamiento pudo relacionarse en la mayor parte de los casos con problemas previos en condiciones estáticas, atribuibles a una presión de contacto alta al nivel de desplante, a eccentricidades de carga, heterogeneidades del subsuelo y, en algunos casos, a obras de excavación con bombeo realizadas a poca distancia.

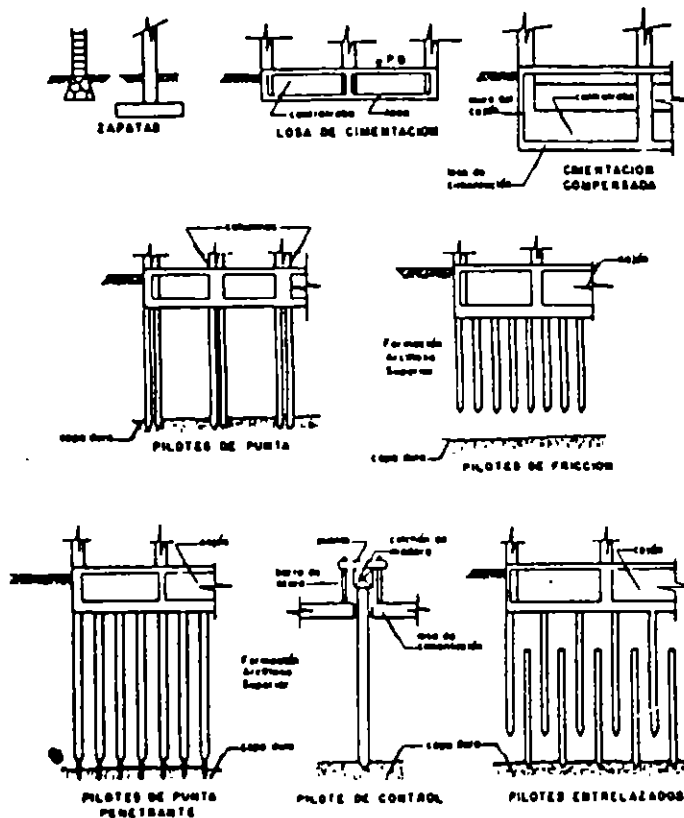


Fig 1. Tipos de cimentaciones empleadas en la zona lacustre de la ciudad de México

En ciertas situaciones, la superposición de esfuerzos de cortante sostenidos altos debajo de la losa con esfuerzos desviadores cíclicos debidos al sismo parece haber conducido a deformaciones permanentes del suelo que explican los asentamientos grandes y los desplomes de las edificaciones. Las pruebas de laboratorio que simulan estas condiciones de carga parecen apoyar esta interpretación (3.1.3).

2.2 Cimentaciones compensadas

Son comunes en la ciudad de México las construcciones cimentadas sobre cajones desplantados a varios metros de profundidad. El peso del suelo excavado compensa parcial o totalmente el peso de la edificación lo que reduce o anula la magnitud de los incrementos de esfuerzos inducidos en el subsuelo.

Se observaron asentamientos importantes en varias cimentaciones de este tipo, generalmente con grandes dimensiones en planta y compensación parcial. También en este caso se trataba generalmente de edificios con una historia previa de asentamientos excesivos en condiciones estáticas, debidos a una sobrecarga local o general del terreno. En varias

construcciones, la infiltración de agua en el cajón había reducido en forma importante la eficiencia de la compensación.

El sismo mostró asimismo que la solución de la compensación no es generalmente adecuada para estructuras esbeltas, especialmente si existe una excentricidad de cargas. Varias estructuras de este tipo que ya presentaban un desplome permanente acusaron asentamientos diferenciales adicionales bruscos durante el sismo. Los altos momentos de volteo a los que se encuentran sometidas estas construcciones inducen esfuerzos cíclicos críticos que producen deformaciones permanentes del suelo.

2.3 Cimentaciones sobre pilotes de punta

En el caso de edificios pesados sobre pilotes apoyados en un estrato resistente profundo, el comportamiento sísmico fue generalmente satisfactorio. Sin embargo, el sismo provocó asentamientos del suelo en la periferia de la construcción que se atribuyen a la disipación de la fricción negativa por movimientos relativos entre la estructura y el suelo. También se reportaron casos de posible penetración de la capa dura y de daños estructurales en pilotes de la

periferia de la construcción bajo el efecto de los momentos de volteo (Mendoza y Auvinet 1988; Ovando et al, 1988).

2.4 Cimentaciones sobre pilotes de fricción

Los pilotes de fricción se usan frecuentemente como complemento de cimentaciones compensadas para reducir asentamientos (diseño en términos de deformación). Con menos frecuencia, se usan como sistema de cimentación principal (diseño en términos de capacidad de carga, Auvinet y Mendoza, 1987).

Las cimentaciones del primer tipo fueron las más afectadas por el sismo. Se sabe que 13.5 % de los edificios de 9 a 12 pisos, la mayoría sobre pilotes de fricción sufrieron daños severos en la zona central de la ciudad (Mendoza y Prince, 1986).

Nuevamente, dos tipos de comportamiento inadecuado fueron observados: asentamientos de edificios pesados con grandes dimensiones en planta y desplome permanente de edificios esbeltos o con carga excéntrica., incluyendo un caso de colapso total por volcamiento.

2.5 Sistemas especiales de cimentación

Entre los sistemas especiales de cimentación usados en la ciudad de México, el más común es probablemente el de "pilotes de control". Estos pilotes están equipados con un dispositivo que permite regular la carga tomada por cada pilote y los movimientos de la construcción respecto al área circundante. En varios casos, estos sistemas fueron seriamente dañados o fallaron, generalmente por falta de mantenimiento. Los problemas que presentaron otros tipos de cimentaciones especiales como los pilotes entrelazados, fueron semejantes a los ya discutidos para pilotes de fricción.

3. ELEMENTOS PARA EL ANALISIS SISMICO DE CIMENTACIONES EN EL VALLE DE MEXICO

3.1 Comportamiento dinámico de los suelos blandos del valle de México

Para la evaluación de los movimientos sísmicos del subsuelo y los análisis de interacción suelo-estructura, es necesario conocer las características mecánicas dinámicas de los suelos. Las investigaciones realizadas en los últimos años han arrojado resultados experimentales útiles para el diseño de cimentaciones en el valle (Jaime, 1988; Romo, 1990).

3.1.1 Parámetros del modelo viscoelástico lineal equivalente

Es común representar el comportamiento del suelo con un modelo viscoelástico lineal "equivalente", es decir, que disipa aproximadamente la misma energía que la disipada por el suelo por amortiguamiento histérico (Rosenblueth y Herrera, 1964;

Lysmer, 1975). Este modelo padece de ciertas limitaciones (no permite obtener directamente las deformaciones permanentes del suelo) pero tiene la virtud de ser simple y de dar valores suficientemente precisos de las aceleraciones y de los esfuerzos en el suelo. Los parámetros de este modelo son el módulo secante al cortante y la relación de amortiguamiento, los cuales presentan variaciones con el nivel de deformaciones y el número de ciclos de cargas aplicados.

Para evaluar estos parámetros es posible utilizar diversos dispositivos experimentales incluyendo al péndulo de torsión libre, la columna resonante, la cámara triaxial cíclica y el aparato de corte simple cíclico (Castillo, 1990). Los ensayos de laboratorio pueden complementarse con mediciones de campo de la velocidad de transmisión de ondas de cortante.

Las pruebas de laboratorio muestran que la respuesta dinámica de las arcillas depende fuertemente del nivel de deformación inducido. Para deformaciones pequeñas, la respuesta es relativamente lineal, la arcilla tiene poca capacidad para disipar energía y la degradación con el número de ciclos es despreciable. Para grandes deformaciones, la respuesta es fuertemente no lineal, el amortiguamiento aumenta notablemente y la degradación de la rigidez puede ser importante.

Se cuenta con información cada vez más completa respecto a estos fenómenos para las arcillas del valle de México (Jaime, 1988). Se ha mostrado (Romo, 1990) que, entre todos los factores que afectan la no linealidad del comportamiento de las arcillas, el más importante parece ser el índice de plasticidad.

3.1.2 Degradación por carga cíclica

Para deformaciones cíclicas de gran amplitud, la estructura de las arcillas se degrada en forma continua, causando variaciones de presión de poro y reducciones de rigidez y resistencia. ~~Aparentemente para las arcillas del Valle de México es posible usar el modelo de Idries (1978) para representar el decremento del módulo al cortante con el número de ciclos de carga.~~

3.1.3 Deformaciones residuales inducidas por carga cíclica

Tomando en cuenta el comportamiento ya descrito de algunas cimentaciones, es importante evaluar las deformaciones permanentes del suelo bajo cargas cíclicas.

Cuando se carga dinámicamente una muestra de suelo, se presenta en general una deformación cíclica y una deformación residual. Las deformaciones permanentes son las que conducen a los desplazamientos permanentes inducidos por el sismo en suelos de cimentación y estructuras de tierra.

Se ha mostrado que, para las arcillas del valle de México, la tendencia general de la respuesta de deformación permanente vs esfuerzos cíclicos puede aproximarse por medio de un modelo hiperbólico.

3.1.4 Efecto de la carga cíclica sobre la resistencia no drenada

La resistencia no drenada estática residual del suelo después de la aplicación de cargas cíclicas rige la estabilidad de las cimentaciones inmediatamente después del sismo. Las presiones de poro desarrolladas por carga dinámica pueden conducir a reducciones apreciables de esta resistencia. Los resultados obtenidos en el laboratorio muestran claramente la existencia de un umbral de la amplitud del esfuerzo cortante cíclico (o de la deformación cíclica) arriba del cual este efecto es importante. Para las arcillas del valle de México, el esfuerzo cíclico crítico parece ser aproximadamente $0.85 S_u$, donde S_u es la resistencia no drenada estática antes de la aplicación de los ciclos (Córdoba, 1986, Días, 1989). Los estudios realizados sobre arcillas por Pérez García (1988) indican asimismo que los daños causados a una arcilla son principalmente función de la máxima deformación unitaria alcanzada durante la aplicación de la carga cíclica y dependen poco de la frecuencia o del número de ciclos de dicha carga.

3.1.5 Degradación de la adherencia pilote-suelo

En el sismo de 1985, se presentaron algunas evidencias de una posible degradación de la adherencia entre pilotes de fricción y suelo bajo cargas cíclicas. Sorprendió en particular la facilidad con la que algunos pilotes fueron extraídos del suelo sin daños estructurales al fallar una construcción por volteo.

Las pruebas de laboratorio y de campo presentadas por Jaime (1990) en este mismo simposio arrojan luces sobre este fenómeno, que se encuentra muy ligado al discutido en el inciso anterior. El parámetro crítico parece ser la deformación angular cíclica alcanzada por el suelo en la interfase pilote-suelo. Existe sobre este punto una necesidad de investigación adicional, en el laboratorio o en el campo, con aplicación en la interfase suelo-pilote de sollicitaciones alternadas, que son más destructivas que las sollicitaciones repetidas.

3.1.6 Resistencia dinámica

Es necesario evaluar la influencia de la velocidad de aplicación de carga sobre la resistencia del suelo para fines de revisión de estados límites de falla de cimentaciones bajo las propias cargas sísmicas. La resistencia de las arcillas saturadas crece por efectos dinámicos durante la carga cíclica. Se ha observado (Romo, 1990) que la pendiente de la envolvente de resistencia dinámica es mayor que la de la envolvente de

resistencia estática para las arcillas del valle de México en una medida que depende de la trayectoria de esfuerzos de consolidación. Lo anterior muestra que los análisis de estabilidad en condiciones sísmicas realizados con parámetros estáticos del suelo resultan conservadores.

En el caso de pilotes de fricción, se ha podido verificar que la capacidad de carga en condiciones dinámicas puede ser 50% mayor que en condiciones estáticas (Jaime et al, 1990). Lo anterior confirma resultados análogos publicados por Bea (1987).

3.2 Análisis de los efectos de sitio sobre la respuesta de cimentaciones

Existe conciencia desde hace mucho de la importancia de los efectos locales en el valle de México. Rosenblueth (1952) mostró que los depósitos de suelos blandos pueden amplificar apreciablemente los movimientos sísmicos registrados en suelos firmes. Estudios posteriores (Rosenblueth y Elorduy, 1969; Seed e Idriss, 1969; Romo y Jaime, 1986, 1987; Romo y Seed, 1986, Pérez Rocha, 1990) han demostrado que en el valle de México los depósitos de arcilla modifican en forma significativa la intensidad y el contenido de frecuencias de los sismos que afectan la capital. Además, Romo y Jaime (1986) y Romo y Seed (1986) mostraron que los movimientos del terreno en la zona lacustre son esencialmente controlados por las características de la arcilla y que los aspectos principales de los movimientos pueden ser reproducidos por un simple modelo de propagación vertical de onda de contacto. Lo anterior está respaldado por el hecho de que los movimientos de los temblores de Septiembre de 1985 se pudieron correlacionar con las propiedades dinámicas de las arcillas y con los espesores de los depósitos. Además, existe una clara correlación entre la intensidad de sismo y el espesor de los depósitos de arcilla.

Los espectros de respuesta de los movimientos registrados en diferentes sitios en las zonas del lago y de transición de la ciudad, durante el sismo de 1985 y sismos más recientes han sido comparados con espectros teóricos calculados usando un modelo unidimensional que considera el ambiente sísmico como un proceso estocástico estacionario definido a partir de los movimientos registrados en la Facultad Universitaria (Romo et al, 1987). La coincidencia entre los espectros teóricos y registrados es satisfactoria. Resultados similares fueron obtenidos para sismos sísmicos más recientes.

Los motivos principales por los que los modelos unidimensionales con espesores se reproducir con un alto grado de precisión los espectros de respuesta observados aparentemente los siguientes: a) la estratigrafía del subsuelo es prácticamente

horizontal b) la extensión de los depósitos arcillosos es mas de dos órdenes de magnitud mayor que su espesor, y c) la fuente de liberación de energía, la zona de subducción, se encuentra a mas de 300 km de la ciudad de México.

Es por tanto posible concluir que los movimientos de campo libre dentro del valle de México pueden predecirse con suficiente precisión para aplicaciones prácticas mediante modelos unidimensionales.

3.3 Análisis de la interacción suelo-estructura

La presencia de una estructura modifica el movimiento sísmico del suelo y reciprocamente. La importancia de esta interacción depende de la naturaleza del suelo, de las características de la construcción y del tipo de cimentación. Para ciertas edificaciones, cimentadas superficialmente, la interacción puede ser prácticamente despreciable. En otros casos, es imprescindible tomar en cuenta que la construcción es parte de un sistema constituido por la propia estructura, el suelo y las estructuras vecinas.

3.3.1 Métodos de análisis

a) Métodos directos. Elemento finito.

La interacción dinámica entre la estructura y el suelo circundante puede evaluarse por simulación numérica directa, recurriendo generalmente al método del elemento finito. Se determinan simultáneamente los movimientos del suelo y de la estructura.

Las ecuaciones del movimiento de un modelo global representando al suelo y la estructura pueden escribirse en forma matricial (Clough y Penzien, 1975) :

$$[M](\ddot{u}) + [C](\dot{u}) + [K](u) = - (M)(\ddot{r}) \quad (1)$$

donde $[M]$, $[C]$ y $[K]$ son las matrices de masa, rigidez y amortiguamiento; (u) es el vector de desplazamientos respecto a la base del modelo; \ddot{r} es la aceleración de la base del modelo y (r) un vector unitario. El método directo consiste en resolver globalmente este sistema de ecuaciones. La discretización en elementos finitos permite tomar en cuenta las heterogeneidades del suelo.

En la práctica, para reducir el tiempo y el costo de resolución del problema es usual recurrir a modelos bidimensionales. Un modelo de este tipo ha sido desarrollado por Lysmer (1975) y generalizado por Romo (1977) para tomar en cuenta la incertidumbre sobre la sollicitación sísmica. Este modelo (Fig 2) incluye fronteras viscosas sobre las caras laterales de la rebanada bidimensional estudiada para simular la propagación de energía de onda en la dirección

perpendicular al eje de la rebanada. Las fronteras laterales permiten transmitir energía para simular los efectos dinámicos del sistema semi-infinito compuesto por suelo viscoelástico estratificado horizontalmente, mas alla de la región representada con elementos finitos. La ecuación de equilibrio dinámico del sistema es (Lysmer et al, 1975):

$$[M](\ddot{u}) + [K](u) = - (m)\ddot{y} + (V) + (F) - (T) \quad (3)$$

donde

$[M]$ = Matriz de masa para estado plano de deformación correspondiente a una rebanada de espesor unitario

$[K]$ = Matriz de rigidez compleja de estado plano de deformación para una rebanada de espesor unitario

(u) = Desplazamientos de los puntos nodales respecto a una base rígida

(m) = Vector relacionado con $[M]$ y la dirección de la aceleración de la base rígida \ddot{y}

(V) = Fuerzas debidas a las fronteras viscosas

(F) = Fuerzas actuantes en un plano vertical en el campo libre

(T) = Fuerzas relacionadas con la transmisión de energía en las fronteras laterales

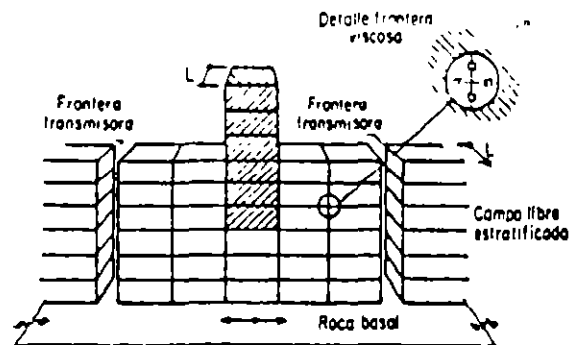


Fig 2. Modelación del sistema suelo-estructura

La ecuación de movimiento se resuelve en el dominio de la frecuencia utilizando el método de la respuesta compleja. Obteniendo la solución del sistema de ecuaciones resultante para un movimiento de entrada unitario de la base, se determina la función de transferencia compleja, $[H]_r$, de los desplazamientos relativos de los nodos:

$$[K]_r (U)_r = (P)_r \bar{Y}_r \quad (4)$$

$$[H]_r = [K]_r^{-1} (P)_r \quad (5)$$

donde $[K]_r$ es una matriz de rigidez dependiente de la frecuencia y $(P)_r$, también función de la frecuencia, es el vector de

cargas correspondiente al movimiento de la base de amplitud unitaria. La respuesta de un sistema como el mostrado en la Fig 2 a una excitación estocástica puede ser obtenida utilizando la siguiente ecuación (Romo et al., 1977):

$$P_j^i(\omega_r) = |H^j(\omega_r)|^2 P_y(\omega_r) \quad (6)$$

donde $H^j(\omega_r)$ es un vector que contiene la función de transferencia compleja del sistema suelo-estructura de la aceleración de la base rígida al desplazamiento del punto nodal j ; $P_y(\omega_r)$ es un vector que contiene las amplitudes del espectro de potencia del movimiento de entrada de la roca basal; y $P_j^i(\omega_r)$ es un vector que contiene las amplitudes del espectro de potencia de las amplitudes de los desplazamientos de respuesta del punto nodal j .

La respuesta máxima esperada puede ser evaluada utilizando las soluciones existentes para el problema del primer cruce que se presentan generalmente en la forma:

$$S_{T,p} = T_{T,p} \sigma \quad (7)$$

donde $S_{T,p}$ es el valor extremo que tiene probabilidad p de no ser excedido en un lapso de duración T .

La función $T_{T,p}$ se llama "factor de pico" y es el parámetro básico a determinar en el problema del primer cruce. En la ec 7, $S_{T,p}$ puede representar el valor de pico de cualquier variable aleatoria (aceleración, esfuerzo, etc.) y σ es la raíz del valor medio cuadrático del espectro de potencia correspondiente.

Utilizando los conceptos de la teoría del valor extremo y la respuesta de sistemas de un solo grado de libertad, un procedimiento puede ser establecido para evaluar el espectro de respuesta a partir del espectro de potencia y viceversa (Romo et al., 1977).

b) Métodos de subestructuras

b.1) Planteamiento (Walter, 1985)

Es posible aprovechar la linealidad del sistema de ecuaciones (1) para descomponer el movimiento (u) y la matriz de masa $[M]$ como sigue:

$$\{u\} = \{u_1\} + \{u_2\} \quad (8)$$

$$[M] = [M_g] + [M_e] \quad (9)$$

donde $[M_g]$ es la matriz de masa del suelo y $[M_e]$ la matriz de masa de la estructura; $\{u_1\}$ y $\{u_2\}$ satisfacen las ecuaciones:

$$[M_g]\{\ddot{u}_1\} + [C]\{\dot{u}_1\} + [K]\{u_1\} = -[M_g]\{\ddot{r}\} \quad (10)$$

$$[M]\{u_2\} + [C]\{\dot{u}_2\} + [K]\{u_2\} = -[M_e]\{u_1 + \{r\}\} \quad (11)$$

$\{u_1\}$ es el vector de movimientos respecto a la base del modelo considerando nula la masa de la estructura; estos movimientos son generalmente diferentes de los de campo libre; esta diferencia se conoce como interacción cinemática.

$\{u_2\}$ es el vector de movimientos adicionales debidos a las fuerzas de inercia generadas por el movimiento sísmico de la estructura. Es la interacción inercial.

La respuesta total es la suma del movimiento de la base del modelo ($\{y\}$), del movimiento de interacción cinemática ($\{u_1\}$) y del movimiento de interacción inercial ($\{u_2\}$).

La descomposición anterior ilustra el principio de los llamados métodos de subestructuración (Aubry 1986), que consisten en analizar el problema de interacción en varias etapas, cada una de ellas con solución mas cómoda que el problema global. La mayor parte de estos métodos recurren al concepto de impedancia (Aviles, 1990).

b.2) Impedancia de una cimentación rígida

La impedancia de un sistema dinámico lineal es la relación entre la fuerza excitadora, supuesta estacionaria y armónica con frecuencia circular ω , $P(t) = P_0 \exp(i\omega t)$ y el movimiento de respuesta resultante, $U(t) = U_0 \exp(i\omega t)$, también estacionario y de misma frecuencia pero desfasado respecto a $P(t)$. La amplitud y el desfase dependen de la frecuencia. La impedancia es por tanto el número complejo $K(\omega)$, variable con la frecuencia:

$$K(\omega) = P(t)/U(t) \quad (12)$$

Este concepto puede ser aplicado por ejemplo a un oscilador simple cuya ecuación de comportamiento es:

$$M \ddot{U}(t) + C \dot{U}(t) + K_0 U(t) = P(t) \quad (13)$$

donde M , C y K_0 son respectivamente la masa, el amortiguamiento y la rigidez estática del oscilador. Si $P(t)$ es una excitación armónica, la ecuación anterior se escribe:

$$U(t) \{ (K_0 - M\omega^2) + iC\omega \} = P_0 \exp(i\omega t) \quad (14)$$

y la impedancia del sistema está definida por:

$$K(\omega) = (K_0 - M\omega^2) + iC\omega \quad (15)$$

que también puede escribirse:

$$K(\omega) = K_0(k + i\omega c) \quad (16)$$

donde $k = 1 - \frac{M}{K_0} \omega^2$ y $c = \frac{C}{K_0}$ se conocen respectivamente como coeficientes de rigidez y de amortiguamiento. Para el oscilador simple, k decrece con la frecuencia según una parábola mientras que c permanece constante.

Una cimentación rígida, supuesta sin masa, localizada en la superficie de un medio elástico o viscoelástico y sometida a una sollicitación armónica constituye también un sistema dinámico lineal y por tanto su desplazamiento puede también expresarse como:

$$U(t) = \frac{1}{K(\omega)} P_0 \exp(i\omega t) \quad (17)$$

Por definición, $K(\omega)$ es la impedancia de la cimentación.

En el caso de una cimentación rígida de radio r , desplantada en la superficie de un semi-espacio elástico homogéneo e isótropo, (Fig 3) y sometida a una excitación vertical armónica $P(t)$, la impedancia toma la forma (Meish, 1962):

$$K(\omega) = K_0(k_1 + ik_2) = \frac{4 G r_0}{1 - \nu} (k_1 + ik_2) \quad (18)$$

donde G es el módulo al cortante del suelo y ν la relación de Poisson.

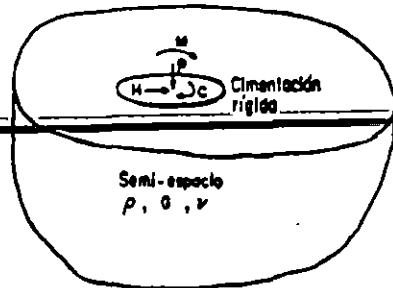


Fig 3. Respuesta de una cimentación superficial a una sollicitación armónica

La reacción del suelo $R(t)$ debajo de la cimentación es igual a la fuerza de excitación puesto que no existen fuerzas de inercia (masa supuesta nula) y:

$$R(t) = K(\omega) U(t) = \frac{4 G r_0}{1 - \nu} (k_1 + ik_2) U(t) \quad (19)$$

Observando que, para una función armónica, $\dot{U}(t) = i\omega U(t)$, la ecuación anterior puede escribirse:

$$R(t) = \frac{4 G r_0}{1 - \nu} k_1 \dot{U}(t) + \frac{4 G r_0}{1 - \nu} \frac{k_2}{\omega} U(t) \quad (20)$$

Para una cimentación de masa m , el equilibrio dinámico se escribe:

$$m \dot{U}(t) + \frac{4 G r_0}{1 - \nu} \frac{k_2}{\omega} \dot{U}(t) + \frac{4 G r_0}{1 - \nu} k_1 U(t) = P(t) \quad (21)$$

y se observa que la ecuación de comportamiento es idéntica a la de un oscilador simple con resorte y amortiguador de características respectivas:

$$K = \frac{4 G r_0}{1 - \nu} k_1 \quad \text{y} \quad C = \frac{4 G r_0}{1 - \nu} \frac{k_2}{\omega} \quad (22)$$

Este resorte y este amortiguador representan al semi-espacio subyacente. Estas características, que dependen de la frecuencia, incluyen el efecto de la masa, de la rigidez y eventualmente el amortiguamiento material del semi-espacio. La ec. 22 muestra que, aun en un semi-espacio elástico, existe un término de amortiguamiento C que resulta de la propagación de ondas desde la cimentación hasta el infinito: se trata de un amortiguamiento por irradiación o geométrico, que depende de la frecuencia. A este amortiguamiento puede agregarse un amortiguamiento material independiente de la frecuencia si el material de apoyo tiene propiedades disipativas. Lo anterior puede tomarse en cuenta introduciendo un módulo G complejo.

b.3) Vibración de macizos de cimentación rígidos (Pecker, 1984)

Para un macizo de cimentación rígido que presente dos planos de simetría verticales, los grados de libertad asociados a la traslación vertical y a la torsión alrededor de un eje vertical se encuentran desacoplados, pero los grados de libertad asociados al cabeceo alrededor de un eje horizontal y a la traslación horizontal se encuentran acoplados. Las ecuaciones de equilibrio de un macizo de este tipo son, tomando como origen el centro de gravedad del macizo (Fig 4):

$$m \ddot{z} + R_z(t) = Q_z(t) \quad (23)$$

$$m \ddot{x} + R_x(t) = Q_x(t) \quad (24)$$

$$I_x \ddot{\phi} + R_\phi(t) - R_z(t) z_c = M_z(t) \quad (25)$$

$$I_x \ddot{\theta} + R_\theta(t) = M_\theta(t) \quad (26)$$

donde:

- m = Masa del macizo
- I_x, I_x = Momentos de inercia alrededor de un eje vertical y horizontal
- z, x = Desplazamientos vertical y horizontal del centro de gravedad
- θ, ϕ = Rotaciones alrededor de un eje vertical y horizontal pasando por el centro de gravedad
- $R(t)$ = Reacción del suelo en el centro de gravedad geométrico de la superficie de contacto
- Q_x, Q_z = Solicitaciones (fuerza, momento) actuando en el centro de gravedad

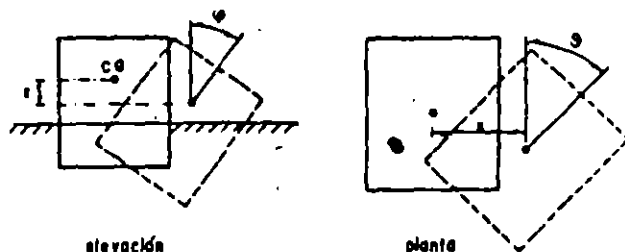


Fig 4. Macizo de cimentación rígido

Por definición del concepto de impedancia, las reacciones (R) se expresan en términos de los desplazamientos (v), del centro de gravedad de la superficie de contacto por:

$$(R) = [K] (v) \quad (27)$$

donde [K] es la matriz de impedancia, formada de términos complejos:

$$[K] = \begin{bmatrix} K_z & 0 & 0 & 0 \\ 0 & K_x & K_{x\phi} & 0 \\ 0 & K_{x\phi} & K_\phi & 0 \\ 0 & 0 & 0 & K_\theta \end{bmatrix}$$

Tomando como incógnitas los desplazamientos (v) del centro de gravedad:

$$(v) = (v)_0 + \begin{bmatrix} 0 \\ z \\ \phi \\ 0 \end{bmatrix}$$

se tiene la relación:

$$(R) = [K_1](v)$$

donde $[K_1]$ es una matriz derivada de la

matriz de impedancia:

$$[K_1] = \begin{bmatrix} K_z & 0 & 0 & 0 \\ 0 & K_x & K_{x\phi} & -K_x z_c \\ 0 & K_{x\phi} & K_\phi & -K_x \phi z_c \\ 0 & 0 & 0 & K_\theta \end{bmatrix} \quad (28)$$

Las ecuaciones del movimiento se escriben entonces en forma matricial:

$$[M] (\ddot{v}) + [K^*] (v) = (Q) \quad (29)$$

donde:

$$[M] = \begin{bmatrix} m & 0 & 0 & 0 \\ 0 & m & 0 & 0 \\ 0 & 0 & I_x & 0 \\ 0 & 0 & 0 & I_x \end{bmatrix} \quad (30)$$

y:

$$[K^*] = \begin{bmatrix} K_z & 0 & 0 & 0 \\ 0 & K_x & K_{x\phi} & -K_x z_c \\ 0 & K_{x\phi} & -K_x z_c & K_\phi \\ 0 & 0 & 0 & -2 K_x \phi z_c + K_x z_c^2 \\ 0 & 0 & 0 & K_\theta \end{bmatrix} \quad (31)$$

Para una sollicitación armónica $(Q_0) \exp(i\omega t)$, la solución estacionaria satisface la ecuación:

$$[[K^*] - \omega^2 [M]] (v) = (Q_0) \quad (32)$$

La solución de la ecuación anterior es fácil de obtener. La única dificultad se encuentra en la determinación de la matriz de impedancia [K].

b.4) Determinación de las impedancias

La solución al problema de una fuerza armónica aplicada a la superficie de un semi-espacio elástico fue obtenida por Lamb (1904). Por integración de esta solución sobre una superficie circular, se obtuvieron posteriormente soluciones para el caso de reparticiones de esfuerzos uniforme, parabólica o elíptica. Las primeras soluciones numéricas para la impedancia vertical de una cimentación rígida fueron obtenidas por Lymer (1965).

Actualmente se usan diferentes procedimientos para la determinación de la impedancia de cimentaciones de diversas formas sometidas a fuerzas o momentos armónicos. Pueden distinguirse (Gazetas, 1981):

- las soluciones obtenidas a partir de una formulación continua del problema conduciendo a soluciones analíticas o semi-analíticas

- las soluciones obtenidas a partir de una

formulación discretizada del problema: método del elemento finito o de las diferencias finitas.

b.5) Resolución del problema de interacción suelo-estructura en tres etapas

En el caso de una cimentación rígida superficial o enterrada, es posible obtener una solución exacta procediendo en tres etapas (Kausel, 1978):

- Cálculo del movimiento de la cimentación sin masa bajo el efecto de la acción sísmica
- Cálculo de la impedancia de la cimentación
- Cálculo de la respuesta del edificio ligado a la base del modelo por la impedancia calculada en el paso anterior y excitado por el movimiento de traslación y rotación calculado en el primer paso.

Este método es muy potente porque las diferentes etapas pueden ser simplificadas. Un valor aproximado de la impedancia puede frecuentemente encontrarse en la literatura.

Es posible generalizar el método anterior y aplicarlo a cimentaciones flexibles. También existen otros métodos de subestructuración con variantes en la división del problema global (métodos de volumen, métodos híbridos, etc., Pecker, 1984).

3.3.2 Algunos resultados de los estudios de interacción suelo-estructura

a) Principales efectos de la interacción suelo-estructura

Una evaluación de los principales efectos de la interacción suelo-estructura para las condiciones del valle de México ha sido presentada por Reséndiz y Roesset (1986). Se consideran importantes los efectos de interacción tanto cinemática como inercial.

~~Las dos consecuencias principales de la interacción cinemática sobre cimentaciones superficiales sometidas a ondas incidentes con inclinación arbitraria son un efecto de promedio de los movimientos de traslación (y un decremento de su amplitud) y la aparición de movimientos de rotación. Los movimientos de traslación disminuyen para frecuencias altas (filtrado) pero los componentes de torsión son significativos en un intervalo amplio de frecuencias. Las cimentaciones sobre cajón desplantado a cierta profundidad sufren efectos de interacción cinemática aun para ondas de corta que se transmiten verticalmente (véase inciso siguiente).~~

Los principales efectos de la interacción inercial pueden evaluarse modelando la cimentación en la forma descrita en 3.3.1.b3, pero considerando solamente una impedancia de traslación

horizontal K_x (equivalente a un resorte de constante k_x y un amortiguador de constante c_x) y una impedancia de cabeceo K_ϕ (constantes k_ϕ y c_ϕ); estos modos se desacoplan haciendo coincidir los ejes de rotación con los ejes principales de la superficie de apoyo de la estructura. Por su parte, el comportamiento de la estructura en su modo fundamental puede representarse con un sistema de un solo grado de libertad consistente en una masa M localizada a una altura h arriba del nivel de cimentación y en un resorte de rigidez k . Si T_0 es el periodo fundamental de la estructura sobre base rígida y x_i son los desplazamientos modales al nivel i , asociado a una masa m_i y a una altura h_i , se tiene:

$$M = (\sum m_i x_i)^2 / \sum m_i x_i^2$$

$$k = 4 \pi^2 M / T_0^2$$

$$h = \sum m_i x_i h_i / \sum m_i x_i$$

El periodo no amortiguado natural del conjunto estructura-suelo es entonces:

$$T = T_0 \sqrt{1 + k/k_s + kh^2/k_s} \quad (33)$$

El efecto principal de la interacción inercial es por tanto de alargar el periodo natural del sistema. Un segundo efecto es la alteración del amortiguamiento (en general un incremento).

b) Influencia de la profundidad de desplante

La mayor parte de las cimentaciones se encuentran enterradas y se sabe que los movimientos del suelo varían con la profundidad. Romo y Hernandez (1989 y 1990) han evaluado los efectos de interacción asociados a la profundidad de desplante de cimentaciones sobre cajón. Se supuso que el espectro de respuesta de los movimientos de la superficie del suelo corresponde al especificado por el Reglamento de Construcciones para el Distrito Federal, identificado en la Fig 5 por el símbolo CL (campo libre). Recurriendo al método de análisis por el elemento finito ya descrito, se calcularon los movimientos sísmicos a diferentes profundidades, obteniéndose los espectros graficados en la Fig 5. Puede observarse que la atenuación del movimiento es notable para profundidades de aproximadamente 10 a 15 m, especialmente para frecuencias mayores de 0.6 Hz. Este resultado tiene implicaciones prácticas importantes ya que en principio bastaría con desplantar la cimentación a cierta profundidad para disminuir la intensidad de la excitación dinámica actuante sobre la estructura, siempre que se use una cimentación suficientemente rígida para que no se amplifiquen los movimientos entre el desplante y la superficie.

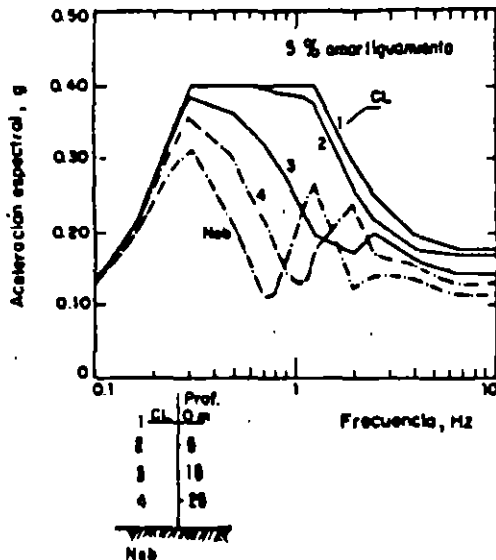


Fig 5. Variación de la aceleración espectral con la profundidad (Romo, 1990)

c) Influencia del tipo de cimentación

Para evaluar el efecto de la rigidez de la cimentación sobre los movimientos sísmicos en la base de la estructura (al nivel del terreno), en la misma referencia se analizó la respuesta de un edificio (con frecuencia natural) de 1.0 Hz por el método del elemento finito. Se consideraron dos tipos de cimentaciones: una con cajón a 2.5 m de profundidad y pilotes de fricción de 23 m de profundidad, y otra a base de cajón rígido de 14 m de profundidad. Las dos cimentaciones presentan el mismo factor de seguridad contra falla por carga estática. El depósito de suelo tiene 30 m de espesor y una velocidad de onda de corte media de 52 m/s. Como sismo de control (movimiento en la base del depósito de suelo en campo libre) se consideró el espectro medio de las componentes horizontales de los movimientos sísmicos registrados en Ciudad Universitaria durante el sismo de 1985. En la Fig 6, se compara el espectro de aceleraciones de campo libre con los espectros de las respuestas calculadas en ambos sistemas suelo-estructura al nivel de la superficie, debajo de la estructura (Punto A). Estos espectros comúnmente se denominan como espectros de piso y tienen incluido el efecto de las características del suelo, de las propiedades dinámicas del suelo, de la interacción suelo-cimentación y de la estructura en sí. Por tanto son una representación fiel de la excitación a la que está sometida la estructura.

La Fig 6 muestra que la frecuencia dominante del depósito de suelo (0.43 Hz) no se modifica por la presencia de la estructura independientemente del tipo de cimentación y la amplitud espectral correspondiente sólo se atenúa en 5 % para la cimentación a base de pilotes de fricción

y en 12 % para el caso del cajón rígido.

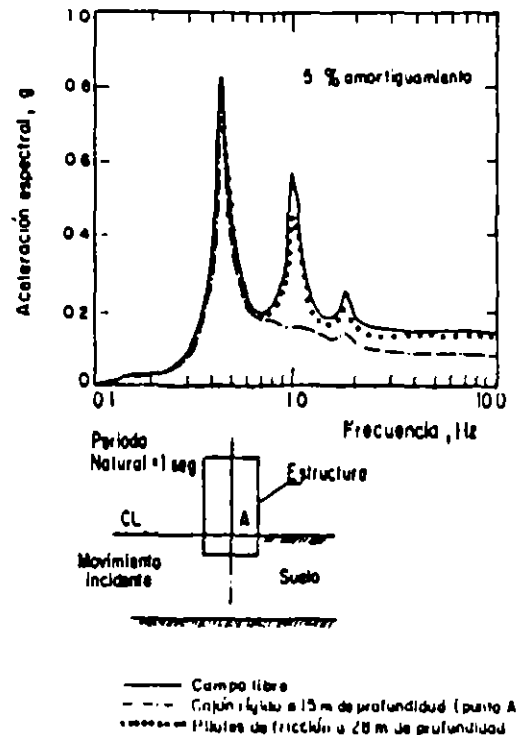


Fig 6. Efecto del tipo de cimentación sobre el espectro de respuesta de piso (Romo, 1990)

Esto indica que la interacción suelo-estructura es despreciable para frecuencias bajas y que para depósitos de suelo blando, la frecuencia predominante de estos no se altera por la presencia de alguna estructura. Sin embargo, para frecuencias mayores, el efecto de la cimentación rígida es significativo y, en particular para la frecuencia natural de la estructura (1 Hz), el pico del espectro de campo libre se atenúa completamente. Por otra parte, el efecto de la cimentación flexible (cajón somero y pilotes de fricción) es despreciable. Estos resultados e investigaciones más recientes muestran que la interacción entre suelo y cimentación puede afectar significativamente la intensidad de los movimientos en la base de la estructura. Por consiguiente, si se diseñan cimentaciones acordes con los requerimientos del suelo y el medio ambiente sísmico particulares, es factible disminuir los costos de las estructuras sin incrementar el riesgo.

Para estudiar el problema de la interacción entre estructuras vecinas, es posible utilizar el mismo tipo de enfoque. Estudios preliminares parecen indicar que la interacción estructura-suelo-estructura conduce a una atenuación adicional de los movimientos de la base de las construcciones.

3.4 Consideraciones de confiabilidad

El diseño de cimentaciones en suelos blandos como los de la ciudad de México debe basarse en estimaciones precisas de las acciones a las cuales la estructura se encontrará sometida en condiciones estáticas y dinámicas. Como ya se señaló, el comportamiento sísmico indeseable de cimentaciones puede frecuentemente asociarse con la sobrecarga local o general del subsuelo en condiciones estáticas. Lo anterior puede atribuirse en ciertos casos a errores de diseño, pero también a la incertidumbre natural sobre las cargas, a cambios en el uso del edificio, a la inundación de los sótanos, etc. La incertidumbre sobre las cargas sísmicas es todavía mayor, ya que el espectro de diseño se basa generalmente en una información estadística limitada sobre las características de los sismos que se han presentado en el área.

Parece por tanto necesario realizar un estudio de confiabilidad de cualquier diseño de cimentación en este tipo de suelo. Lo anterior puede consistir en un simple estudio de sensibilidad de las previsiones de comportamiento a cambios en las hipótesis de diseño. Sin embargo, es preferible recurrir a un planteamiento formal siguiendo los conceptos de la teoría de la confiabilidad. Puede usarse en particular el concepto de probabilidad de falla, considerando tanto la capacidad del suelo C como la sollicitación D como variables aleatorias. La probabilidad de falla (o de deformación excesiva) se escribe:

$$P \text{ [falla]} = P [C < D] = \int_0^{\infty} \int_0^d f_c(c) f_D(d) \delta c \delta d \quad (34)$$

donde $f_c(c)$ y $f_D(d)$ son, respectivamente, las densidades de probabilidad de la capacidad y de la sollicitación. El complemento a la unidad de la probabilidad de falla se conoce como confiabilidad.

Cálculos basados en la ecuación anterior (Auvinet y Boone, 1961), muestran que, en ciertas condiciones, las cimentaciones superficiales, compensadas o sobre pilotes de fricción en la zona lacustre de la ciudad de México pueden presentar una muy baja confiabilidad.

En el caso de construcciones pesadas con grandes dimensiones en planta es fácil mostrar que si se toman en cuenta las incertidumbres normales existentes respecto a las cargas de diseño estáticas, la probabilidad de que se excedan los estados límites de servicio resulta alta. Las construcciones presentan entonces asentamientos y desplomes que las debilitan frente a las acciones sísmicas.

En la misma forma, se muestra que los edificios existentes presentan una baja

confiabilidad frente a las incertidumbres relacionadas con las cargas sísmicas debido a la importancia relativa que toman estas cargas en este caso y a la escasa reserva de capacidad de carga disponible al nivel de la cimentación.

4. DISEÑO Y VERIFICACIÓN SÍSMICA DE CIMENTACIONES

4.1 El proceso de diseño

El diseño de una cimentación para condiciones sísmicas es inseparable del diseño estático. Se mostró en la primera parte de este trabajo que la mayor parte de las cimentaciones que sufrieron daños importantes durante el sismo de 1985, presentaban ya ciertos problemas en condiciones estáticas. Ambos aspectos deben ser evaluados cuidadosamente siguiendo el proceso de análisis, diseño y verificación que se presenta en forma esquemática en la Fig 7. El proceso empieza con la definición cuidadosa de las características geométricas del proyecto, de las cargas previsible y del entorno en el que se construirá. Sigue la etapa de investigación del subsuelo tomando en cuenta la zonificación geotécnica del área. A partir de los resultados obtenidos, es entonces posible elegir el tipo de cimentación y llegar a un dimensionamiento preliminar. Un análisis del comportamiento de la solución considerada permite entonces evaluar la validez de la solución considerada. Eventualmente se llega a un diseño satisfactorio, el cual debe entonces someterse a la verificación prevista por el reglamento de construcciones. Si el proyecto pasa este filtro, el diseño puede considerarse como definitivo. La verificación del comportamiento mediante instrumentación es recomendable para todas las construcciones de alguna importancia.

4.2 Investigación del subsuelo

4.2.1 Criterios generales

La exploración del subsuelo para fines de diseño sísmico de una cimentación no implica esfuerzos adicionales considerables respecto a los requeridos para el diseño estático. Ya existen algunas correlaciones que permiten relacionar propiedades índices y propiedades dinámicas (3.1.1). Sin embargo, es deseable que se generalice la práctica de verificar los parámetros obtenidos a través de estas correlaciones mediante un número limitado de pruebas dinámicas sobre especímenes inalterados. Las determinaciones de campo de la velocidad de transmisión de onda pueden complementarse en forma muy útil los estudios de laboratorio y de campo tradicionales.

4.2.2 Zonificación e investigación del subsuelo de acuerdo con el Reglamento de Construcciones para el D.F. y las Normas Técnicas Complementarias para el diseño y construcción de cimentaciones (NTDCCC)

El Reglamento vigente (1987) conserva la tradicional zonificación del Distrito Federal en tres zonas desde el punto de vista de la Geotecnia (Marsal, 1957): I (lomas), II (transición), III (lacustre). Los requisitos a seguir para la exploración del subsuelo se definen en las NTCDC. Las exploraciones mínimas a realizar dependen de la zona geotécnica a la que pertenece el predio y de las características de la obra (profundidad de excavación, presión transmitida al suelo y perímetro).

DISEÑO DE CIMENTACIONES

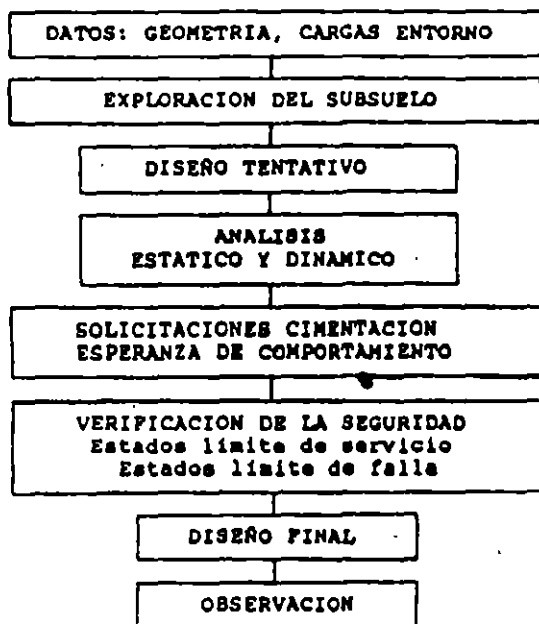


Fig 7. Proceso de diseño de una cimentación

4.3 Selección del tipo de cimentación

La selección del tipo de cimentación, generalmente entre las diversas soluciones presentadas en la Fig 1, debe considerar un gran número de factores entre los que destacan, además de los imperativos tradicionales de estabilidad, la interferencia con el hundimiento regional y la interacción con las construcciones vecinas y los servicios públicos.

Es conveniente tomar muy en cuenta las consideraciones de confiabilidad señaladas en 3.4 al escoger el tipo de cimentación.

La solución de la compensación, por ejemplo, debe usarse con criterio y sentido común. Esta solución se ha llamado en ocasiones "cimentación flotante". Podría ser útil tener presente esta analogía y recordar que en la construcción de barcos resulta esencial que el centro de gravedad de la nave se encuentre localizado debajo del centro de gravedad del agua desplazada para

que el conjunto resulte autoestable (que se enderece solo si alguna perturbación lo inclina). Si bien en el caso de las cimentaciones compensadas en las arcillas del valle se cuenta con un momento resistente de empotramiento en el suelo apreciable que hace no indispensable el respeto estricto de la regla anterior, resulta de todos modos evidente que esta solución no es la más adecuada para estructuras esbeltas.

La solución más controvertida entre las disponibles es probablemente la de pilotes de fricción. Buscando clarificar las posibilidades de aplicación de esta técnica, Auvinet y Mendoza (1987) distinguen dos tipos de diseño de cimentaciones con pilotes de fricción:

Tipo I : Diseño en términos de capacidad de carga

El número y las dimensiones de los pilotes se escogen de tal forma que estos sean por sí solos capaces de soportar la carga de la construcción en condiciones estáticas y sísmicas con un factor de seguridad amplio, generalmente mayor que 1.5. Los pilotes trabajan en las condiciones indicadas en la Fig 8.a. La posición del nivel neutro puede determinarse a partir de la siguiente ecuación (Reséndiz y Auvinet, 1973):

$$W + FN = FP + C_p + U \quad (35)$$

donde

- W = Peso de la construcción
- U = Subpresión actuante sobre la subestructura (en su caso)
- C_p = Capacidad de carga por punta de los pilotes
- FN = Fricción negativa sobre la subestructura y la parte superior de los pilotes
- FP = Fricción positiva sobre la parte inferior de los pilotes

Cuando el nivel neutro se encuentra en posición baja (número grande de pilotes o alta resistencia de los estratos inferiores). La fricción negativa induce compresiones parásitas en los pilotes. Además, con el tiempo, es teóricamente posible que la cabeza de los pilotes emerja progresivamente por consolidación del suelo localizado entre la superficie y el nivel neutro. En general, sin embargo, este peligro resulta remoto y en ninguna forma comparable al que se presenta para pilotes de punta.

Con este primer tipo de diseño, las cargas debidas a sismo deben ser absorbidas por los propios pilotes. Los momentos de volteo inducen cargas verticales sobre los pilotes que suelen calcularse por la regla de la escuadría.

Tipo II: Diseño en términos de deformaciones

En este caso, los pilotes se utilizan simplemente como complemento de un sistema de cimentación sobre losa corrida o cajón con objeto de reducir los asentamientos de la construcción. Su capacidad de carga es inferior al peso de la construcción por lo que una parte de este peso se transmite al suelo a través de la losa. Este uso de los pilotes corresponde al concepto de "pilotes de fluencia", también usado en Suecia (Hansbo, 1984). Los pilotes están sometidos exclusivamente a fricción positiva (Fig 8b), por lo que el nivel neutro se encuentra a la profundidad de desplante de la losa de cimentación. La ecuación de equilibrio es:

$$W = QL + FP + C_p + U \quad (36)$$

donde

QL = Fuerza debida a la presión de contacto efectiva entre losa y suelo (la fricción negativa actuando sobre la subestructura puede en este caso despreciarse tomando en cuenta que la parte superior del estrato se encuentra poco afectada por la consolidación regional).

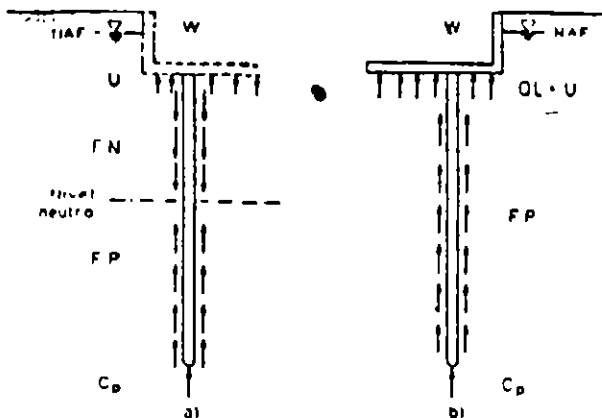


Fig 8. Solicitaciones sobre pilotes de fricción hincados en un estrato en proceso de consolidación

Esta solución es económica, evita los problemas de fricción negativa y de emersión y permite aprovechar el efecto de compensación. Sin embargo, es muy sensible a errores de estimación de cargas, a las excentricidades de las mismas y a las variaciones que puedan presentar durante la vida útil de la construcción (pérdida de subpresión por inundación, cambio de uso del edificio, etc.). En efecto, dado que los pilotes trabajan al límite de su capacidad, cualquier incremento de cargas respecto a las de diseño debe ser absorbido por el suelo en contacto con la losa, con las deformaciones y problemas de estabilidad consecuentes. Además, los pilotes que trabajan al límite son particularmente susceptibles de presentar degradación de

adherencia pilote-suelo bajo carga cíclica (3.1.5).

Al usar pilotes de fricción, es conveniente que se defina claramente su función y el tipo de diseño al que corresponde la solución adoptada. No resulta racional, como se ha hecho en el pasado, "tomar una parte de la carga por compensación y el resto con pilotes de fricción". Seguir ciegamente este criterio puede llevar a diseños con factores de seguridad muy variables.

4.4 Principios constructivos básicos

La experiencia derivada de diversos sismos ha permitido llegar a principios empíricos que deben tomarse muy en cuenta en la concepción de cimentaciones sometidas a solicitaciones sísmicas. (Corte, 1986; Despeyroux, 1985; Reglas PS86). Pueden en particular mencionarse los siguientes:

- . En el diseño de la cimentación, es necesario buscar simetría, regularidad y distribución uniforme de cargas
- . Es recomendable evitar sistemas mixtos de cimentación (combinaciones de diferentes tipos de cimentación)
- . Las zapatas deben ligarse mediante contratraves que aseguren su trabajo de conjunto y contribuyan a disminuir las deformaciones locales
- . Los pilotes y las pilas deben asimismo estar unidos mediante una red bidimensional de contratraves
- . La unión entre cimentación y estructura debe hacerse mediante elementos capaces de soportar la fuerza de cortante horizontal y eventualmente los de tracción vertical transmitidos por la estructura, salvo que se disponga de un mejor criterio, estos elementos deben poder resistir un esfuerzo de tracción vertical al menos igual a 10% de la mayor carga vertical de compresión recibida.
- . La parte superior de los pilotes (en una altura por lo menos igual a 2.5 veces su diámetro) debe considerarse como crítica y reforzarse con un porcentaje de acero transversal mayor que 0.6% para suelos blandos. La separación de estribos no debe ser mayor de 10 cm
- . También deben considerarse como críticos y reforzarse en consecuencia las zonas en las que los pilotes pasan de una capa de suelo a otra de diferente rigidez.

4.4 Definición de las solicitaciones sísmicas para el análisis y diseño sísmico de cimentaciones

4.4.1 Bases para la definición de las acciones sísmicas

Los resultados de análisis de amplificación a través de la capa blanda con modelos unidimensionales muestran que ya se cuenta con elementos para definir en cada sitio de la zona leucostre de la ciudad de México un espectro de diseño que tome en

cuenta las características específicas de la estratigrafía en el sitio. Esta tendencia ya se empieza a reflejar en el Reglamento de Construcciones para el D.F..

4.4.2 Definición de las acciones sísmicas de acuerdo con el Reglamento de Construcciones para el D.F.

a) Estimación de las acciones sísmicas

Los coeficientes sísmicos y espectros de aceleraciones para diseño sísmico se definen en el propio Reglamento (Título Sexto, Cap. VI) y en las Normas Técnicas Complementarias para Diseño Sísmico (NTCDS). Estas normas señalan asimismo los métodos de análisis aceptables para diferentes tipos de estructura (simplificado, estático, dinámico) y los factores de comportamiento sísmico y de reducción de fuerzas sísmicas que pueden usarse de acuerdo con las características de la construcción y el método de análisis adoptado.

Una innovación importante del Reglamento de 1987 es la introducción explícita de la interacción suelo-estructura en las NTCDS. En unos apéndices a dichas normas (A4 y A7) se sugieren elementos para cuantificar los efectos de interacción en términos de un incremento en el periodo fundamental de vibración del edificio y mediante una corrección del coeficiente sísmico y de los periodos que marcan los quiebres en los espectros de diseño. Las bases para estas disposiciones se analizan en una publicación de Rosenblueth y Reséndiz (1988). La modelación de la cimentación implícita en dichas disposiciones es básicamente la descrita en el inciso 3.3.2.a. García Ranz (1988) evaluó para distintos tipos de edificios las implicaciones de estas consideraciones. Tomar en cuenta la interacción suelo-estructura de acuerdo con las normas parece tener como efectos principales un incremento importante de los desplazamientos laterales de los edificios desplantados en la zona III, y aumentos o decrementos muy significativos de los momentos de volteo y fuerzas de cortante para edificios de periodo natural largo ($T=2.5$ s) y corto ($T=0.5$ s) respectivamente. Desde el punto de vista estructural, destaca la aparición de efectos P-delta importantes en la zona III.

b) Combinación de las acciones sísmicas con cargas de otro tipo

El Reglamento preve que las acciones accidentales (sismo o viento pero no los dos simultáneamente) deben sumarse a las acciones permanentes más acciones variables con intensidad instantánea. Con esta combinación se revisan los estados límite de falla y los estados límite de servicio asociados a deformaciones transitorias y permanentes del suelo bajo carga accidental. Entre las acciones debidas a sismo, debe incluirse la fuerza de inercia horizontal que obra en el volumen de suelo que se halla

bajo los cimientos y que potencialmente se desplazaría al fallar el suelo en cortante, estando dicho volumen sujeto a una aceleración horizontal igual a $c/4$ veces la aceleración de la gravedad, donde c es el coeficiente sísmico (inciso 8.9, NTCDS, véase 4.7.4).

Se ha propuesto agregar a lo anterior en forma explícita la obligación de calcular y tomar en cuenta en el diseño la fuerza cortante en la base de la estructura y los momentos de volteo debidos tanto a excentricidad de cargas verticales respecto al centroide del área de cimentación como a solicitaciones horizontales.

c) Factores de carga y de resistencia

Los factores de carga que deben aplicarse a las acciones para el diseño de cimentaciones son los indicados en el artículo 194, Cap III del Reglamento. Para estados límite de servicio el factor de carga es unitario en todas las acciones. Para estados límite de falla se aplican factores de carga de 1.1 a la fricción negativa, al peso propio del suelo, a los empujes laterales de éste y a la aceleración de las masas de suelo deslizantes bajo acción sísmica. Los factores de resistencia relativos a la capacidad de carga cimentaciones son los siguientes para los estados límite de falla:

1. 0.35 para la capacidad de carga en la base de zapatas de cualquier tipo en la zona I, zapatas de colindancia desplantadas a menos de 5 m de profundidad en las zonas II y III y de los pilotes y pilas apoyadas en un estrato resistente.

2. $0.7(1-s/2)$, en que s es la relación entre los máximos de la solicitación sísmica y la solicitación total que actúan sobre el pilote, ante la combinación de acciones que incluya las solicitaciones sísmicas

3. 0.7 para los otros casos

Los factores de resistencia se aplican a la capacidad de carga neta de las cimentaciones.

Las consideraciones de confiabilidad expuestas en 3.4 han llevado a proponer para futuras versiones del reglamento que la revisión de los estados límite de servicio se realice aplicando a las cargas un factor de 1.1 en vez de la unidad. Asimismo se ha propuesto tomar en cuenta los resultados de investigaciones recientes sobre interacción pilote-suelo sustituyendo el factor $0.7(1-s/2)$ por $0.7(1-s/5)$

4.6 Estados límites de servicio para condiciones sísmicas

4.6.1 Bases para la estimación de deformaciones transitorias y permanentes

Los modelos de interacción

suelo-estructura ya discutidos permiten estimar las deformaciones transitorias del suelo bajo sollicitaciones sismicas. La evaluacion de las deformaciones permanentes presenta mayores dificultades. Existen diferentes formas de abordar este problema:

- Incorporar en el modelo de interaccion suelo-estructura una ley de comportamiento elastoplastica que describa la acumulacion de deformaciones no recuperables. Los esfuerzos en esta direccion han sido hasta la fecha limitados y parece estar lejos todavia la posibilidad de llegar a modelaciones satisfactorias.

- Obtener la historia de esfuerzos ciclicos en el medio con un enfoque mas tradicional (modelo elastico o visco-elastico lineal equivalente) y asociar a esta historia unas deformaciones permanentes estimadas con base en los resultados de pruebas de laboratorio. Este enfoque no es riguroso pero tiene antecedentes en mecanica de suelos (calculos de asentamientos por consolidacion basados en esfuerzos estimados a partir de la teoria de la elasticidad). Los calculos de deformaciones permanentes presentados por Jaime et al (1987) en el caso de un edificio afectado por el sismo de 1985 se realizaron de acuerdo con un enfoque de este tipo.

4.6.2 Estimación de deformaciones transitorias y permanentes de acuerdo con el Reglamento de Construcciones para el D.F.

El Reglamento pide que se calcule el desplazamiento horizontal y el giro transitorio de la cimentación bajo las fuerzas cortantes y el momento de volteo sísmico cuando proceda (Artículo 203 del Reglamento). Se señala además que la magnitud de las deformaciones permanentes que pueden presentarse bajo cargas accidentales ciclicas podrá estimarse a partir de los resultados de pruebas de laboratorio representativas del fenómeno, sin que se recomiende ningún procedimiento específico.

4.7 Estados limites de falla para condiciones-sismicas

4.7.1 Capacidad de carga dinámica

La capacidad de carga en condiciones dinámicas es un problema que, a la fecha, no ha sido estudiado en forma satisfactoria, ni para cimentaciones superficiales ni para cimentaciones profundas. Lo anterior obliga a recurrir a un método mixto que consiste en comparar las sollicitaciones máximas, frecuentemente calculadas suponiendo un comportamiento elástico o viscoelástico del suelo, con la resistencia del mismo estimada mediante fórmulas establecidas para condiciones estáticas. Tomando en cuenta que usualmente el efecto del sismo sobre la cimentación se considera equivalente a un momento de volteo y a una fuerza cortante horizontal, se toma en cuenta en la

estimación de la capacidad de carga la excentricidad y la inclinación de la resultante de estas acciones.

Al proceder en esta forma, se desprecian dos factores fundamentales:

- No se toma en cuenta el aumento de resistencia del suelo bajo carga dinámica (3.1.6) o su disminución bajo carga ciclica de larga duración (3.1.4).

- Se ignora que el estado de esfuerzos creado en el suelo por el paso de las ondas sísmicas moviliza ya una parte importante de la resistencia del mismo.

Debe existir además la conciencia de que existen dos situaciones extremas en las que es necesaria la revisión de estabilidad:

- las condiciones de carga dinámicas máximas, en las que se cuenta con un aumento de capacidad de carga por efecto dinámico (3.1.6)

- las condiciones estáticas prevalecientes inmediatamente después del sismo o en las últimas etapas del mismo, cuando la reducción de capacidad de carga por acumulación de presiones de poro en el suelo es máxima (3.1.4). Estas condiciones pueden ser mas criticas que las anteriores ya que se deja de contar con el efecto dinámico.

Se ha analizado en forma teórica el desarrollo de presiones de poro en el suelo bajo el efecto combinado de ondas sísmicas y cargas ciclicas atribuibles a la construcción (Zeevaert, 1988). Sin embargo, puede pensarse que las presiones de poro que tienen influencia en la estabilidad no son las presiones de poro transitorias predichas por la teoría de los medios porifásicos, sino las acumuladas por degradación progresiva de la estructura del suelo en la cercanía de la falla que se observan en pruebas ciclicas en el laboratorio (3.1.2). Para analizar este tipo de fenómeno puede procederse en forma análoga a la ya comentada para deformaciones permanentes, es decir ~~obtener primero la historia de cargas~~ ~~del suelo en el medio con un modelo~~ simple y asociar a esta historia las presiones de poro medidas en condiciones análogas en el laboratorio. Conocida en forma aproximada la distribución de presiones de poro en el medio, puede realizarse un análisis de estabilidad en términos de esfuerzos efectivos por los métodos tradicionales de análisis límite.

Estos últimos conceptos no han sido introducidos todavía en la reglamentación vigente.

4.7.3 Revisión de la capacidad de carga en condiciones sísmicas de acuerdo con el RCDP

Las principales disposiciones de las NTCDCC son las siguientes:

a) Para cimentaciones someras desplantadas en suelos sensiblemente homogéneos, se verifica el cumplimiento de las desigualdades siguientes para las distintas combinaciones posibles de acciones verticales.

Para cimentaciones desplantadas en suelos cohesivos:

$$\sum Q F_c / A < c_u N_c F_n + P_v \quad (37)$$

Para cimentaciones desplantadas en suelos friccionarios:

$$\sum Q F_c / A < [\bar{p}_v (N_q - 1) + \gamma B N_\gamma / 2] F_n + P_v \quad (38)$$

donde

$\sum Q F_c$ = suma de las acciones verticales a tomar en cuenta en la combinación considerada, afectada por su respectivo factor de carga

A = área del cimiento, m²

P_v = presión vertical total a la profundidad de desplante por peso propio del suelo, t/m²

\bar{p}_v = presión vertical efectiva a la misma profundidad, t/m²

γ = peso volumétrico del suelo, t/m³

c_u = cohesión aparente, t/m², determinada en ensaye triaxial UU

B = ancho de la cimentación, m

N_c = coeficiente de capacidad de carga dado por:

$$N_c = 5.14(1 + 0.25 D_p/B + 0.25 B/L),$$

para $D_p/B < 2$ y $B/L < 1$, donde D_p es la profundidad de desplante en m; en caso de que D_p/B y B/L no cumplan con las desigualdades anteriores, dichas relaciones se consideran iguales a 2 y a 1 respectivamente.

N_q = coeficiente de capacidad de carga dado por: $N_q = \exp[\pi \tan \phi] \tan^2(45^\circ + \phi/2)$

donde ϕ es el ángulo de fricción interna del material, que se define más adelante. El coeficiente N_q se multiplica por $1 + (B/L) \tan \phi$ para cimientos rectangulares y por $1 + \tan \phi$ para zapatas circulares o cuadradas.

N_γ = coeficiente de capacidad de carga dado por: $N_\gamma = 2(N_q + 1) \tan \phi$

El coeficiente N_γ se multiplica por 1 -

0.4(B/L) para cimientos rectangulares y por 0.6 para cimientos circulares o cuadrados.

F_n = Factor de resistencia especificado en las normas.

El parámetro ϕ está dado por:

$$\phi = \text{Ang tan}(a \tan \phi^*)$$

donde ϕ^* es el ángulo con la horizontal de la envolvente de los círculos de Mohr a la falla en la prueba de resistencia que se considera más representativa del comportamiento del suelo en las condiciones de trabajo.

Para suelos arenosos con capacidad relativa menor de 70%, el coeficiente a es igual a 0.67. En cualquier otro caso, es igual a 1.

En el caso de combinaciones de carga (en particular las que incluyen solicitaciones sísmicas) que den lugar a resultantes excéntricas actuando en una distancia e del eje longitudinal del cimiento, el ancho efectivo del cimiento debe considerarse igual a:

$$B' = B - 2e \quad (39)$$

Un criterio análogo se aplica en la dirección longitudinal del cimiento para tomar en cuenta la excentricidad respectiva.

Se ha propuesto agregar a lo anterior que, para tomar en cuenta, en su caso, la fuerza de cortante por sismo al nivel de la cimentación se multipliquen los coeficientes N_q y N_γ de las ecs 37 y 38 por $(1 - \tan \delta)^2$, donde δ es la inclinación de la resultante de las acciones respecto a la vertical.

Las normas señalan por otra parte que, cuando el diseño considere absorber fuerzas horizontales por contacto lateral entre subestructura y suelo, la resistencia del suelo considerada no debe ser superior al empuje pasivo afectado de un factor de resistencia de 0.35, siempre que el suelo circundante esté constituido por materiales naturales o por rellenos bien compactados.

b) Cimentaciones con pilotes de fricción

Para comprobar la estabilidad de las cimentaciones con pilotes de fricción, el reglamento pide verificar, para la cimentación en su conjunto, para cada uno de los diversos grupos de pilotes y para cada pilote individual, el cumplimiento de la desigualdad siguiente para las distintas combinaciones de acciones verticales consideradas:

$$\sum Q F_c < R \quad (40)$$

donde

IQ F_v = suma de las acciones verticales a tomar en cuenta en la combinación considerada, afectadas de sus correspondientes factores de carga. Las acciones deben incluir el peso propio de la subestructura y de los pilotes o pilas y el efecto de la fricción negativa que pudiera desarrollarse sobre el fuste de los mismos o sobre su envolvente.

R = capacidad de carga del sistema constituido por pilotes de fricción más losa o zapatas de cimentación, que se considera igual al mayor de los dos valores siguientes:

a) Capacidad de carga del sistema suelo-zapatas o suelo-losa de cimentación, despreciando el efecto de los pilotes. Si éste es el valor que rige, la losa o zapatas y las contratravesas deben diseñarse estructuralmente para soportar las presiones de contacto suelo-zapata o suelo-losa máximas calculadas, más la concentración de carga correspondiente a la capacidad de carga total de cada pilote dada por la ec 41 con $F_R = 1$. En este caso la capacidad de carga suelo-losa o suelo-zapata se calcula como se especifica para cimentaciones someras.

B) Capacidad de carga del sistema suelo-pilotes de fricción, que se considera igual a la suma de las capacidades de carga de punta de los pilotes individuales más el menor de los siguientes valores:

- Suma de las capacidades de adherencia de los pilotes individuales

- Capacidad de adherencia de una pila de geometría igual a la envolvente del conjunto de pilotes.

- Suma de las capacidades de adherencia de los diversos subgrupos de pilotes en que pueda subdividirse la cimentación.

La capacidad de carga por punta de una cimentación de pilotes de fricción siempre se considera igual a la suma de las capacidades de carga individuales por punta de los pilotes calculadas con la ec 41.

En la estimación de la capacidad de carga bajo cargas excéntricas se desprecia la capacidad de carga de los pilotes sometidos a tensión, salvo que se hayan diseñado y construido especialmente para este fin.

La capacidad de carga por adherencia lateral de un pilote de fricción individual bajo esfuerzos de compresión se calcula como:

$$C_f = A_L f F_R \quad (41)$$

donde:

$F_R = 0.7 (1-s/2)$, factor de resistencia

s = relación entre los máximos de la sollicitación sísmica y la sollicitación total que actúan sobre el pilote.

C_f = capacidad por adherencia, t

A_L = área lateral del pilote, m^2

f = adherencia lateral media pilote-suelo, t/m

Para los suelos cohesivos blandos de las zonas II y III la adherencia pilote-suelo se considera igual a la cohesión media del suelo. La cohesión debe determinarse con pruebas triaxiales no consolidadas-no drenadas.

Para calcular la capacidad de adherencia del grupo de pilotes, o de los subgrupos de pilotes en los que se pueda subdividir la cimentación, también es aplicable la ec 41, considerando el grupo o los subgrupos como pilas de diámetro igual al de la envolvente del grupo o subgrupo.

c) Cimentaciones con pilotes de punta o pilas

Se verifica el cumplimiento de la desigualdad 40, siendo R la suma de las capacidades de carga individuales o de grupos o la global del conjunto de pilotes, cual sea menor.

La capacidad de carga de un pilote de punta o pila se calcula como sigue:

- Para suelos cohesivos:

$$C_p = (c_u N_c^* F_R + p_v) A_p \quad (42)$$

- Para suelos friccionantes:

$$C_p = (\bar{p}_v N_q^* F_R + p_v) A_p \quad (43)$$

donde:

C_p = capacidad por punta, t

A_p = área transversal de la pila o del pilote, m^2

\bar{p}_v = presión vertical efectiva total debida al peso del suelo a la profundidad de desplante de los pilotes, t/m^2

c_u = cohesión aparente, en t/m^2 , determinada en ensaya triaxial UU

N_c^* = coeficiente de capacidad de carga definido en la tabla siguiente:

ϕ_s	0°	5°	10°
N_q	7	9	13

ϕ_s = ángulo de fricción aparente, en grados
 N_q = coeficiente de capacidad de carga definido por:

$$N_q = N_{q1} + L_e (N_{q2} - N_{q1}) / [4B \tan (45^\circ + \phi/2)]$$

cuando $L_e/B \leq 4 \tan (45^\circ + \phi/2)$,

o bien $N_q = N_{q2}$

cuando $L_e/B > 4 \tan (45^\circ + \phi/2)$

ϕ	20°	25°	30°	35°	40°
N_{q2}	12.5	26	55	132	350
N_{q1}	7	11.5	20	39	78

L_e = longitud empotrada del pilote o pila en el estrato resistente, m

B = ancho o diámetro de los pilotes, m

ϕ = ángulo de fricción interna, en grados

F_a = factor de resistencia igual a 0.35

Se ha propuesto agregar a lo anterior la posibilidad de usar como alternativa a las ecuaciones 42 o 43 una expresión basada en la resistencia a la penetración de cono o a la penetración estándar o en resultados de pruebas presiométricas.

En el caso de pilotes o pilas de más de 0.5m de diámetro, la capacidad calculada debe corregirse para tomar en cuenta el efecto de escala en la forma siguiente:

- Para suelos friccionantes, multiplicar la capacidad calculada por el factor:

$$F_{re} = [(B + 0.5)/2B]^2 \quad (44)$$

donde

B = diámetro de la base del pilote o pila en metros (> 0.5m)

n = exponente igual a 1 para suelo suelto, 2 para suelo medianamente denso y 3 para suelo denso

- Para suelos cohesivos firmes fisurados se multiplica por el mismo factor de la ec 44 con exponente $n = 1$. Para pilas coladas en suelos cohesivos del mismo tipo se multiplica por:

$$F_{re} = (B + 1)/(2B + 1) \quad (45)$$

Tomar en cuenta el efecto de escala en la forma anterior conduce a reducciones drásticas de la capacidad de carga que, si bien tienen soporte en evidencias experimentales (Meyerhof, 1983), no parecen justificadas si se considera la experiencia local. Se ha propuesto moderar esta reducción aplicando la ec 45 para todos los tipos de suelos.

La contribución del suelo bajo la losa de la subestructura y de la subpresión a la capacidad de carga de un sistema de cimentación a base de pilotes de punta debe despreciarse en todos los casos.

Para evitar el punzonamiento de la capa de apoyo, se ha propuesto agregar a las normas el criterio indicado a continuación:

Cuando exista un estrato blando debajo de la capa de apoyo de un pilote de punta o pila, deberá verificarse que el espesor h de suelo resistente es suficiente en comparación con el ancho o diámetro B del elemento de cimentación. Se seguirá el criterio siguiente:

- si $h > 3.5 B$ se ignorará el efecto del estrato blando en la capacidad de carga

- si $3.5 B > h > 1.5 B$ se verificará la capacidad de carga del estrato blando suponiendo que el ancho del área cargada es $B+h$

- si $h < 1.5 B$ se procederá en la misma forma considerando un ancho igual a $B(1 + \frac{2}{3}(\frac{h}{B})^2)$

Además de la capacidad de carga vertical, el Reglamento pide que se revise la capacidad del suelo para resistir los esfuerzos inducidos por los pilotes sometidos a fuerzas horizontales, así como la capacidad estructural de los pilotes para transmitir dichas solicitaciones horizontales.

El Reglamento no recomienda ningún método específico para llevar a cabo estas revisiones. La capacidad de carga horizontal, estimada por ejemplo con el criterio de Broms (1964), resulta generalmente alta y por tanto no crítica. Para la verificación de la capacidad estructural de los pilotes ante cargas laterales ha sido usual recurrir a los planteamientos de Reese (1975), aun cuando dichos planteamientos no fueron realmente desarrollados para condiciones de carga sísmicas.

d) Cimentaciones especiales

Cuando se pretenda utilizar dispositivos especiales de cimentación el Reglamento provee que debe solicitarse la aprobación expresa del Departamento del Distrito Federal. Para ello deben

presentarse los resultados de los estudios y ensayos a que se hayan sometido dichos dispositivos. Los sistemas propuestos deben proporcionar una seguridad equivalente a la de las cimentaciones tradicionales calculadas de acuerdo con las normas, en particular ante sollicitaciones sísmicas.

4.7.4 Inclusión de las fuerzas de inercia

Como ya se mencionó, se ha propuesto (Rosenbluath, 1985; Cordary, 1987) y el Reglamento exige (inciso 8.9, NTCDS) incluir entre las acciones a considerar para la evaluación de los mecanismos de falla de cimentaciones, una fuerza horizontal de inercia actuante sobre la masa de suelo potencialmente deslizando debajo de la cimentación. Si se considera una superficie de falla circular, la verificación de la estabilidad puede entonces consistir, para cimentaciones superficiales o compensadas en asegurarse que la condición siguiente se encuentra satisfecha:

$$F_c W_c - W_o \leq q_1 A_n F_n \left(1 - \frac{0.097 F_a b \gamma}{F_c g} \right) \quad (46)$$

donde

- F_c = Factor de carga (1.1 para el RCDF)
- F_n = Factor de resistencia (0.7, RCDF)
- W_c = Peso total de la construcción
- W_o = Peso de suelo excavado para construir la cimentación
- A_n = Superficie de la cimentación, a cuyo ancho, d , se resta $2e$, donde e es la excentricidad de carga debida al momento de volteo en la dirección de análisis
- q_1 = Presión de contacto neta de falla bajo carga vertical
- a_0 = Aceleración máxima del terreno
- b = Min (d , $1.2 h$, $20 m$)
- h = Profundidad desde la cimentación hasta la capa dura
- c = Cohesión media desde la profundidad de desplante hasta esta misma profundidad + b
- γ = ~~Peso volumétrico medio en el mismo intervalo de profundidades~~

Los cálculos muestran que, para condiciones típicas de la Zona III de la ciudad de México, el cumplimiento con esta desigualdad conduce a una reducción de menos de 10 % de la capacidad de carga útil. Esta reducción queda por tanto ampliamente compensada por el incremento en la resistencia no drenada que se presenta para condiciones de carga dinámicas (3.1.6).

5. REFERENCIAS Y BIBLIOGRAFÍA

Aubry, D., 1986, "Sur une approche intégrée de l'interaction sismique linéaire sol-structure", Comptes-Rendus, Journées d'étude commune comité Français de

Mécanique des Sols-Association Française de Génie Parasismique: "Fondations, Propriétés des sols et Impératifs sismiques", Saint-Rémy-les-Chevreuse, France

Auvinet, G. y Mendoza, M. J., 1986, "Comportamiento de diversos tipos de cimentación en la zona lacustre de la Ciudad de México durante el sismo del 19 de septiembre de 1985", Memoria, Simposio: "Los Sismos de 1985: Casos de Mecánica de Suelos", Sociedad Mexicana de Mecánica de Suelos, México.

Auvinet, G. y Mendoza, M. J., 1987, "Consideraciones respecto al diseño de cimentaciones sobre pilotes de fricción en zonas sísmicas", Memoria, VII Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica, p C-239, Querétaro, México.

Auvinet, G. and Rossa, O., 1991, "Reliability of foundations on soft soils", pendiente de publicación, CERRA-ICASP6, México, Junio

Aviles, J. y García Ranz, F., 1990, "Rigideces dinámicas para el problema de interacción suelo-estructura", V Seminario IMP-IE-ININ, Cuernavaca, México, 16 de mayo

Bea, R. G., 1987, "Dynamic Response of Piles in Offshore Platforms", Dynamic Response of Piles Foundations: Analytical Aspects, ASCE National Convention, Hollywood Fl, pp 80-109.

Broms, B., 1964, "Lateral resistance of piles in cohesive soils", Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, Vol. 90, No SM2, New York

Clough and Penzien, 1975, "Dynamics of structures", Mc Gray Hill, New York

Castillo, J.L. "Pruebas de laboratorio para la determinación de las propiedades dinámicas de los suelos", tesis de maestría, División de Estudios de Posgrado, Facultad de Ingeniería, UNAM, México.

Córdoba C., G., 1986, "Comportamiento de la arcilla de la ciudad de México ante cargas cíclicas", tesis de maestría, División de Estudios de Posgrado, Facultad de Ingeniería, UNAM, México.

Cordary, D. and Nancey, A., 1987, "Charge limite des fondations soumises a des sollicitations sismiques", Comptes-Rendus, Quatrième congrès International Franco-Polonais de Mécanique des Sols appliqués, Grenoble, France, pp. 135-148

Corte, J.P. et Isnard, A., 1986, "Dispositions intéressant le sol et les fondations dans les nouvelles règles parasismiques PS86", Comptes-Rendus, Journées communes CFMS-AFPS: Fondations, Propriétés des Sols et Impératifs sismiques", Saint-Rémy-Les-Chevreuse, France

Despeyroux, J., 1985, "La poutre de construction parasismique", Comptes-Rendus, Journées communes CFMS-AFPS: Fondations, Propriétés des Sols et Impératifs sismiques", Saint-Rémy-Les-Chevreuse, France

Despeyroux, J., 1985, "La poutre de construction parasismique", Comptes-Rendus, Journées communes CFMS-AFPS: Fondations, Propriétés des Sols et Impératifs sismiques", Saint-Rémy-Les-Chevreuse, France

Despeyroux, J., 1985, "La poutre de construction parasismique", Comptes-Rendus, Journées communes CFMS-AFPS: Fondations, Propriétés des Sols et Impératifs sismiques", Saint-Rémy-Les-Chevreuse, France

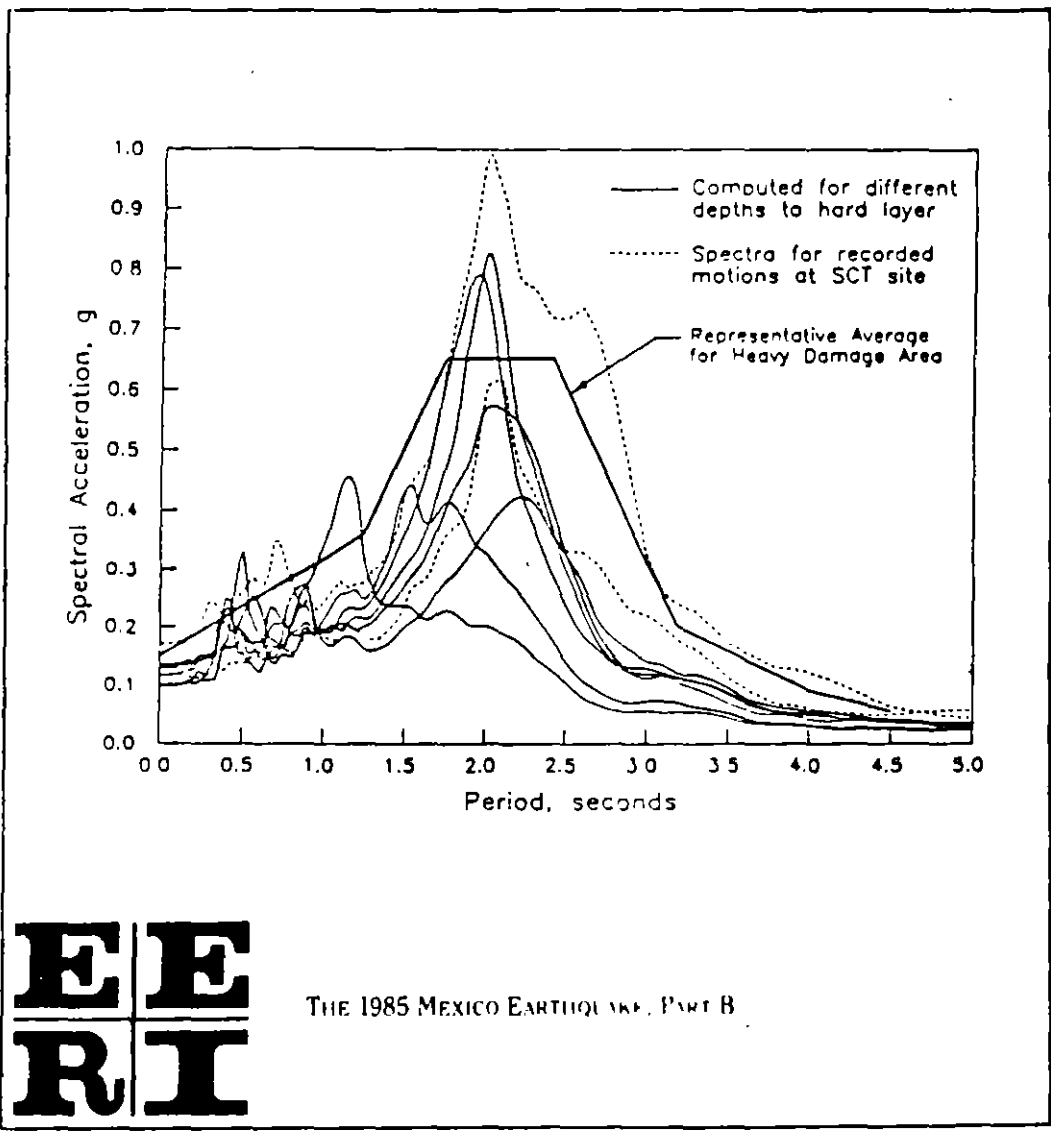
Diaz, A., 1989, "Effects of repeated loading on the strength of Mexico City clay", Proc., 4th Int. Conf. on Soil Dyn. and

- Earth. Eng., Vol Soil Dynamics and Liquefaction, pp. 197-208
- García Ranz, F. et al, 1987, "Respuesta sísmica de edificios considerando la interacción suelo-estructura", Memoria, VII Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica, p C-239, Querétaro, México.
- Gazetas, G., 1983, "Analysis of Machine Foundation Vibrations: State of the art", Journal of Soil Dynamics and Earthquake Engineering, Vol. 2, No 1, pp. 2-42
- Gazetas, G. and Dobry, R., 1984, "Simple radiation damping model for piles and footings", Journal of Engineering Mechanics, ASCE, Vol. 110, No 6, pp. 937-971
- Hansbo, B., 1984, "Foundations on Friction Creep Piles in Soft Clays", Proceedings, International Conference on Case Histories in Geotechnical Engineering", St Louis, Mi., pp. 913-922
- Hernandez H., G., 1989, "Efecto de la profundidad de desplante en la respuesta de las estructuras", tesis de maestría, División de Estudios de Posgrado, Facultad de Ingeniería, UNAM, México.
- Herrera, I. and Rosenblueth, E., 1965, "Earthquake Spectrum Prediction for the Valley of Mexico", Third World Congress of Seismic Engineering, New Zealand
- Hsieh, T.K., 1962, "Foundations vibrations", Proceedings of the Institution of Civil Engineers, vol 22, No 211, England
- Idriss, I.M., et al, 1978, "Non linear behavior of soft clays during cyclic loading", JSMPD, ASCE, Vol 104, SM12, pp. 1427-1447
- Iglesias, J., 1987, "Zonificación Sísmica de la Ciudad de México", Proceedings, VII Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica, pp B-127 a B-141, Querétaro, Mexico
- Jaime, A., 1987 et al. "Seismic induced settlement in a building", VII CPMSIP, Cartagena, Colombia
- Jaime, A. and Romo, M.P., 1988, "The Mexico Earthquake of September 19, 1985 - Correlations Between Dynamic and Static Properties of Mexico City Clay", Earthquake Spectra, Vol 4:4, pp. 787-804
- Jaime, A., 1988, "Características dinámicas de los suelos de la ciudad de México", tesis doctoral, DEPEI, Facultad de Ingeniería, UNAM, México
- Jaime, A. et al, 1990, "Behavior of friction piles in Mexico City Clay", Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, Vol 116, No 6, June
- Kausel, E., 1978, et al, "The Spring method for Embedded Foundations", Nuclear Engineering and Design, Vol 48
- Lamb, E.H., 1904, "On the propagation of tremors over the surface of an elastic solid", Philosophical Transactions of the Royal Society, London Serie A, vol. 203.
- Lysmer, J., 1968, "Vertical motions of rigid footings", Ph.D. Thesis, University of Michigan, Ann Harbor
- Lysmer, et al, 1978, "FLUSH, - A computer program for approximate 3-D Analysis of Soil-Structure Interaction Problems", Report No EERC 78-30, Earthquake Engineering Center, University of California, November
- Marsal, R.J. and Mazari, M., 1957, "El subsuelo de la ciudad de México", 2da ed. (1969), UNAM, México
- Mendoza, M. J. and Prince, J., 1986, "Preliminary Report on the Earthquake of September 19, 1985, and its Effects on Structures and Foundations in Mexico City", Geotechnical News, Vol. 4, No 1, pp 20-29, Vancouver, Canada
- Mendoza, M. and Auvinet, G., 1988, "The Mexico Earthquake of September 19, 1985-Behavior of Building Foundations in Mexico City", Earthquake Spectra, November, Vol. 4:4, pp. 835-853
- Meyerhof, G.G., 1983, "Scale effects on ultimate pile capacity", Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, vol. 109, pp. 797-806
- Ovando, E., Mendoza, M. J. and Romo, M. P., 1988, "Earthquake Induced Settlements in End Bearing Pile Foundations in Mexico City", Earthquake Spectra, November, Vol. 4.4, pp.753-770
- Pecker, A., 1984, "Dynamique des sols", Presses de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, Francia
- Pecker, A., 1986, "Comportement des fondations sous sollicitations sismiques", Compte-Rendus, Journées communes CPMS-AFPS : Fondations Propriétés des Sols et Impératifs sismiques", Saint-Rémy-Les-Chevreus, France
- Pérez García, A., 1988, "Contribution à l'étude de l'endommagement des argiles. Application au calcul des pieux battus", Thèse doctorale, Ecole Centrale de Paris, France
- Pérez Rocha, L.E., 1990, "Respuesta sísmica no lineal de depósitos estratificados de suelos blandos", tesis de maestría, División de Estudios de Posgrado, Facultad de Ingeniería, UNAM, México.
- Reglamento de Construcciones para el Distrito Federal, 6 de Julio de 1987, Gaceta Oficial del D.D.F., México.
- Normas Técnicas Complementarias para el Diseño y Construcción de Cimentaciones, 12 de Noviembre de 1987, Gaceta Oficial del D.D.F., México.
- Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo, 1987, Gaceta Oficial del D.D.F., México.
- Règles PS-1986 (Reglas parasísmicas francesas), Compte-Rendus, Journées communes CPMS-AFPS : Fondations, Propriétés des Sols et Impératifs sismiques", Saint-Rémy-Les-Chevreuse, Francia
- Reséndiz, D. and Auvinet, G., 1973, "Analysis of Pile Foundations in Consolidating Soils", Proc 8th ICOMFE, Vol 3, Moscow, pp 211-218.
- Reséndiz, D. and Rosset, J. M., 1987, "soil-Structure Interaction in Mexico City during the 1985 Earthquakes", Proc of the Int. Conf. on the Mexi Earthquake-1988, Mexico City, ASCE, 193-203.
- Rodríguez Cuevas, N., 1987, "Interacción

- suelo-estructura", Notas, XIII Curso Internacional de Ingeniería Sísmica, DECFI, UNAM, México
- Romo, M.P., Chen, J.H., Lysner, J. and Seed, H. B., 1977, "PLUSH: A Computer Program for Probabilistic Finite Element Analysis of Seismic Soil-Structure Interaction", Report No. UBC/EERC 77-01, University of California, Berkeley
- Romo, M.P. and Seed, H.B., 1986, "Analytical Modelling of Dynamic Soil Response in the Mexico Earthquake of September 19, 1985", Proc. International Conference of the Mexico Earthquakes-1985: Factors Involved and Lessons Learned, pp. 148-162, Mexico
- Romo, M.P. and Jaime, A., 1987, "Metodología para generar espectros de diseño deterministas en campo libre", Memoria, VII Congreso Nacional de Ingeniería sísmica, pp. A-3-A-49, Querétaro, Mexico
- Romo, M.P., 1987, "Espectros de diseño considerando la interacción suelo-estructura", Memoria, VII Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica, pp. A-33-A-49, Querétaro, México
- Romo, M.P., Jaime, A. and Reséndiz, D., 1988, "General Soil Conditions and Clay Properties in the Valley of Mexico", Earthquake Spectra, Vol 4, Num 4.
- Romo, M.P., Ovando, E., Jaime, A. and Hernández, G., 1989, "Local site effects on Mexico City Ground Motions", XII International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Rio de Janeiro, August
- Romo, M.P., et al., 1989, "Cyclic Behavior of Normally Consolidated Mexico City Clay", Instituto de Ingeniería, Research Report/Pr 9501, October
- Romo, M.P., 1990, "Dynamic Properties of Highly Plastic Clays", Simposio "Subsuelo de la Cuenca del valle de México", SMMS, México, Septiembre, (en prensa)
- Romo, M.P. and Auvinet, G., 1990, "Seismic Behavior of foundations in cohesive soft soils", Recent Advances in Earthquake Engineering and Structural Dynamics, V. Davidovici, ed., Paris, France (in press)
- Rosenblueth, E. and Elorduy, 1969, "Características de temblores en la arcilla de la ciudad de México", Volumen Nabor Carrillo, Secretaría de Hacienda y Crédito Público, México
- Rosenblueth, E., 1969, "Teoría del diseño sísmico sobre mantos blandos", Ediciones ICA, Serie B, 14, pp. 3-12, México
- Rosenblueth, E. and Herrera, I., 1964, "On a kind of hysteretic damping", Journal of Engineering Division, ASCE, Vol. 90, No EM4
- Rosenblueth, E., 1985, Comunicación personal; véanse también Normas de emergencia para la construcción en la ciudad de México, 1985
- Rosenblueth, E. y Reséndiz, D., 1988, "Disposiciones reglamentarias de 1987 para tener en cuenta interacción dinámica suelo-estructura", Publicación No 509, Instituto de Ingeniería, UNAM
- Reese, L.C., and Welch, R.C., 1975, "Lateral Loading of Deep Foundations in Stiff Clay", Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, vol 101, NO 101, No GT7, July
- Seed, H.B., and Idriss, I., 1969, "The Influence of Soil Conditions on Ground Motions during Earthquakes", Journal of Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, Vol. 94, No. SM1, pp. 120-137
- Seed, H.B., Ugas, C and Lysmer, J., 1976, "Site-Dependent Spectra for Earthquake-Resistant Design", Report No. EERC 74-12, November
- Seed, H.B., Romo, M.P., Sun, A., Jaime, A. and Lysmer, J., 1987, "Relationships Between Soil Conditions and Earthquake Ground Motions in Mexico City in the Earthquake of September 19, 1985", Report No. UCB/EERC-87/15, October
- Seed, H.B., Romo, M.P., Sun, A., Jaime, A. and Lysmer, J., 1988, "The Mexico Earthquake of September 19, 1985 - Relationships Between Soil Conditions and Earthquake Ground Motions", Earthquake Spectra, November, Vol 4:4, pp. 687-729
- Seed, H. B., 1987, "Influence of Local Soil Conditions on Ground Motions and Building Damage during Earthquake", 8th Nabor Carrillo Lecture, Sociedad Mexicana de Mecánica de Suelos, Mexico
- Walter, J.P., 1985, "Methodes de prise en compte de l'interaction sol-structure", Génie Parasismique, Presses de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, France
- Zeevaert, L., 1972, "Foundation Engineering for Difficult Subsoil Conditions", Van Nostrand Reinhold, New York.
- Zeevaert, L., 1988, "Sismo-Geodinámica de la Superficie del Suelo y cimentación de edificios en la ciudad de México". Editora e Impresora Internacional, S.A. de C.V., México
- Zeevaert, L., 1990, "Design of compensated foundations", Ground Engineer's Reference Book, edited by F.G. Bell, Butterworths, England

EARTHQUAKE SPECTRA

The Professional Journal of the Earthquake Engineering Research Institute



EE
RI

THE 1985 MEXICO EARTHQUAKE. PART B

M. Oulaz et al

10.

The Mexico Earthquake of September 19, 1985— Behavior of Building Foundations in Mexico City

aleatoric
mento para
I. Congreso
s, México,

M.J. Mendoza and G. Auvinet

de diseno
cional de
14

ph (1988)
Spectra,

us efectos
I Simposio
pt. 1980

Mena, and
smic waves
site (CU),

of source
quake and
om group

n Seismic
enblureh,

During the 1985 earthquake, a number of building foundations in the lacustrine soft soil area of Mexico City presented an inadequate performance. Previous high static contact stresses between the foundation and the supporting subsoil precipitated the appearance of plastic deformations of the soil under seismic cyclic stresses, which led to settlements and tilting of the buildings. Foundations of all kinds showed different degrees of vulnerability to the earthquake, but constructions on friction piles sustained the most severe damages. This can be attributed in some cases to non compliance with the accepted design criteria and current regulations. The main factor was however the pronounced dynamic magnification of seismic movements associated to the quasi coincidence between the natural period of some structures with moderate height on friction piles, and the long period of the subsoil motions, which led to large overturning moments and shear forces at the foundation level.

INTRODUCTION

The design and construction of foundations in the lacustrine soft soil area of Mexico City pose difficult geotechnical problems, due to the low shear strength of the thick clayey deposits, their very high compressibility, the regional subsidence of the valley, and the frequent occurrence of strong earthquakes. The seismic intensities and the damages caused by the September 19, 1985 earthquake in different parts of the Valley of Mexico were closely related to the subsoil conditions at each specific site. The maximum horizontal accelerations recorded by the nine digital strong-motion accelerographs under operation in different parts of the city at the time of the earthquake are shown in Fig. 1 (Mena et al, 1986). As in the 1957 and 1979 earthquakes, the Western portion of the lake zone was the most affected. As pointed out by Seed (1986)—this is one of the most conspicuous examples of dynamic amplification of an earthquake by a soft soil deposit. A discussion of the characteristics of the ground motion in different places of the city as well as of the local soil conditions effects has been presented by Pineda and Seed (1987).

Many lessons can be learned from the 1985 earthquake, mainly from the analysis of those building foundations which presented a poor behavior. (I) (GA) Instituto de Ingenieria, UNAM, APDO. 70-472, Coyoacán 04510, México, D. F.

Including total and differential settlements, permanent tilting, structural damages in some elements of the foundation, and, in one case, total collapse. The objective of this paper is precisely to present information on the characteristics and performance of several building foundations. The main factors which may have led to poor behavior are discussed, on the basis, in this first stage, of simple bearing capacity and settlements analyses.

The evaluation of each case consisted mainly of the following: a) compilation of information (structural and architectural drawings, design calculations, soil mechanics studies, stratigraphical and mechanical properties of the subsoil at the site or in its surroundings, and pre-earthquake behavior records); b) complementary shallow geotechnical investigations; c) assessment of settlements, tilting and other damages by inspection and surveying; d) reanalysis of the building (static loads calculations and modal analyses to estimate seismic shear forces and overturning moments at the foundation level); e) settlement and bearing capacity analysis; and f) review of the design according to the standards set by the 1976-Building Code.

After the earthquake, most structural characteristics and damages of the buildings were apparent, but not so for the foundations. Documentation of each case was a difficult and time-consuming task. Most of the data presented here are based on a study carried out at the National University of Mexico (Auvinet and Mendoza, 1986, Mendoza and Auvinet, 1987) with support provided by Departamento del Distrito Federal (Government of Mexico City).

GEOTECHNICAL ZONATION AND FOUNDATIONS SYSTEMS USED IN THE CITY

According to the new 1987-Building Code, the Mexico City area is divided into three geotechnical zones, as shown in Fig. 1. Zone III corresponds to the lacustrine soft soil formation. This division is similar to the original zonation proposed by Marsal and Mazari (1969), but has been updated with recent information, mainly about the growing Southern part of the city, a soft soil area, which lies on the ancient beds of the Chalco and Xochimilco lakes. Moreover, in Zone III, it has been possible to distinguish areas with lightly preconsolidated soils from those with normally consolidated materials, mainly in the Eastern part of the city (Romo et al., 1988).

The strongest intensities were registered in Zone III. Most of the undesirable foundations behavior cases occurred in the Western part of the city. The reason is simple: very few more than 8-story buildings are built in the Eastern part of the city while many vulnerable buildings (with natural period of vibration similar to the period of the supporting subsoil) are built in the West side.

A new seismic zonation has been included in the 1987 Code, in terms of the observed structural damages in the city, as a measure of local intensity (Iglesias, 1987). New sub-zones within Zone III, with highest seismic coefficients, have been introduced; these sub-zones correspond to areas close to firm subsoil deposits.

and G. Arvink

actual
 use, total
 information
 tions. The
 4. on the
 settlement

lowing: all
 igs, design
 mechanical
 flings, and
 otechnical
 lamages by
 atic load
 forces and
 nd bearing
 standards

dam. of
 umentation
 f the data
 University
 1987) with
 t of Mexico

y area is
 Zone III
 is similar
 it has been
 er part of
 Chalco and
 distinguish
 normally
 ome et al.

st. The
 rt of the
 are built
 ings with
 g soil

n terms of
 Intensity
 at seismic
 l to areas

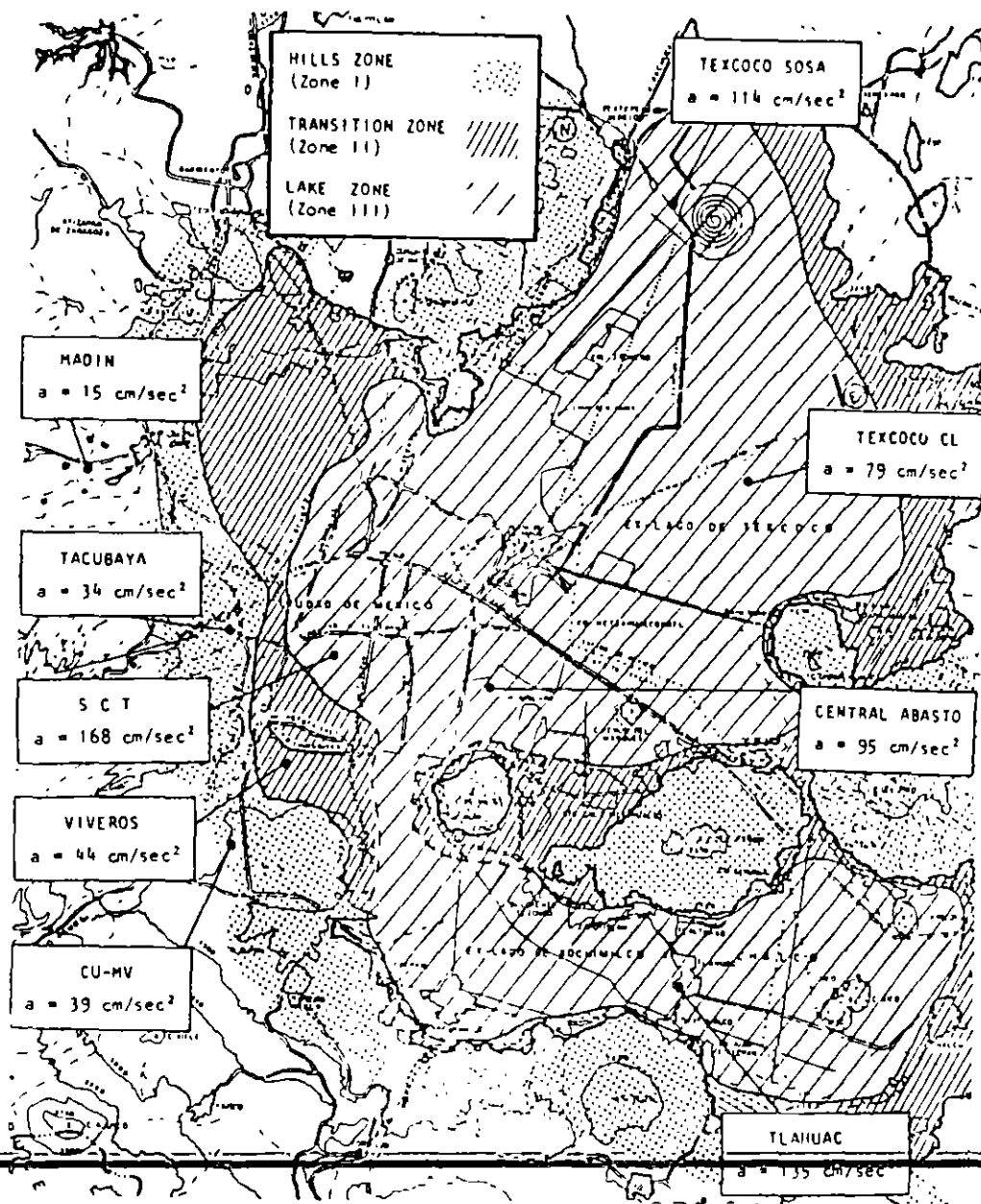


Figure 1 - Geotechnical zonation of Mexico City and maximum recorded accelerations during the earthquake of September 19, 1985

Depending on weight and dimensions of the buildings and bearing capacity and compressibility of the subsoil, different foundations systems or combination of systems are used in the lacustrine area of the city (Fig 2). Henceforth comments will relate only to buildings founded on Zone III.

GROUND SURFACE MOVEMENTS DURING THE EARTHQUAKE

Significant displacements of the ground surface occurred during the earthquake. From the accelerograms recorded at the parking lot of the office building of the Ministry of Communications and Transportation (Secretaria de Comunicaciones y Transportes, SCT), a maximum displacement amplitude of 21 cm was calculated. These movements led to failures and leakages of public services, such as the primary and secondary water supply pipelines, and the shallow sewerage system. Other signs of the earthquake's violence were the breakage of pavements and sidewalks and the emergence and buckling of old cable-car rails which had been buried for years below the street pavement. These effects should be attributed to incompatibility between the movements of the soft subsoil and those of long and rigid elements.

PERFORMANCE OF BUILDING FOUNDATIONS

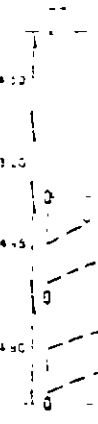
FOOTING FOUNDATIONS

The damages to one or two stories old masonry houses founded on shallow footings were generally related to their advanced state of deterioration. In most cases, the earthquake only accentuated a process initiated under the action of permanent loads. From an estimated amount of 38000 houses of this kind in the central sector of the city, fewer than 100 were hit (Mendoza and Prince, 1986). Many of those damages were due to the settlement of a nearby heavy building. Drag movements of these buildings induced severe diagonal cracking in load-bearing walls of contiguous houses. It can be said that the behavior of shallow footings during the 1985 earthquake was generally satisfactory, with the exception, of course, of those cases with obvious constructive deficiencies.

MAT FOUNDATIONS

Several buildings on mat foundations exhibited very large non uniform settlements leading to tilting of the structure, and in some cases, to an advanced mechanism of general shear failure as the bearing capacity of the soil was exceeded. Deficient behavior of foundations of this type was due to high contact pressure on the soil under permanent loads, load eccentricities, soil heterogeneities, and in some cases to pumping sustained for long time intervals in nearby excavations. The case of a set of three buildings, now demolished (Fig. 3), with excessive settlements and very low safety factors with respect to shear failure, is described below.

Building Ia. This was a six stories building, 18.6 m high, which transferred to the soil an average net pressure of 55 kPa. The original load distribution was uniform and did not present any significant eccentricity. The construction was built around 1950. The foundation was solved by means of a raft slab, 0.2 m-thick, lying initially 1.2 m below the sidewalk level



at various
ions system
e city (Fig
r Zone III

during the
f the office
ecretaria de
ltitude of 21
of public
pellines, and
iolence were
buckling of
the street
between the
nts.

founded on
f state of
f a process
d amount of
er than 1.7
to the
e buildings
ous houses
g the 1985
course, of

non uniform
ses. to an
city of the
ue to
oad load
g sustained
of these
nd very low

right, which
iginal load
centricity
d by means
walk level

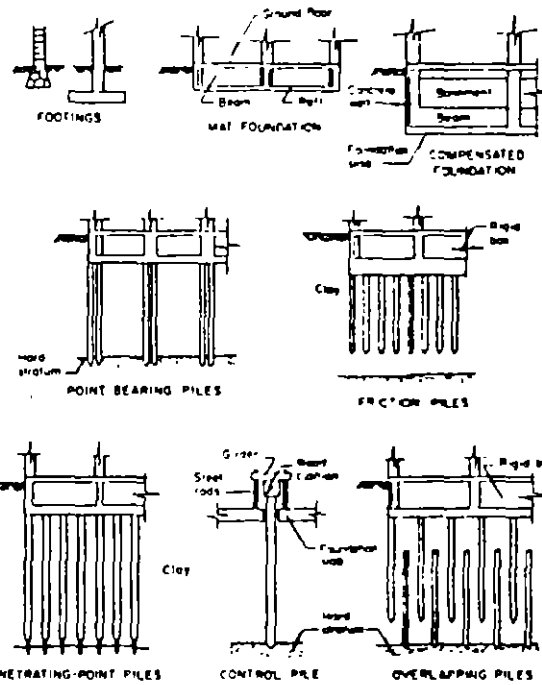


Figure 2 - Types of Foundations used in the soft soil zone of Mexico City.

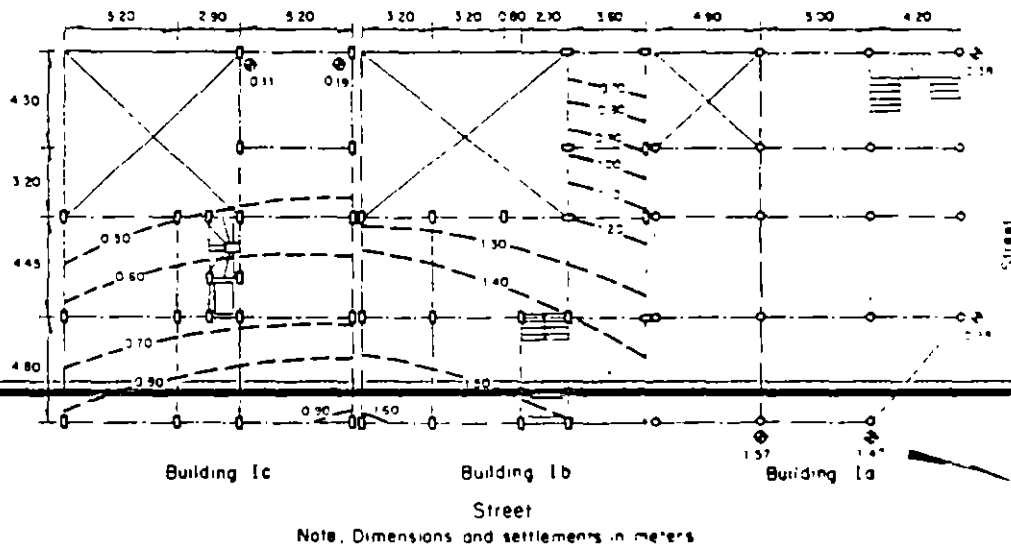


Figure 3 - Plan and outline of settlements in three buildings on mat foundation.

The stratigraphic profile at the site indicates that below a 4 m-thick superficial fill, a soft clay with natural water content varying between 250 and 380 % is found down to 32 m; its average undrained shear strength is 25 kPa.

Unfortunately, no surveying records were available; however, it can be estimated that a maximum settlement of 0.65 m already existed before the earthquake, and according to some neighbors appreciable tilting towards the East was evident. Moreover, in order to build a telephonic register-box, an excavation had been opened near the building corner, about five years before the earthquake; a shallow pumping well was used and the water table lowered about 2.5 m.

The total maximum settlement measured after the earthquake was 1.57 m, 0.92 m due to the seismic events. The total Eastwards tilting was 5.2 % and increased 2 cm with the low intensity after-shocks in April 1986.

The safety factor against shear failure under permanent loads was lower than 2 and the uniform foreseeable settlement was 0.95 m. Both values are obviously considerably larger than those accepted by the building code. Without doubt, the pumping in the nearby excavation contributed to increase the building tilting.

Building 1b. This construction practically presented a general shear failure during the earthquake, due to inadequate performance of its mat foundation. A sudden settlement of 1.02 m and an Eastwards tilting of 6.3 %, caused bulging of the surrounding ground surface. An upward movement of the street pavement of about 0.2 m was measured in front of the structure. 0.08 to 0.1 m openings of the joints of the hydraulic concrete pavement slabs were also measured. As a consequence of these movements, almost half of the ground floor of the building sunk into the ground (Fig. 4)

The structure of this apartment building was formed with reinforced concrete rectangular columns, massive slabs and beams. The foundation consisted of a raft slab resting at a depth of 1.5 m and transmitting a pressure of 99 kPa to the soil, with an eccentricity of 0.2 m to the South. This high pressure led to a previous settlement of 0.58 m.

Through a simple bearing capacity analysis, the safety factor under static loads was found to be 1.1, which means an imminent shear failure condition. Introducing overturning seismic moments, even those underestimated values specified by the previous building code, the resulting safety factor is indeed lower than unity. These values and the forecasted settlement of more than one meter, should have led to reject the adopted foundation system.

Without doubt, this building reached failure under transient loading. The earthquake action ceased when a shear failure condition along the full sliding surface was generating; it is probable that with some additional cyclic loading, a complete collapse would have occurred.



Figure 4 - Settlement of Building 1b.

COMPENSATED FOUNDATIONS

In this kind of foundation, the weight transmitted by the building to the soil, is partially or totally compensated by the weight of the soil excavated to build the substructure, so that no significant stress increments are induced into the soil. The substructure (Zeevaert, 1972) is generally a hollow monolithic box constituted by reinforced concrete top and bottom slabs, a perimetral retaining wall and a two-dimensional stiffening grid of beams (Fig 2). Part of the box is often employed as a basement.

The causes of poor behavior of these foundations were similar to those for mat foundations. Particularly significant were the instances of previous poor performance due to excessive net pressures transmitted to the soil, which led to large settlements. The superposition of excessive vertical stresses, under the bottom of the slab, with high cyclic shear stresses gave rise to substantial permanent strains, which in turn resulted in large settlements and tilting of the building as a whole. An unforeseen concept adding to the problem in most of the cases studied was the infiltration of water into the hollow foundation box eliminating the benefit of the buoyancy effect and reducing the effectiveness of compensation.

Deficient performances were identified for two types of building a) slender or long buildings with load eccentricity, and b) heavy constructions with large dimensions in plan. Two case histories are discussed here as examples of both conditions.

Building II. The first case is a school building (Fig 5), a long reinforced concrete structure with partially compensated foundation. The supporting soil is a very soft clay; no surficial fill exists in the area. The average applied net pressure was 25 kPa with a uniform distribution along the building, except at the Western end where two cisterns containing 150 kN of water each one, water tanks in the roof and the services area were applying an additional vertical stress of about 30 kPa; this condition was producing transversal as well as longitudinal eccentricities.

No information could be obtained regarding the performance prior to the 1985 earthquake. After this event, significative differential settlements and North-Westwards tilting were appreciated. In the transversal direction, a differential settlement of 0.53 m was measured in the West, and of 0.32 m in the East; in the longitudinal direction, survey leveling gave a differential settlement of 0.26 m. The maximum tilting in the North-Western corner was 0.39 m (2.9%). When the building was demolished, the rotation of the foundation box around the longitudinal axis with respect to the nearby horizontal street, could be clearly seen, as shown in Fig. 6.

Although the safety factor against shear failure under permanent uniform loads was almost 3, the foreseeable settlement of about 0.6 m should have led to reject the kind of foundation adopted. Likewise, the analysis of this case shows that the compensation in terms of global loads is not always convenient, inasmuch as eccentric loads on the slab cannot be considered properly.

Building III. The following case is related to an apartment building, which covers an area of 750 m², (Fig. 7). The structure consists of reinforced concrete beams and columns, combined with a system of confined-masonry, load-bearing walls. Its foundation box compensated partially the weight of the building; the net average pressure on the slab was 33 kPa.

The surficial fill in the area is only 1 m thick. The underlying very soft clay was investigated down to 28 m by SPT. N-values were 1 or 2 and at certain depths the SPT sampler penetrated under its own weight.

The building was built in 1971, but two years later an open trench was excavated along the streets on the West and South sides, in order to lay a large diameter sewer. A pumping system was implemented and apparently, operated for a long time interval, lowering the water table down to 3 m.

Through careful inspection, it was determined that the movements prior to the 1985 earthquakes in the South-Western corner were as follows: settlement of 0.4 m and tilting with components of 0.2 m to the West and 0.1 m to the South. Few weeks after the earthquake, additional tilting in the same corner was measured, 0.19 m to the West and 0.1 m to the South. The maximum settlement was 0.93 m of which 0.53 m occurred during the earthquake. Looking to the contours of equal settlement in Fig. 7, it is interesting to note the movement of the foundation and structure as a whole in the same manner as in the Building II case. Considering the compressibility characteristics of the supporting subsoil, a long ter-

... the
... on the
... the area
... distribution
... contains
... services are
... conditions

... prior
... differential
... transversal
... West, and
... ling gave
... North-Western
... rotation of
... the nearby

... permanent
... 6 m should
... usual, but
... not always
... considered

... building
... consists of
... system of
... compensated
... slab

... underlying
... e 1 or 2,
... ght

... trench was
... to lay a
... apparently
... to 3 m

... ents prior
... fr ... us
... at an ... 0 1
... ng in the
... outh ... the
... ring the
... 7, it is
... a whole,
... ring the
... long term

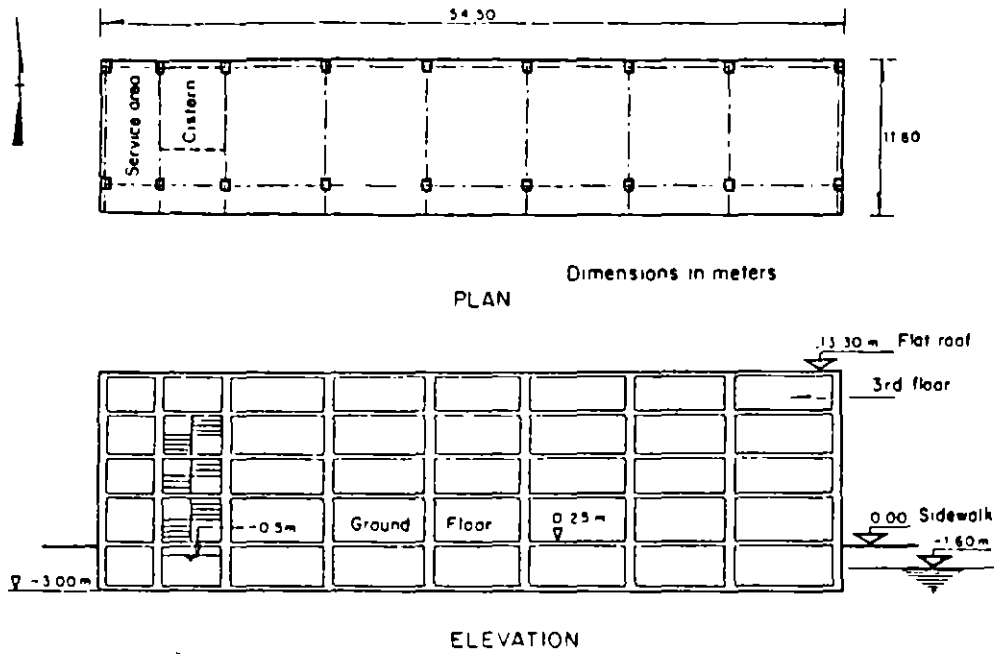
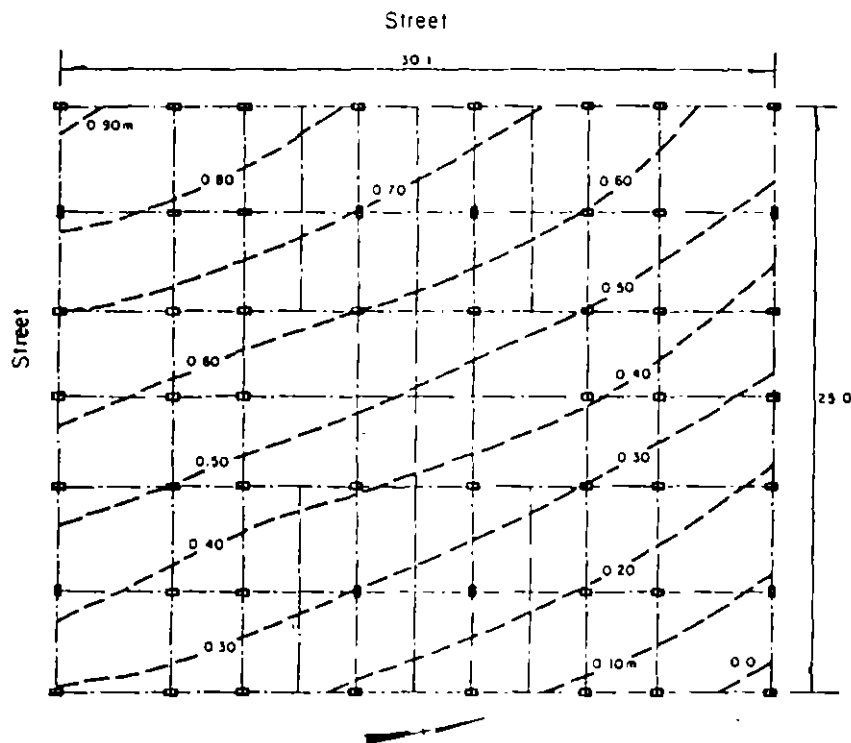


Figure 5 - Plan and elevation of school Building II with a partially compensated foundation



Figure 6 - View of the foundation box of Building II during its demolition

settlement of 0.55 m would be expected, the a posteriori analysis of bearing capacity gives a safety factor of 2.1 under static loads. The above values would not be acceptable by current engineering practice in the city.



Note: Dimensions and settlements in meters

Figure 7 - Plan and outline of settlements of Building III on partially compensated foundation.

The foundation slab applied a high net static pressure on a large area, inducing substantial settlements. It is likely that the pumping increased the settlement at the corner of the building and propitiated the tilting. The seismic action produced cyclic stress increments, the highest at the edge of the foundation box, which, added to the permanent ones, led to shear stress levels close to the strength of the supporting subsoil and produced accumulative permanent deformations.

END-BEARING PILES FOUNDATIONS

This kind of foundation has been commonly used for heavy buildings in which spread or compensated foundations are not suitable. Through the time, and due to the regional subsidence, an apparent emersion of the building usually occurs. The performance of these building foundations during the 1985 earthquake was in general satisfactory, however, some cases of structural damages to the piles and possible punching of the hard supporting

3 bearing
above value
ity

layer by the piles have been reported (Auvinet and Mendoza, 1986, Ovando et al., 1988).

FOUNDATIONS ON FRICTION PILES

For medium-height (5 to 15 stories) buildings for which compensation effect is not sufficient to carry the construction weight, use of friction piles has become common. The buildings with this type of foundation have been typically long-period frame structures. Foundations on friction piles were the most affected during the 1985 earthquake. Sudden differential settlements with the consequential tilting, and even a general failure were observed.

As a matter of fact, many uncertainties about the true performance of these foundations under seismic actions are still debated. Some of the obscure aspects of their behavior are the eventual deterioration of adherence between piles and subsoil under cyclic loading, possibly compensated by an increase in axial capacity of piles under dynamic loading (Bea, 1980), and the load transfer mechanism between piles and foundation slab under seismic conditions, among other factors. As a consequence of this situation, discrepant opinions were expressed, and a conservative criterion had to be adopted in the 1987 Building Code. A review of the present knowledge on the matter, as well as a discussion of design methods for friction pile foundations and their implications have been presented elsewhere (Auvinet and Mendoza, 1987).

As in the case of partially compensated foundations, two forms of deficient behavior can be identified: a) sudden settlement of heavy buildings, with large dimensions in plan, and b) permanent tilting, including one case of rigid body collapse, associated to overturning of slender structure and/or eccentrically loaded foundations. Two case histories exemplifying each condition are documented in what follows.

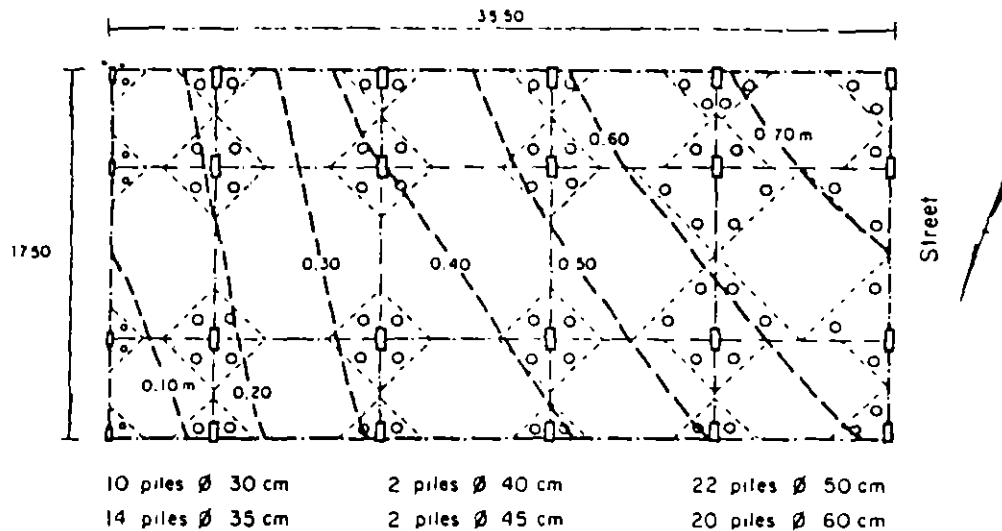
Building IV. This office building has large dimensions in plan (620 m²) and is a reinforced concrete structure built around 1980, with waffle slabs and rectangular columns. It is founded on a concrete box lying at a depth of 2.3 m (Fig 8) and on 70 circular piles, 28 m long and with different diameters (0.3 to 0.6 m). Rigidity of the foundation slab was increased by a grid of beam casted in open trenches below the slab level.

SPT investigations performed before construction indicate that the upper clayey deposits have a very low shear strength, with the sampler and the drilling bars penetrating under their own weight at depths of 6 and 8.5 m, natural water contents vary from 250 to 350 %. CPT investigations carried out after the earthquake confirmed the low shear strength values (Fig 9).

The sum of permanent and estimated variable (live) loads correspond to an average pressure of 131 kPa, with a maximum value of 176 kPa at the edge of the raft foundation. No precise information on the performance of the building before the earthquake was available, but according to neighbors, it did not show any appreciable tilting. The estimated settlement prior to the 1985 earthquake is 0.25 m, on the street side (facade)

large area
increased
tilting
estimated
shear
strength

Idioms for
the time
a building
during the
cases of
supporting



Note: Dimensions and settlements in meters

Figure 8 - Foundation plan and outline of settlements of Building IV.

After the earthquake, tilting components of 0.78 m in the transversal direction and 1.1 m in the longitudinal one were measured, which induced a South-Westernwards tilting of 3.3 %. Lines of equal settlement are presented in Fig 8. The maximum settlement (0.78 m) was measured in the SW-corner; the sudden settlement in that point was 0.5 m. The superstructure suffered very severe damages including failures or large plastic deformations of concrete columns.

Adding the capacity of the slab and the adherence along the total length of the piles, and taking into account the compensation effect due to the soil excavated, a safety factor against shear failure of 2.2 is obtained. The computed long term settlement (Resendiz and Auvinet, 1973) was 0.48 m.

This case shows that a high average pressure under static loads at the level of the slab foundation, induces a pre-earthquake stress state close to the yielding point of the supporting subsoil, this condition propitiates the occurrence of permanent deformations under seismic cyclic shear stresses. A decisive factor in the performance of buildings, was the presence at the edge of the foundation of a lesser amount of smaller piles. Higher pressures generally occur at the edge of the foundation not only under seismic conditions, but also under permanent loads, due to the stiffness of the box.

Building V. This corner structure covered a small and irregular area of 160 m² (Fig 11); the superstructure consisted of reinforced concrete beams

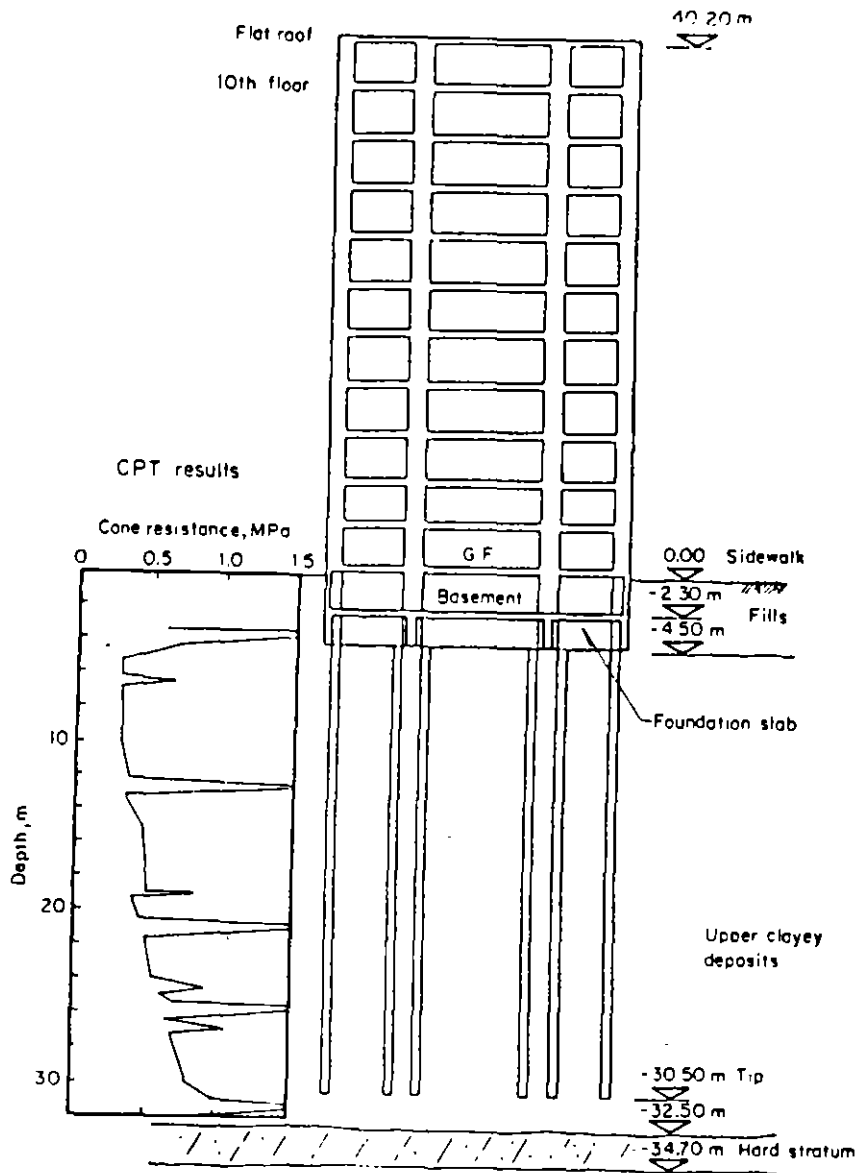


Figure 9 - Elevation of the Building IV including foundation and geotechnical conditions.

ansversal induced a m and the structure plastic

he total t due to 2.2 is (1973) was

is at the cle to ates the esses A at the

Higher y under fness of

area of e beams

and columns, combined with confined-masonry load-bearing walls. Its foundation was of the mixed type, with a partially compensating foundation box and friction piles (Figs 10 and 11). Precast pile segments were jacked into the soil; these ones were linked through a central hole, 0.12 m in diameter, wherein a mortar was casted with 3 # 5 reinforcement bars.

The average pressure at the foundation level was 144 kPa. An eccentricity of 1.4 m existed between the centroid of gravitational loads and that of pile heads. No data on the performance of the building before the earthquake could be obtained. During the earthquake, the superstructure and its foundation as a whole collapsed totally by overturning and fell towards an adjacent street in the North-West direction (Fig 12). Part of the foundation box was displayed over the ground surface, as well as several piles, with their head still connected to the foundation box.

With the same considerations adopted for the analysis of Building IV, a safety factor of 1.7 is obtained for permanent loading. Considering the overturning moment given by a modal analysis and the seismic coefficients of the 1976 Building Code, the safety factor is 1.0. These analyses show that a low or null margin of safety under seismic conditions existed. Moreover, the irregular shape of the building in plan led to the existence of an oblique axis with maximum sensitiveness to overturning moment. Casually, the direction of the maximum horizontal acceleration recorded at SCT, at a distance of 2.5 km, practically coincides with the perpendicular to this axis; this factor may have contributed to the collapse.

It can be considered that the short piles of this foundation were working at their limit capacity under static conditions, and that a significant contact pressure existed at the slab level. The increasing plastic deformations of the soil induced by the seismic cyclic stresses led in turn to higher overturning moments at the base of this slender structure by $p-\delta$ effect, until the bearing capacity of the foundation slab was overcome; the contribution to the overturning capacity of the lateral reactions on the walls of the substructure was probably negligible due to its shallow depth.

It is important to note that it was not necessary to include in the analysis any consideration about a possible degradation of the adherence between piles and soil under cyclic loading to explain the failure. The importance of adherence degradation was probably overemphasized in some evaluations published after the earthquake

SPECIAL FOUNDATION SYSTEMS

Several special foundation systems are widely used in Mexico City (Fig 2), the most common being probably the "control piles" equipped with a device which allows to regulate the movement of the building with respect to the surrounding area. In several instances, these devices were severely damaged or collapsed. The design of some of these systems should be revised to ensure that they can resist transient vertical loading and shear forces during earthquakes. To be reliable such systems should also be maintenance-free.

rs. The
g foundation
were jacked
0.12 m in
ars.

14 kPa. An
ditional load
ding before
perstructure
ng and fell
2) Part of
as several

ilding IV, a
idering the
fficients of
s show that
M. ver.
ence of an
usually, the
SCI, at a
lar to this

dation were
id that a
increasing
t nos led
r. icture
n slab was
he lateral
ble due to

lude in the
adherence
ilure the
t in some

City-
ned with a
respect to
e severely
be revised
ear forces
also be

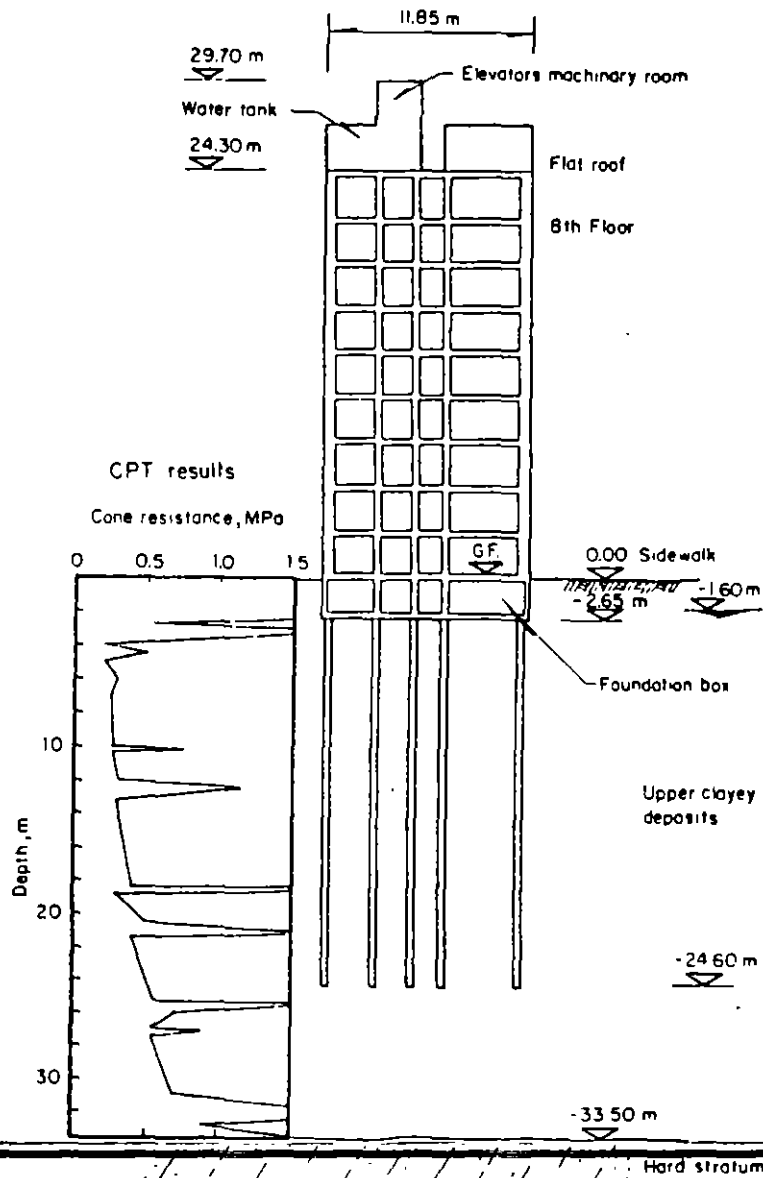


Figure 10 - Elevation of the Building V including foundation and geotechnical conditions.

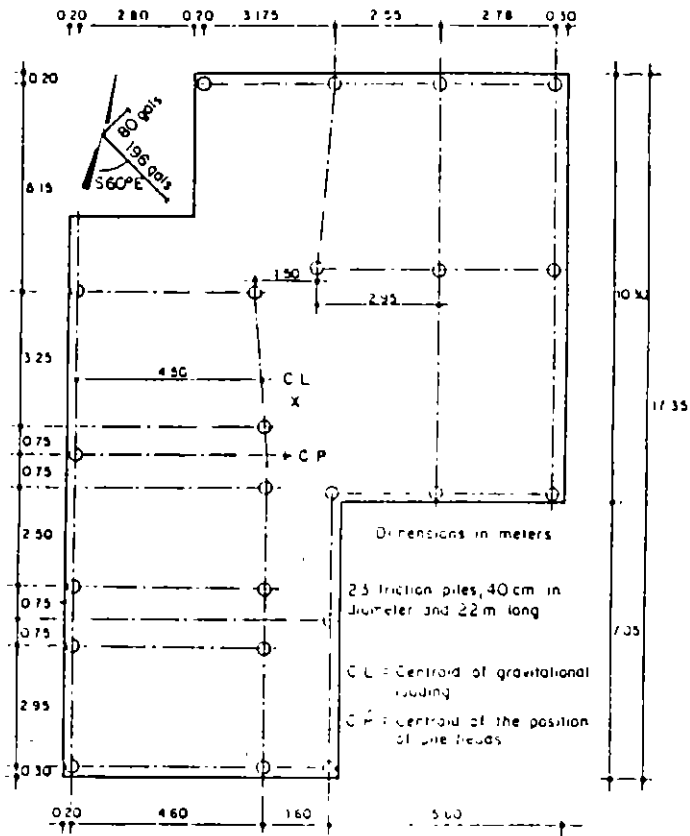


Figure 11 - Foundation plan of Building V.



Figure 12 - View of collapsed Building V.

Problems encountered with other kind of special foundations such as penetrating or overlapping piles were similar to those discussed for friction piles.

FINAL REMARKS

From 330 to 757 buildings (according to different sources) were seriously damaged or collapsed during the 1985 earthquake. In regard to the population of damaged constructions surveyed by the Institute of Engineering of the National University of Mexico immediately after the earthquake, 13 % were attributed to unsatisfactory foundation performance. Moreover, approximately 13.5 % of all 9 to 12 stories buildings, most of them on friction piles, were severely damaged in the central sector of the city (Mendoza and Prince, 1986) and 40 % of the total of damaged structures involved failure of one or more of their upper stories (in many cases due to pounding between adjacent structures). The contribution of foundation rocking caused by soil-structure interaction to these damages was probably important; the need to study how the deformations of foundations can affect the overall system response is obvious. Preliminary considerations point out (Reséndiz and Roesset, 1987) that soil-structure interaction could influence significantly the dynamic response of buildings, particularly in the range of 7 to 15 stories. The present Building Code emphasizes the assessment of safety conditions and movements of foundations under seismic loading. Existing analytical procedures should be improved, and simple methods based on the analysis of the interaction developed.

CONCLUSIONS

Inappropriate foundation design from the static point of view leads to low safety factors, large deformations, and stress states close to yielding conditions in the supporting soil. Most of the instances of ill behavior of building foundations in Mexico City during the September 19, 1985 earthquake presented this condition, which propitiated the generation of permanent deformations under the earthquake induced high cyclic shear stress increments.

The main factors associated to inadequate behaviour were accordingly, a) high static pressure applied by the bearing foundation slab to the soil, this factor was specially critical for buildings with large dimensions in plan; b) intrinsic or generated eccentricities c) shape in plan of the foundation, which defines axes with less resistance to overturning moments; d) stiffness of box or raft foundations, which leads to stress concentrations in their edges; e) shallow depth of the foundation, which ~~reduces the contribution of subsoil to the overall capacity of the foundation; and~~ f) reduced number and length of friction piles, which cannot contribute significantly to the bearing capacity of the foundation under dynamic loading.

Foundations applying net static contact pressures higher than 25 kN/m² at the slab level should be reviewed carefully, considering its area, shape and eccentricities, as well as the compressibility and shear strength properties

of the subsoil. The contact pressures should be estimated conservatively taking into account possible variations of the piezometric conditions, and even in the permanent and live loads. An explicit evaluation of the design reliability should be performed. A common denominator in many cases of poor behavior of building foundations during the 1985 earthquake, was non-compliance with design criteria and regulations generally accepted. Most of them had already shown ill performance under static loads.

The earthquake has shown the need to substantially improve the present knowledge about the behavior of foundations, mainly those including friction piles, subjected to seismic actions. Additional research effort should be dedicated to a) develop analytical procedures to evaluate foundation movements induced by seismic loading, b) study the behavior of soft clay subjected to cyclic stresses; valuable information on this aspect (Jaime, 1988) has recently been published, and c) assess the degradation of adherence in friction piles under seismic loading, but also the increase of capacity due to the high loading rate. Moreover, instrumentation of specific building foundations should also contribute to a better understanding of foundations behavior.

ACKNOWLEDGEMENTS

The study in which this paper is based was supported by DDF (Departamento del Distrito Federal). Some valuable information was provided by Mr. Carlos Aguilar. The authors gratefully acknowledge comments by M. P. Romo and E. Ovando-Shelley.

REFERENCES

- Auvinet, G. and Mendoza, M. J. , 1986, "Comportamiento de Diversos Tipos de Cimentación en la Zona Lacustre de la Ciudad de Mexico Durante el Sismo del 19 de Septiembre de 1985", Proceedings, Symposium " Los Sismos de 1985: Casos de Mecánica de suelos", Sociedad Mexicana de Mecánica de Suelos, Mexico
- Auvinet, G. and Mendoza, M. J. , 1987, "Consideraciones Respecto al Diseño de Cimentaciones sobre Pilotes de Fricción en Zonas Sísmicas", Proceedings, VII Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica, pp C-239, Queretaro, Mexico
- Bea, R. G. , 1980, "Dynamic Response of Piles in Offshore Platforms", Dynamic Response of Piles Foundations. Analytical Aspects, ASCE National Convention, Hollywood Fl, pp 80-109.
- Building Code and Complementary Technical Norms for the Design and Construction of Foundations, 1976 and 1987, "Reglamento de Construcciones para el Distrito Federal y Normas Complementarias para el Diseño y Construcción de Cimentaciones" , Oficial Diary, D.F., Mexico .
- Iglesias, J. , 1987, "Zonificación Sísmica de la Ciudad de Mexico", Proceedings, VII Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica, pp B-127 a B-141, Queretaro, Mexico

ively
tions, and
the design
cases of
quake, was
accepted

the present
g friction
should be
foundation
soft clay
t (time,
lation of
ation of
a better

by DDF
provided
by M. P.

s de
sismo
Sismos de
anica de

al Diseño
ísmicas",
p C-239.

atforms",
Nat al

sign and
Determines
Diseño y

Mexico"
B-127 a

Jaime, A., 1988, "Comportamiento Dinámico de las Arcillas del Valle de México", Doctoral Thesis, Facultad de Ingeniería-UNAM

Marsal, R. J. and Mazari, M., 1969, "The Subsoil of Mexico City", Universidad Nacional Autónoma de México, 2nd ed.

Mena, E., Carmona, C., Delgado, R. et al., 1986, "Catálogo de Acelerogramas Procesados del Sismo del 19 de Septiembre de 1985. Parte I Ciudad de México", Series del Instituto de Ingeniería-UNAM, No 497, Mexico

Mendoza, M. J. and Prince, J., 1986, "Preliminary Report on the Earthquake of September 19, 1985, and its Effects on Structures and Foundations in Mexico City", Geotechnical News, Vol. 4, No 1, pp 20-29, Vancouver, Canada

Mendoza, M. J. and Auvinet, G., 1987, "Comportamiento de Cimentaciones de Edificios en la Ciudad de México durante el Sismo del 19 de Septiembre de 1985", Report from I de I-UNAM to DDF, Mexico

Ovando, E., Mendoza, M. J. and Romo, M. P., 1988, "Deformability of Mexico City Hard Deposits under Cyclic Loading", Earthquake Spectra, this issue

Reséndiz, D. and Auvinet, G., 1973, "Analysis of Pile Foundations in Consolidating Soils", Proc 8th ICSMFE, Vol 3, Moscow, pp 211-218

Romo, M. P. and Seed, H. B., 1986, "Analytical Modelling of Dynamic Soil Response in the Mexico Earthquake of Sept. 19, 1985", Proc of the Int Conf on the Mexico Earthquake-1985, Mexico City, ASCE, pp 148-162.

Romo, M. P., Jaime, A. and Reséndiz, N., 1988, "Soil Characteristics and Clay Properties in the Valley of Mexico", Earthquake Spectra, this issue

Seed, H. B., 1987, "Influence of Local Soil Conditions on Ground Motions and Building Damage during Earthquake", 8th Nabor Carrillo Lecture, Sociedad Mexicana de mecanica de Suelos, Mexico

Zeevaert, L., 1972, "Foundation Engineering for Difficult Subsoil Conditions", Van Nostrand Reinhold, New York.

III-4 SEISMIC BEHAVIOR OF FOUNDATIONS ON COHESIVE SOFT SOILS

Miguel P. Romo*, Gabriel Auzinet*

III-4.1 Introduction

In the design of buildings founded on cohesive soft soils, careful attention must be given to the possibility of large deformations and, in some cases, of shear failure of the soil. This problem is still more challenging when occurrence of large earthquakes in the area must also be taken into account.

To ensure construction safety in such areas, knowledge of the static and dynamic behavior of foundations on soft soils must be continuously improved through direct observation, instrumentation, field and laboratory tests, and development of new modelling techniques. In this chapter, a brief review of the present situation on this matter is discussed, based principally on the experience obtained in Mexico City.

III-4.2 Observed seismic behavior of foundations on soft soils

The September 19, 1985 Mexico City earthquake (8.1 on Richter scale) provided a unique opportunity to observe the behavior of foundations on soft soils in extreme conditions (III-4.1). Design and construction of foundations in the lacustrine soft clays of Mexico City pose extremely difficult geotechnical problems due to the low shear strength and high compressibility of these materials, the regional subsidence of the valley, and the frequent occurrence of strong earthquakes. Depending on weight and dimensions of the buildings, different foundation systems or combination of systems are commonly used (Fig. III-4.1). It was possible to assess the vulnerability of these systems after the 1985 event. Of the surveyed population of damaged constructions, 13% were attributed to unsatisfactory foundation performance.

III-4.2.1 SHALLOW FOUNDATIONS

The behavior of shallow footings during the 1985 earthquake was generally satisfactory, with the exception of those cases with obvious constructive

*Instituto de Ingeniería, UNAM, Mexico

deficiencies and/or strong interaction with continuous large building foundations.

Several constructions on shallow mat foundations exhibited very large non-uniform settlements leading to tilting of the structure, and in some cases, incipient general shear failure. Deficient behavior of these foundations was related to previous problems due to high contact pressure on the soil under permanent loads, load eccentricities, soil heterogeneities, and, in some cases, to water pumping in nearby excavations. The superposition of high sustained shear stresses under the slab with cyclic shear stresses, induced permanent strains that resulted in large settlements and tilting of the building. Laboratory tests simulating these loading conditions (III-4.3.1.2) support this interpretation. Figure III-4.2 corresponds to a heavy, superficially founded building with an estimated settlement of 0.65 m before the earthquake. The total maximum settlement and tilting measured after the earthquake were respectively 1.57 m and 5.2%.

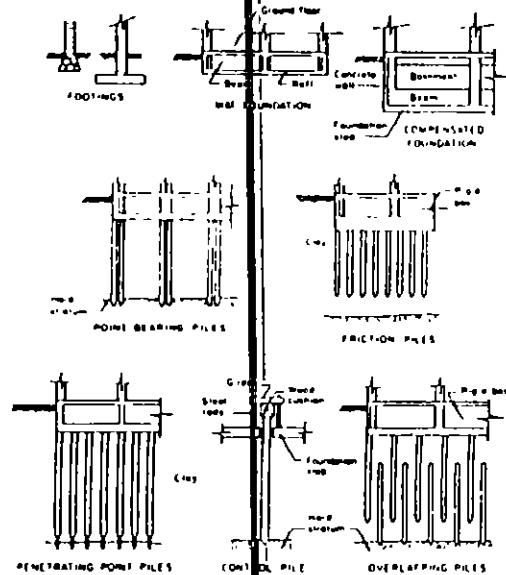


Fig. III-4.1: Foundation systems commonly used in soft soils

III-4.2.2 COMPENSATED FOUNDATIONS

The load transmitted by the building to the foundation can be partially or totally compensated by the weight of the excavated soil, so that no significant stress increments are induced into the soil

Deficient performances of some of the box-type foundations based on this principle were observed in two types of buildings: heavy constructions, with large dimensions in plan, and slender buildings with load eccentricity. Poor performance could often be traced to partial compensation and excessive net pressures transmitted to the soil, leading to large settlements in static conditions. Infiltration of water into the foundation box eliminated in many cases the benefit of the buoyancy effect, reducing the effectiveness of compensation.

The compensation solution appeared ill-adapted to slender buildings submitted to seismic loading, as illustrated by figure III-4.3. This 9-story building with dimensions of 13 x 40 m in plan rested on a partially compensated foundation at a depth of 3.8 m. Load eccentricity, probably associated to front balconies, led to differential settlements which increased dramatically during the earthquake due to the combined effect of static and dynamic overturning moments. The maximum measured settlement was 1.21 m.



Fig. III-4.2: Earthquake induced tilt and settlement of a building on a mat foundation



Fig. III-4.3: Earthquake induced tilt and settlement of a building on a partially compensated foundation

III-4.2.3 END-BEARING PILE FOUNDATIONS

Heavy buildings are commonly supported by precast or cast-in-place piles anchored in a hard layer at a depth of about 30 m. Due to the regional subsidence, an apparent emersion of the building usually occurs. The seismic performance of these foundations was in general satisfactory; however, cases of structural damage to perimeter piles due to overturning moments (Fig. III-4.4) and possible punching of the hard supporting layer by the piles have been reported [III-4.2, III-4.3]



Fig. III-4.4: Structural damage suffered by end-bearing piles

III-4.2.4 FOUNDATIONS ON FRICTION PILES

Friction piles are frequently used as a complement to compensated foundations to reduce settlements (design in terms of deformations). Not so often, friction piles are used as the primary foundation system (design in terms of bearing capacity; [III-4.4]). Foundations on friction piles designed according to the former philosophy were the most affected during the earthquake. About 13.5 % of all 9 to 12 story buildings, most of them on friction piles, were severely damaged in the central sector of the city [III-4.5]

As a result of the forms of deficient behavior could be identified: settlement of heavy buildings, excessive lateral displacements, and permanent tilting, including one case of total collapse of a building on friction piles. The latter situation occurred in the case of a building on friction piles, which was subjected to eccentric loading.

The latter situation is illustrated in figure III-4.5. This structure covered an irregular area of 160 m². Its foundation consisted of a rigid box and friction piles jacked into the soil. The average pressure at the foundation level was 144 kPa. An eccentricity of 1.4 m existed between the centroid of gravitational loads and that of pile heads. The superstructure and its foundation as a whole collapsed totally by overturning. Part of the foundation box was exposed over the ground surface, as well as several piles still connected to the foundation box. The analyses showed that the irregular shape of the building in plan led to the existence of an oblique axis with minimum capacity to resist overturning moments. Coincidentally, the direction of the maximum horizontal acceleration measured in the nearest station at a distance of 2.5 km, practically coincides with the perpendicular to this axis; this factor may have contributed to the collapse. The increasing plastic deformations of the soil induced by the seismic cyclic stresses led in turn to higher overturning moments at the base of this slender structure by P - δ effect, until the bearing capacity of the foundation slab was overcome; the contribution to the overturning capacity of the lateral reactions on the walls of the substructure was probably negligible due to its shallow depth (2.5 m). Degradation of the soil undrained strength due to cyclic loading (III-4.3.1.4) may have been a factor but it was not necessary to take it into account to explain the foundation collapse.

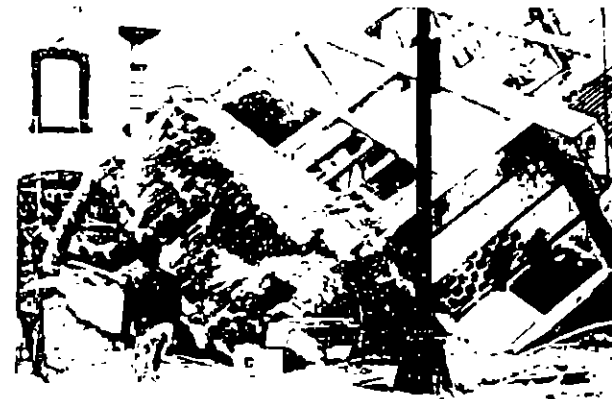


Fig. III-4.5 Collapse of a building on friction piles

III-4.2.5 SPECIAL FOUNDATION SYSTEMS

Several special foundation systems are widely used in Mexico City (Fig. III-4.1), the most common being probably the "control" piles equipped with a device that allows regulation of the building movements with respect to the surrounding area. In several instances, these devices were severely damaged or collapsed. The design of some of these systems should be revised to ensure that they can resist

transient vertical loading and shear forces during earthquakes. To be reliable, such systems should also be maintenance-free. Problems encountered with other kinds of special foundations such as penetrating or overlapping piles were similar to those discussed for friction piles.

III-4.3 Elements for seismic analysis of foundations on cohesive soft soils

III-4.3.1 DYNAMIC BEHAVIOR OF SOFT CLAY

III-4.3.1.1 Shear modulus attenuation curves

Experimental investigations show that the dynamic response of clays strongly depends on the strain level induced. At low deformations, the response is relatively linear, the clay has low capacity to dissipate energy and degradation with the number of stress cycle applications is negligible. For large deformations, the response is strongly non-linear, damping increases notably and stiffness degradation may be important.

The threshold shear strain between linear and non-linear behavior of clays vanes from 0.001 to 0.5% depending on clay characteristics. It has been shown [III-4.6] that of all factors that affect the degree of non linearity of clay behavior, the most important appears to be the plasticity index, PI. The threshold strain increases with PI as shown in figure III-4.6a. Curves of normalized shear modulus versus shear strain corresponding to high values of PI, exhibit a wider range of linear behavior. The upper bound seems to be given by the highly plastic clays of Mexico City (PI > 300 %) and the lower bound by clean sand (PI = 0 %). It is possible to establish the following analytical expressions [III-4.7]:

$$G(\gamma) = G_{max} [1 - H(\gamma)] \tag{III-4.1}$$

where

$$H(\gamma) = \left[\frac{(\gamma/\gamma_r)^{2B}}{1 + (\gamma/\gamma_r)^{2B}} \right]^A \tag{III-4.2}$$

Here $G(\gamma)$ is the secant shear modulus as a function of γ ; γ the shear strain (%); G_{max} the secant shear modulus at low strain levels (10^{-4} %); γ_r a reference strain (%); and A, B are material parameters. In figures III-4.6b-d, experimental values of parameters A and B are expressed in terms of PI.

Similarly, for a given shear strain, damping ratios decrease with increasing values of PI, denoting a more linear behavior of the clay.

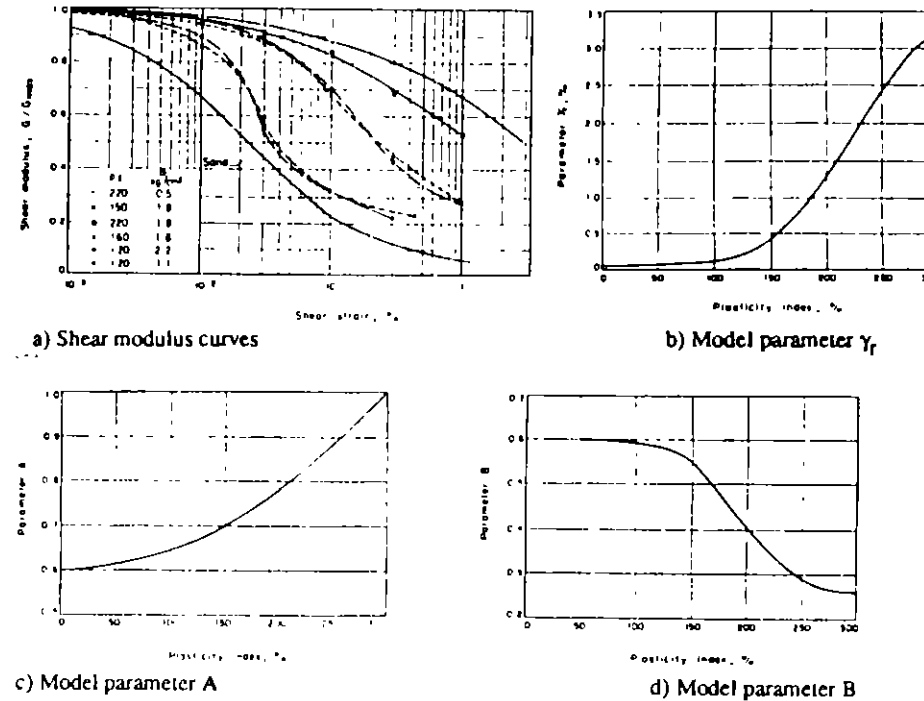


Fig. III-4.6: Shear modulus for different PI and model parameters (Eq. III-4.2)

III-4.3.1.2 Residual strains induced by cyclic loading

When a soil sample is dynamically loaded it generally develops a cyclic strain and a residual strain, as depicted in figure III-4.7. Cyclic strains are commonly related to secant shear moduli and damping ratios which are important for response analyses. Permanent strains, on the other hand, allow the determination of earthquake-induced permanent displacements in soil foundations and earth structures

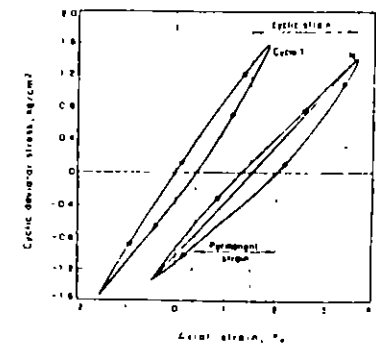


Fig. III-4.7: Strain developed in a clay sample by cyclic loading

Fig. III-4.8: Residual strains induced by cyclic loading

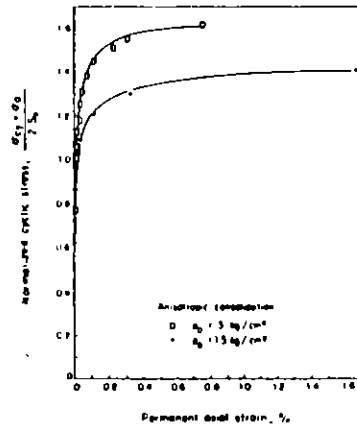


Figure III-4.8 shows the typical variation of permanent axial strains as a function of the total stress ratio (cyclic plus static stress normalized by the undrained strength) for isotropically and anisotropically normally consolidated Mexico City clays. The general trend of the response may be approximated by the hyperbolic model:

$$\frac{\sigma_{cy} + \sigma_{dc}}{2S_u} = \frac{\epsilon_p}{a_1 + b_1 \epsilon_p} \tag{III-4.3}$$

where σ_{cy} is the cyclic deviator stress; σ_{dc} the consolidation deviator stress; S_u the undrained strength; ϵ_p the permanent deformation; and a_1, b_1 are parameters. Typical values of the model parameters for Mexico City clays are $a_1 = 0.000158/S_u$ and $b_1 = 0.362/S_u$ for isotropic consolidation; and $a_1 = 0.000155/S_u$ and $b_1 = 0.597/S_u$ for anisotropic consolidation.

III-4.3.1.3 Degradation due to cyclic loading

For large amplitude cyclic strains the clay structure degrades continuously causing pore water pressure variations and reductions in stiffness and strength. The shear modulus decreases with the number of cycles according to the following equation [III-4.8]:

$$G_N = G_1 N^{-t} \tag{III-4.4}$$

where G_N and G_1 are the shear modulus for the N th and first cycles, and t is the degradation parameter.

Experimental results show that t depends on the overconsolidation ratio (OCR), strain amplitude, plasticity index and consolidation stress path. For the highly plastic clays of Mexico City [III-4.7] t varies according to $t = 0.0122 \epsilon_c$ for isotropic consolidation and $t = 0.0299 \epsilon_c$ for anisotropic consolidation, where ϵ_c is the compressive cyclic strain (axial strain in a cyclic triaxial test)

III-4.3.1.4 Effect of cyclic loading on undrained strength

Pore water pressures developed by dynamic loading may lead to substantial static shear strength reductions. Experimental studies clearly show the existence of a threshold for the cyclic shear stress amplitude (or cyclic shear strain amplitude) below which the effect of cyclic loading on the undrained strength of clays is negligible. For Mexico City clays, the critical cyclic shear stress is about $0.85 S_u$, where S_u is the static undrained strength before stress cycles application [III-4.9].

III-4.3.1.5 Dynamic strength

The static strength of saturated clays increases due to dynamic effects upon cyclic loading. Strength envelopes for static and dynamic loading conditions (1Hz) for Mexico City clay are compared in figure III-4.9. It may be seen that M_{1d} is larger than M_{1s} depending on consolidation stress path. Thus available shear strength may typically increase by about 30% for dynamic conditions. These results have practical significance since bearing capacity determinations using static strength parameters may lead to conservative designs for seismic loading.

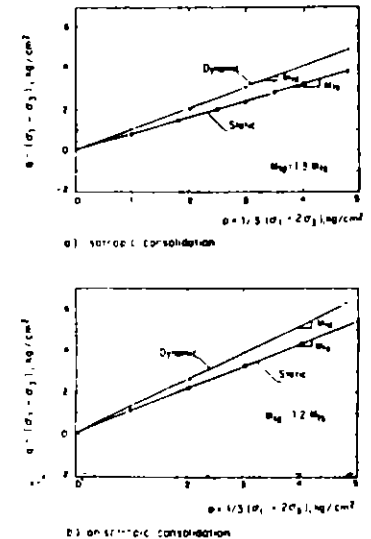


Fig III-4.9. Failure envelopes for Mexico City clay

III-4.3.2 ANALYSIS OF SITE EFFECTS ON GROUND MOTIONS

The importance of local site effects on ground motion characteristics was demonstrated beyond any doubt during the Mexico City earthquakes. Acceleration response spectra of the motions recorded at different sites throughout the city are compared in figure III-4.10. (These spectra are the average of the two horizontal components recorded at each site.) Profiles of shear wave velocities measured at recording sites are also included to show the differences in stiffness characteristics and thickness of clay deposits. The variability of the ground motions felt throughout Mexico City (Fig III-4.11) during the seismic event may be readily

seen. Clay deposits (CAO, CAF, SCT) amplified significantly the rock-like motions (CU, VC) and modified appreciably the frequency content of the incoming seismic waves. Within the Texcoco Lake Zone the ground motions were also drastically different highlighting the importance of the effect of small variations in soil profiles on ground motions.

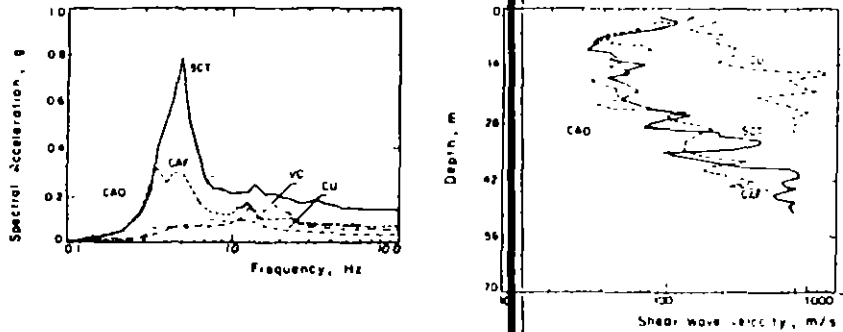


Fig. III-4.10: Response spectra and soil stiffness characteristics at different sites in Mexico City

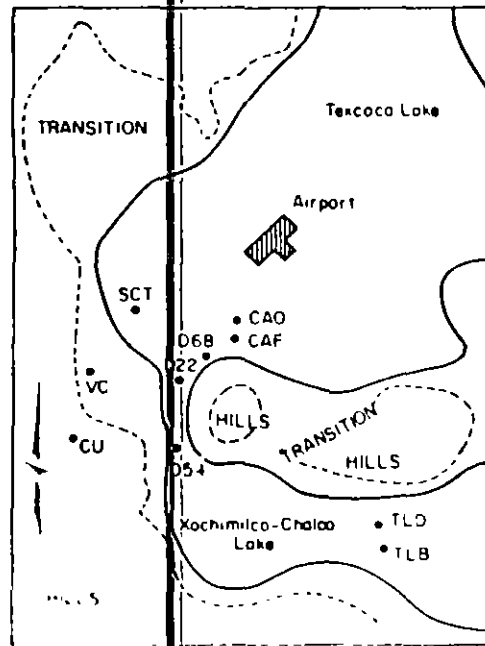


Fig. III-4.11: Geotechnical zoning and site location

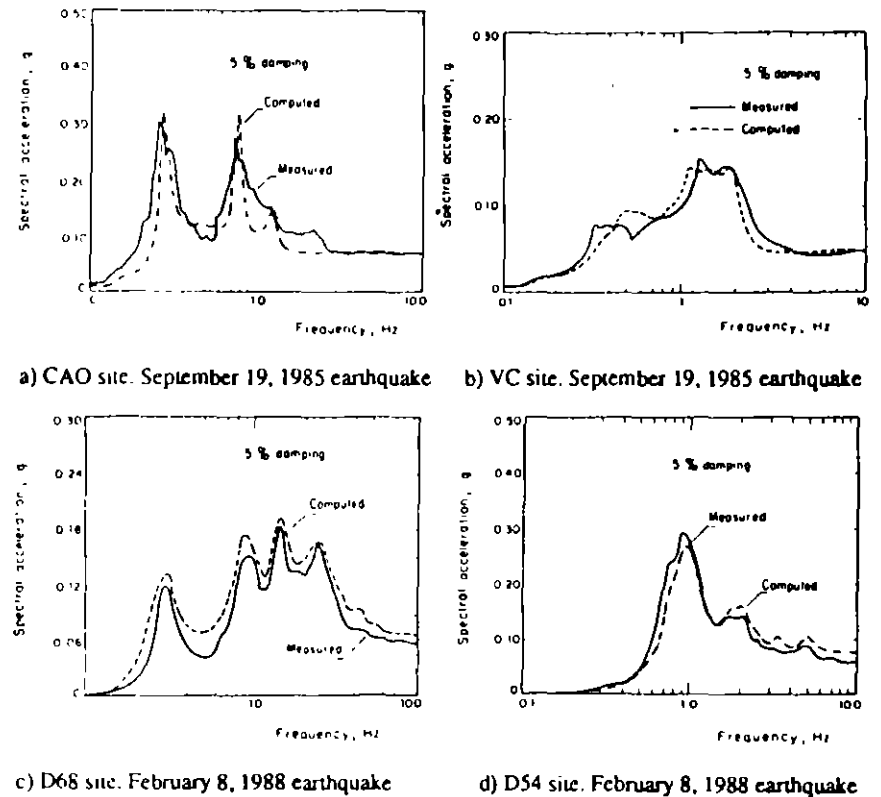


Fig. III-4.12: Observed and theoretical response spectra at various sites in Mexico City

In figure III-4.12, the theoretical acceleration response spectra are compared with the acceleration response spectra of the motions recorded at different sites within the Lake and Transition Zones during the 1985 and more recent seismic events. The theoretical spectra were computed using a one-dimensional model which considers the seismic environment as a stationary random process defined from the motions recorded at CU site (III-4.10). The correlation between computed and recorded spectra is remarkably good. Similar results were obtained for 67 additional sites for two recent seismic events. The main reasons why one-dimensional models are capable of reproducing, with a high degree of accuracy, the observed response spectra are the following: a) the soil stratigraphy is nearly horizontal, b) the extension of the clay deposits is more than two orders of

magnitude larger than their thickness, and c) the energy release source, the subduction zone, is more than 300 km away from Mexico City.

It can be concluded that free field motions at specific sites throughout the Valley of Mexico can be predicted with a sufficient degree of confidence for practical applications by means of one-dimensional models.

III-4.3.3 SOIL-STRUCTURE INTERACTION ANALYSES

An important aspect of the seismic analysis of structures is the evaluation of the dynamic interaction between the structure and the surrounding soil. For the analyses presented herein the finite element approach was preferred over the half-space theory.

III-4.3.3.1 Modelling

The model (Fig. III-4.13) includes viscous boundaries on the planar sides of the slice to simulate the propagation of wave energy in the direction perpendicular to the axis of the slice; energy-transmitting boundaries are placed at the lateral boundaries to simulate the dynamic effects of the semi-infinite viscoelastic horizontally layered soil system beyond the finite element region. The equation of motion for the structure system is [III-4-11]

$$[M]\{u\} + [K]\{u\} = -\{m\}y - \{V\} + \{F\} - \{T\} \tag{III-4.5}$$

where

- [M] = Plane strain mass matrix of a slice of unit thickness
- [K] = Complex plane strain stiffness matrix of a slice of unit thickness
- {u} = Displacements of nodal points relative to rigid base
- {m} = Vector related to [M] and the direction of the rigid base acceleration y(t)
- {V} = Forces due to viscous boundaries
- {F} = Forces acting on a vertical plane in the free field
- {T} = Forces related to the energy transmission at lateral boundaries

The equation of motion is solved in the frequency domain using the complex response method. Solving the resulting set of linear equations for unitary input motion the complex transfer function, $[H]_r$, of the nodes relative displacements is obtained:

$$\begin{aligned} [K]_r \{U\}_r &= \{P\}_r Y_r \\ [H]_r &= [K]_r^{-1} \{P\}_r \end{aligned} \tag{III-4.6}$$

where $[K]_r$ is a frequency-dependent stiffness matrix and $\{P\}_r$, also frequency-dependent, is the load vector corresponding to unit amplitude of the rigid base motion

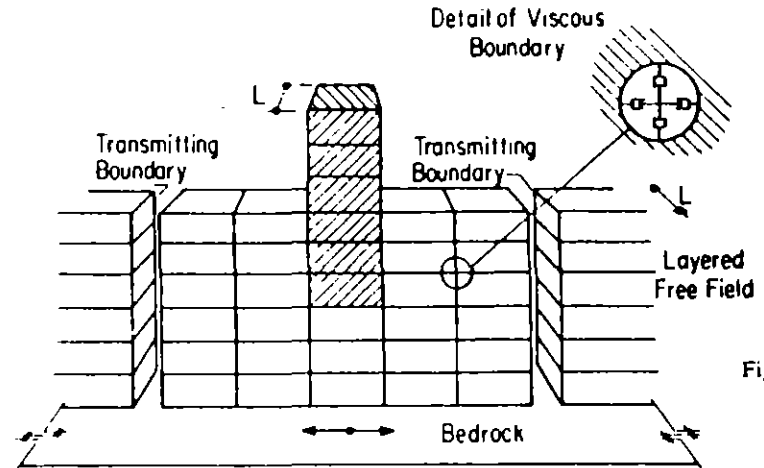


Fig. III-4.13: Soil-structure model

The response of a linear system like the one shown in Fig III-4.13 due to a stationary stochastic excitation can be obtained using the following equation [III-4-10]:

$$P_u^j(\omega_r) = |H_j(\omega_r)|^2 P_y(\omega_r) \tag{III-4.7}$$

where $H_j^u(\omega_r)$ is a vector containing the complex transfer function of the soil-structure system from the rigid base acceleration to nodal point j displacement; $P_y^j(\omega_r)$ is a vector containing the power spectral amplitudes of the base rock input motion; and $P_u^j(\omega_r)$ is a vector containing the response power spectral amplitudes of displacements at nodal point j.

The expected maximum response may be evaluated using the solutions for the first-passage problem which are usually presented in the form:

$$S_{T,p} = \gamma_{T,p} \sigma \tag{III-4.8}$$

where $S_{T,p}$ is the extreme value which has the probability p of not being exceeded within the duration T. The function $\gamma_{T,p}$ is called the "peak factor" and is the basic parameter which has to be determined in the first passage problem. In Eq. III-4.8, $S_{T,p}$ may represent the peak value of any random variable (i. e. acceleration, stress, etc.) and σ is the root mean square value of the corresponding power spectral function.

Using the concepts of extreme value theory and the response of single degree of freedom systems a procedure can be established to evaluate response spectra from power spectra and vice-versa [III-4-10]

III-4.3.2 Effect of foundation depth

Free-field movements are modified by the presence of structures by an amount that depends on the differences existing between the masses, rigidities and damping factors of the excavated soil and those of the foundation structure that substitutes it. Furthermore, most foundations are embedded and the ground motions are known to vary with depth.

To evaluate the depth effect on ground motions, it was assumed that the response spectrum of the movements at ground surface corresponds to the spectrum specified in the Mexico City construction code, identified in figure III-4.14 with the symbol CL (free field). By means of the analytical method presented previously, the seismic movements were calculated for different depths thus producing the spectra plotted in figure III-4.14. It can be observed that the movement attenuation is conspicuous for depths of about 10 to 15 m, particularly for frequencies in excess of 0.8 Hz. This result has important practical implications since in principle it could be sufficient to support the foundation at a certain depth in order to diminish the intensity of the dynamic excitation acting on the structure. A rigid foundation should be used so as not to amplify the movements from the foundation elevation towards the ground surface. In figure III-4.15 the effects of foundation depth on maximum ground surface acceleration are shown. It may be seen that the maximum acceleration decreases for larger foundation embedments and that the effect on free field acceleration is greater for deeper foundations.

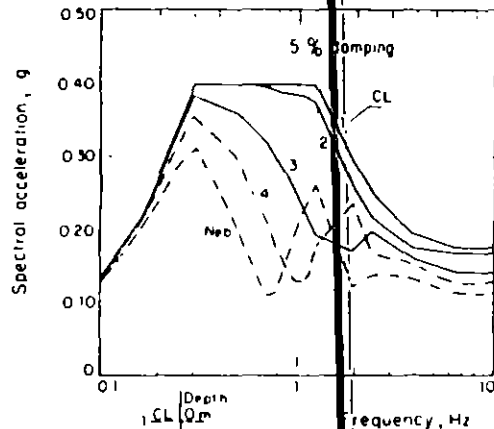


Fig. III-4.14: Variation of spectral acceleration with depth

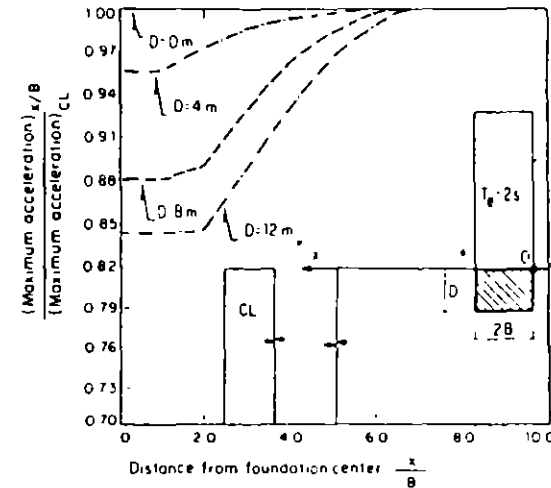


Fig. III-4.15: Effect of depth on ground surface maximum accelerations

III-4.3.3 Effect of foundation type

To evaluate the effect of the foundation rigidity on the seismic movements at the base of the structure (at ground surface elevation), the response of a building with a natural frequency of 1Hz was analyzed by means of the finite element method. Two types of foundations were contemplated: one with a box-type caisson at a depth of 2.5 m with 23-m long friction piles, and the other with a 14-m deep rigid box-type foundation. The safety factors against failure by static loading are the same for both foundations. The soil deposit is 30-m thick and has an average shear wave velocity equal to 52 m/s. The reference earthquake (movements at the base of the soil deposit in the free field) was considered to be equal to the mean spectrum of the horizontal components of the seismic movements recorded at CU site during the 1985 earthquake. A comparison of the free-field acceleration spectrum with the responses calculated in both soil-structure systems at ground surface and below the structure (point A), is presented in figure III-4.16. These floor spectra include the effect of soil characteristics, dynamic soil properties, soil-structure interaction, and of the structure itself.

Figure III-4.16 shows that the dominant frequency of the soil deposit (0.43 Hz) is not modified by the presence of the structure regardless of the type of foundation, and that the corresponding spectral amplitude is only attenuated by 5% for the foundation consisting of friction piles and by 12% for the case of the rigid box. This indicates that the soil-structure interaction is negligible for low frequencies and that for soft soil deposits their dominant frequency is not affected by the presence of a particular structure. However, for higher frequencies the

influence of the rigid foundation is significant, specially for the natural frequency of the structure (1 Hz). The effect of the flexible foundation (shallow box and friction piles) is negligible. These results and further investigations show that the interaction between soil and foundation may affect significantly the intensity of the motions at the structure base. Accordingly, if foundations are designed to suit the particular soil conditions and seismic environment requirements, it is feasible to decrease the cost of the structure without increasing the risk.

In urban zones structure-soil-structure interaction develops during earthquake shaking, modifying the free field seismic environment and the floor spectra of buildings considered as isolated. To study this problem an entirely similar approach has been used. Preliminary studies show that motions at building base will be attenuated further due to structure-soil-structure interaction effects in the high frequency range but that they are likely to be increased in the low frequency range.

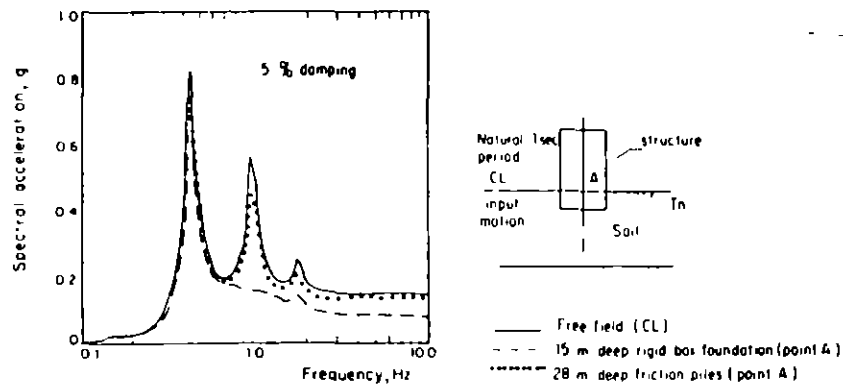


Fig III-4-16: Effect of foundation type on floor response spectra

III-4.4 Foundation design considerations

III-4.4.1 RELIABILITY

The design of foundations in soft soils must be based on accurate estimations of the actions to which the structure will be submitted in static and dynamic conditions. As already pointed out, the unsatisfactory seismic behavior of foundations on soft soils can frequently be traced to overloading in static conditions as a consequence of inadequate design but also of changes in the building use, flooding of the basement, etc. Design should thus take explicitly into

account the uncertainties regarding the static loads acting on the foundation. Uncertainty on the seismic loading of the foundations is still larger, since the design spectrum is often based mainly on engineering judgment taking into account limited statistical information on strong earthquakes characteristics in the area.

It appears then necessary for any foundation analysis and design in difficult subsoils, to perform a reliability evaluation. This can be achieved by using the concept of failure probability, considering both the soil capacity C and the loading D as random variables. The probability of failure (or of excessive deformation) can then be written as:

$$P \{ \text{failure} \} = P \{ C < D \} = \int_0^{\infty} \int_0^d f_C(c) f_D(d) \delta c \delta d \quad (\text{III-4.9})$$

where $f_C(c)$ and $f_D(d)$ are, respectively, the probability densities of capacity and loading. Complement to unity of probability of failure is known as reliability. Calculations based on the above equation show that, in certain conditions, the compensated and friction piles foundations may present a low reliability [III-4.12].

III-4.4.2 DYNAMIC BEARING CAPACITY

It has been proposed that a horizontal inertia force acting on the potential sliding mass of the soil foundation be considered in seismic bearing capacity analyses. If a simplified circular failure surface is assumed, the stability verification can then consist for superficial or compensated foundations, in checking that the following condition is satisfied:

$$F_C W_t - W_c \leq q_1 A_R F_R \left(1 - \frac{0.097 F_C a_0 b \gamma}{F_R c g} \right) \quad (\text{III-4.10})$$

where

F_C = Load factor (1.1 in Mexico City code)

F_R = Strength factor (0.7, M.C. code)

W_t = Total gravitational load

W_c = Weight of soil removed to build the foundation

A_t = Foundation area, whose width, d , is reduced by $2e$, where e is

the load eccentricity due to overturning moment in the analysis direction

q_1 = Net failure contact pressure under vertical load

a_0 = Maximum ground horizontal acceleration

b = Min (d , $1.2 h$, 20 m)

h = Depth from foundation slab to hardpan

c = Average cohesion from slab depth to slab depth + b

γ = Average soil unit weight from slab depth to slab depth + b

Calculations show that, for typical Mexico City conditions, compliance with the above equation leads to a reduction of bearing capacity by less than 10 %. This reduction is overridden by the increase in undrained strength for dynamic conditions (III-4.3.1.5).

Bibliography

- [III-4.1] Auvinet G. and M. J. Mendoza (1986). "Comportamiento de diversos tipos de cimentación en la zona lacustre de la Ciudad de México durante el sismo del 19 de septiembre de 1985", *Proceedings, Symposium: "Los Sismos de 1985 Casos de Mecánica de Suelos"*, Sociedad Mexicana de Mecánica de Suelos, México.
- [III-4.2] Mendoza M. and G. Auvinet (1988). "The Mexico Earthquake of September 19, 1985 - Behavior of Building Foundations in Mexico City", *Earthquake Spectra*, 4.4, p. 835-853.
- [III-4.3] Ovando E., M. J. Mendoza and M. P. Romo (1988). "Earthquake Induced Settlements in End Bearing Pile Foundations in Mexico City", *Earthquake Spectra*, 4.4, p. 753-770.
- [III-4.4] Auvinet G. and M. J. Mendoza (1987). "Consideraciones respecto al diseño de cimentaciones sobre pilotes de fricción en zonas sísmicas", *Proceedings, VII Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica*, p. 239, Querétaro, México.
- [III-4.5] Mendoza M. J. and J. Prince (1986). "Preliminary Report on the Earthquake of September 19, 1985, and its Effects on Structures and Foundations in Mexico City", *Geotechnical News*, 4, n°1, p. 20-29, Vancouver.
- [III-4.6] Romo M. P. et al (1989). "Cyclic Behavior of Normally Consolidated Mexico City Clay". Instituto de Ingeniería. *Research Report* Pr 9501.
- [III-4.7] Romo M.P. (1990). "Dynamic Properties of Highly Plastic Clays". *Symposium "Subsuelo de la Cuenca del valle de Mexico"*, SMMS, Mexico, p. 83-94.
- [III-4.8] Idniss I. M. et al (1978). "Non Linear Behavior of Soft Clays during Cyclic Loading". *JSMFD, ASCE*, 104, SM12, p. 1421-1447.
- [III-4.9] Díaz A. (1989). "Effects of Repeated Loading on the Strength of Mexico City Clay" *Proc. 4th Int. Conf. on Soil Dyn and Earth Eng., vol Soil Dynamics and Liquefaction*, Mexico City, p. 197-208.
- [III-4.10] Romo M.P. et al (1977). "PLUSH: A Computer Program for Probabilistic Finite Element Analysis of Seismic Soil-Structure Interaction". *Report N° UBC/EERC 77-01*, University of California, Berkeley.
- [III-4.11] Lysmer J. et al (1975). "FLUSH: A Computer Program for Approximate 3-D Analysis of Soil-Structure Interaction Problems", *Report N° EERC 75-30*, Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley.
- [III-4.12] Auvinet G. and O. Rossa (1991). "Reliability of Foundations on Soft Soils", *Proceedings, CERRA-ICASP6*, Mexico City, p. 768-775.



**FACULTAD DE INGENIERIA U.N.A.M.
DIVISION DE EDUCACION CONTINUA**

XXII CURSO INTERNACIONAL DE INGENIERIA SISMICA

MODULO IV: DISEÑO SISMICO DE CIMENTACIONES

**TEMA: ESPECTROS DE RESPUESTA CON EFECTOS DE SITIOS E
INTERACCION SUELO-ESTRUCTURA**

**EXPOSITOR: M. EN I. LUIS EDUARDO PEREZ ROCHA
DR. JAVIER AVILES
1996**

ESPECTROS DE RESPUESTA CON EFECTOS DE SITIO E INTERACCION SUELO-ESTRUCTURA

Javier Avilés^{1,2}, Luis Eduardo Pérez-Rocha^{2,3} y Héctor Raúl Aguilar²

RESUMEN

Se presenta un procedimiento de aplicación práctica para representar los efectos de la interacción suelo-estructura en el periodo y amortiguamiento del modo fundamental de vibración, teniendo en cuenta los efectos de las condiciones de sitio. Se plantea el concepto de contornos de respuesta con interacción a fin de expresar los efectos de sitio e interacción simultáneamente, en términos del periodo dominante del sitio y el periodo fundamental de la estructura. Se muestra que a partir de estos contornos pueden conocerse los espectros de sitio con interacción.

Para diferentes configuraciones de sitio y estructura típicas del valle de México, se calculan contornos de respuesta con interacción mediante los cuales puede predecirse el escenario de interacción que tendría lugar en el valle de México ante un temblor característico postulado en terreno firme. Con base en los resultados numéricos, se evalúan los efectos de interacción en la respuesta estructural debidos a la influencia de los parámetros más importantes del problema de interacción, tales como la profundidad del depósito de suelo, el enterramiento de la cimentación y la esbeltez de la estructura.

ABSTRACT

A procedure of practical application is presented for representing the effects of the soil-structure interaction on the period and damping of

¹Instituto de Investigaciones Eléctricas

²Centro de Investigación Sísmica AC, FJBS

³Facultad de Ingeniería, UNAM

the fundamental mode of vibration, taking into account the effects of the site conditions. The concept of response contours with interaction is stated in order to express the site and interaction effects simultaneously, in terms of the dominant period of the site and the fundamental period of the structure. It is shown that beginning with these contours the site spectra with interaction can be known.

For different configurations of site and structure typical of the valley of Mexico, response contours with interaction are calculated by means of which it can be predicted the interaction stage that would take place in the valley of Mexico in the presence of a characteristic earthquake postulated at firm ground. Based on the numerical results, it is evaluated the interaction effects on the structural response due to the influence of the most important parameters of the interaction problem, such as the depth of the soil deposit, the foundation depth and the slenderness of the structure.

1. INTRODUCCION

Para el análisis sísmico de estructuras desplantadas en depósitos de suelo blando es necesario considerar dos fenómenos debidos a la flexibilidad del suelo respecto a la roca basal, conocidos como: a) efectos de sitio y b) interacción suelo-estructura.

Con respecto a terreno firme, las condiciones de sitio amplifican la intensidad, reducen el contenido de frecuencias y alargan la duración del movimiento sísmico, mientras que la interacción suelo-estructura modifica las características del movimiento del terreno en la vecindad de la cimentación (interacción cinemática) así como los parámetros dinámicos de la estructura (interacción inercial). Para fines de diseño, los efectos de interacción más importantes son los inerciales, esto es, el alargamiento del periodo y el aumento o la reducción del amortiguamiento de la estructura respecto a los valores correspondientes a la condición de base rígida.

Los efectos de sitio se traducen generalmente en incrementos de la respuesta estructural. En cambio, las modificaciones por interacción del periodo y amortiguamiento pueden dar lugar a respuestas estructurales mayores o menores, dependiendo de la posición del periodo resonante del espectro de respuesta y el nivel de amortiguamiento.

En general, los efectos de sitio e interacción suelo-estructura se tienen en cuenta mediante el espectro de respuesta aplicable al sitio de interés utilizando el periodo y amortiguamiento efectivos de la estructura en cuestión. El espectro de sitio es la curva de respuestas máximas de un oscilador elemental con frecuencia natural variable, sometido al movimiento sísmico en el sitio de interés; en tanto que el periodo y amortiguamiento efectivos son los parámetros dinámicos de un oscilador de reemplazo cuyo cortante basal resonante es igual al que se desarrolla en el sistema suelo-estructura, para excitación armónica estacionaria de la base (Avilés y col, 1992).

El objetivo de este trabajo es presentar un procedimiento de aplicación práctica para representar los efectos de la interacción suelo-estructura

en el periodo y amortiguamiento del modo fundamental de vibración, teniendo en cuenta los efectos de las condiciones de sitio, así como aplicarlo a diferentes configuraciones de sitio y estructura típicas del valle de México, a fin de conocer la influencia de los parámetros característicos dominantes.

Primeramente, se describe un enfoque ingenieril para representar los efectos de sitio e interacción suelo-estructura simultáneamente, en términos del periodo fundamental de la estructura y el periodo dominante del sitio. Para ello, se recurre a una forma de expresar la respuesta estructural mediante contornos de respuesta con interacción, los cuales son aplicables a configuraciones de sitio y estructura con periodos naturales de vibración variables. La estructura se modela como un oscilador simple definido por el periodo y amortiguamiento así como la masa y altura efectivas correspondientes a su modo fundamental, lo cual es apropiado para estructuras con varios grados de libertad que en su condición de base rígida responden esencialmente como un oscilador elemental. El suelo se idealiza como un estrato homogéneo sobre un semiespacio caracterizado con el periodo dominante y la velocidad efectiva, en ondas de cortante, del sitio. Considerando que el valle de México mide cerca de 30x70 km y el espesor de las formaciones de arcilla alrededor de 100 m, el modelo de propagación de ondas unidimensional resulta adecuado para tomar en cuenta los efectos de sitio en la ciudad de México (Seed y col, 1988), puesto que la extensión del valle con respecto a su profundidad es extremadamente grande. Los efectos de interacción se tienen en cuenta al analizar de manera exacta el sistema acoplado, utilizando funciones de impedancia rigurosas (Avilés y Pérez-Rocha, 1992).

Finalmente, postulando como movimiento de control al temblor de Michoacán de 1985 registrado en una estación representativa de los sitios de terreno firme en la ciudad de México, se calcula una gama amplia de contornos de respuesta con interacción que cubre la mayor parte de casos de interés práctico; los parámetros característicos considerados son la profundidad del depósito de suelo, el enterramiento de la cimentación y la esbeltez de la estructura, los cuales controlan los efectos de interacción suelo-estructura. A partir de estos contornos

se determinan espectros de respuesta con interacción para algunos sitios representativos de las zonas de transición y blanda en el valle de México, a fin de evaluar la variación del cortante basal en estructuras con diferentes condiciones de interacción.

2. REPRESENTACION DE LOS EFECTOS DE SITIO E INTERACCION SUELO-ESTRUCTURA

En la fig 1 se muestra el modelo adoptado para considerar los efectos de sitio e interacción suelo-estructura. Se supone que el movimiento de control tiene lugar en el afloramiento de la roca basal, a la vez que se desprecia la difracción de ondas que ocurre por la frontera lateral del depósito de suelo. Los parámetros del oscilador elemental deben interpretarse como los parámetros modales de la estructura de varios grados de libertad con base rígida vibrando en su modo fundamental, es decir: T_e y ζ_e son el periodo y amortiguamiento mientras que M_e y H_e son la masa y altura efectivas correspondientes al modo fundamental (Avilés y col, 1992). En tanto que los parámetros del estrato homogéneo, T_s y β_s ; deben interpretarse como el periodo dominante de vibración y la velocidad efectiva de propagación, en ondas de cortante, del depósito de suelo estratificado (Avilés y Pérez-Rocha, 1992).

Si el suelo se reemplaza por funciones de impedancia, el sistema suelo-estructura por analizar se reduce al oscilador simple apoyado sobre resortes y amortiguadores dependientes de la frecuencia de excitación que se muestra en la fig 2. Como se desprecian los efectos de ~~la interacción cinemática, este oscilador con base flexible se somete al~~ movimiento de campo libre que tiene lugar en la superficie del depósito de suelo.

Dado un temblor característico de diseño en terreno firme, los efectos de sitio e interacción suelo-estructura que se presentan en terreno blando pueden considerarse mediante espectros de sitio con interacción obtenidos a partir del oscilador con base flexible. Sin embargo, como sería necesario conocer tantos espectros como sitios se tengan, parece conveniente representar tales efectos considerando simultáneamente el

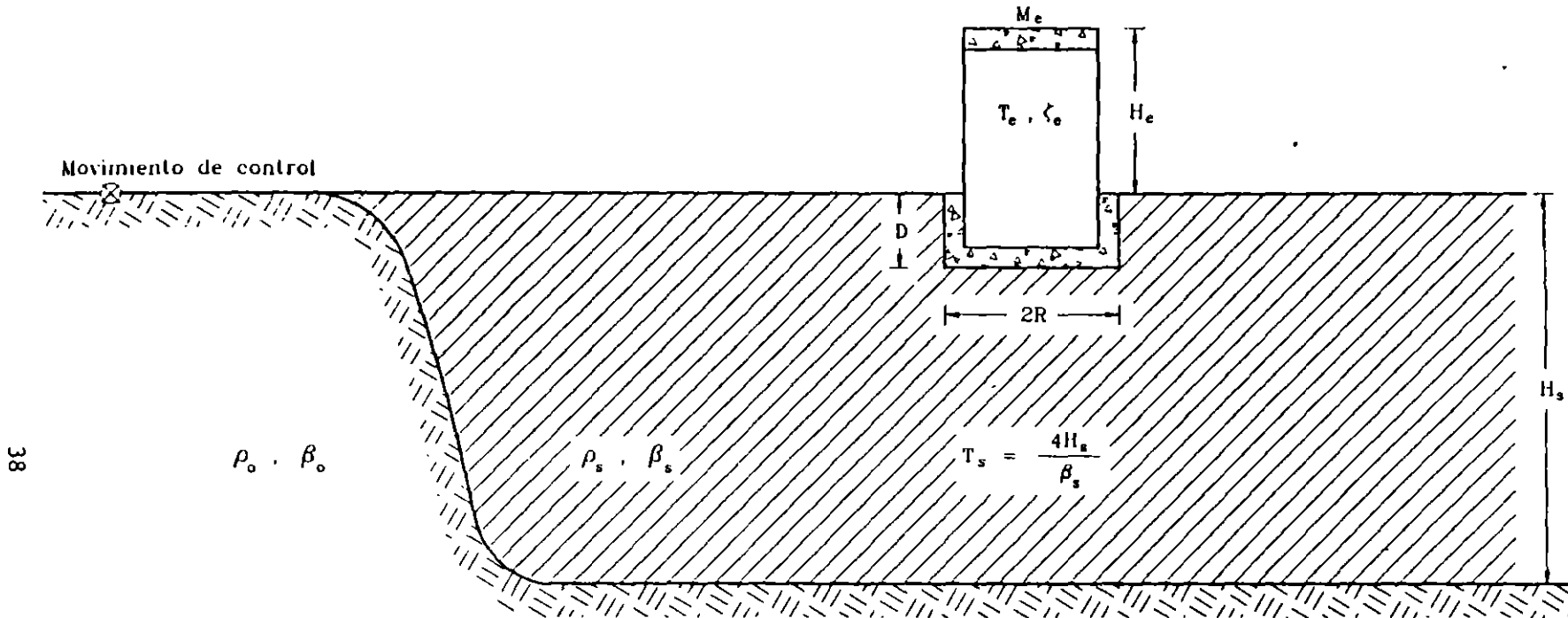


Fig. 1 Modelo para considerar los efectos de sitio e interacción suelo-estructura

periodo fundamental de la estructura y el periodo dominante del sitio, de modo que se cubra cualquier configuración de sitio y estructura dentro de un rango establecido.

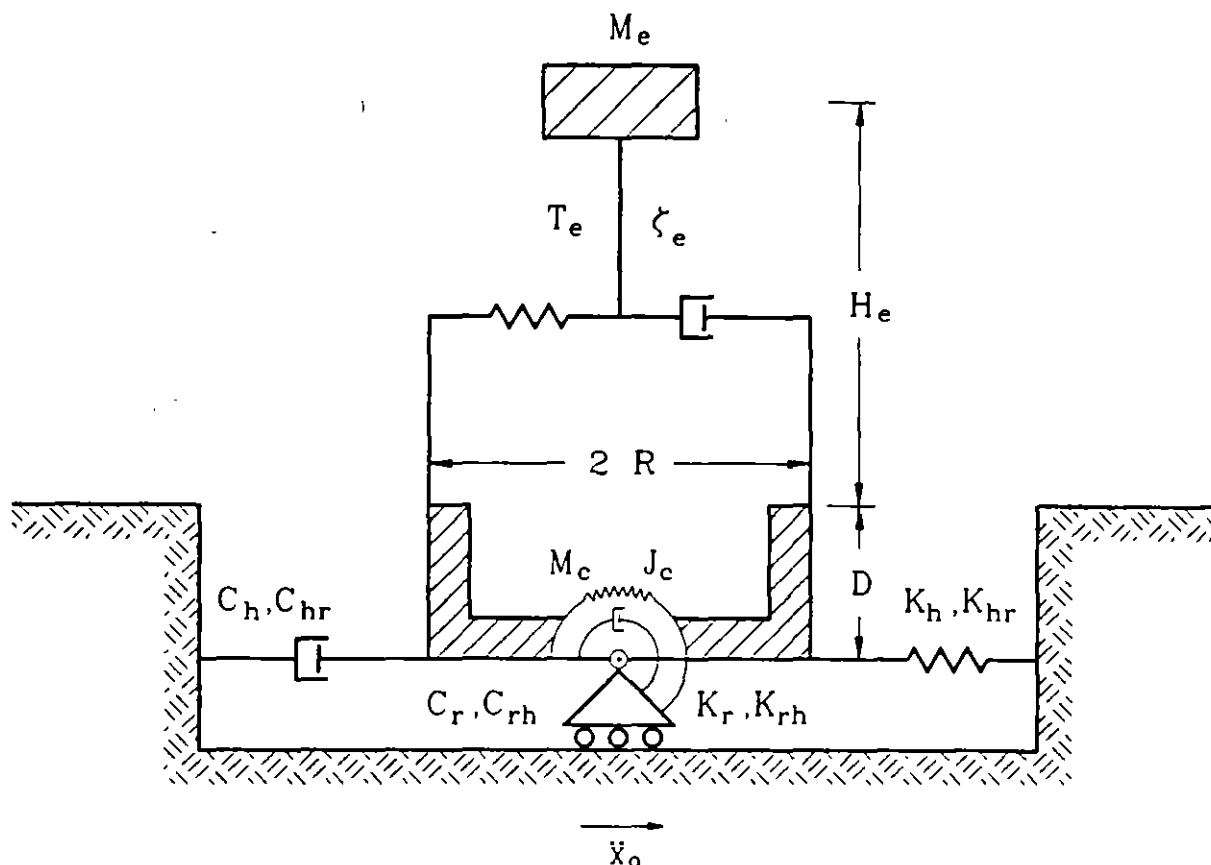


Fig. 2 Sistema suelo-estructura

~~Para llevar a cabo lo anterior, se encontró que una forma adecuada de~~
representar los efectos de sitio e interacción suelo-estructura simultáneamente consiste en la determinación de curvas de isoaceleración referidas a dos ejes ortogonales correspondientes a los periodos naturales de vibración de la estructura y el sitio. A estas curvas de respuestas máximas de un oscilador elemental sobre un estrato homogéneo, en función del periodo fundamental de la estructura y el periodo dominante del sitio, se les ha definido como contornos de respuesta con interacción.

Este enfoque ingenieril para evaluar los efectos debidos a las condiciones de sitio y la interacción suelo-estructura consta de los siguientes pasos:

2.1 Movimiento de control

Como movimiento de control se toma un temblor característico en el afloramiento de la roca basal, el cual se caracteriza por su espectro de amplitudes de Fourier $|F_t(\omega)|$. La excitación considerada corresponde al componente EW del temblor de Michoacán de 1985 registrado en la estación de Ciudad Universitaria (CU), representativa de los sitios de terreno firme en la ciudad de México. En la fig 3 se muestran los espectros de respuesta y de amplitudes de Fourier correspondientes al movimiento de control considerado.

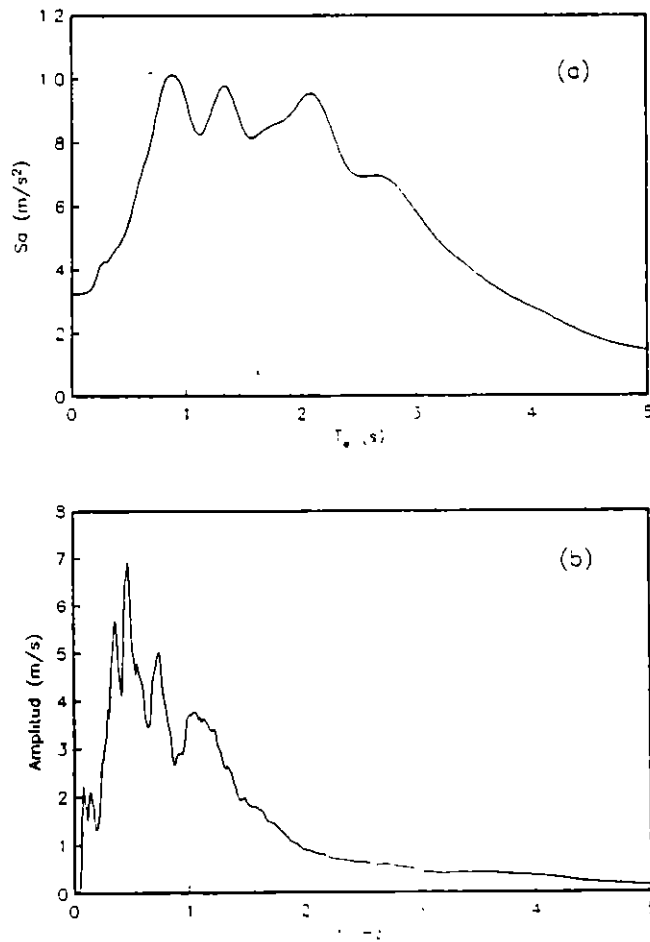


Fig. 3 Espectros de respuesta (a) y de amplitudes de Fourier (b) para el componente EW del temblor de Michoacán de 1985 registrado en la estación CU de la ciudad de México

2.2 Condiciones de sitio

A partir de las propiedades del estrato homogéneo con base deformable, se determina la función de transferencia para la aceleración del terreno en la superficie del depósito de suelo ante la incidencia vertical de ondas de cortante, de acuerdo con la expresión (Newmark y Rosenblueth, 1971)

$$H_s(\omega) = \frac{1}{\cos(k_s H_s) + i p \operatorname{sen}(k_s H_s)} \quad (1)$$

en donde

$$p = \frac{\rho_s \beta_s}{\rho_o \beta_o} \quad (2)$$

es la relación de impedancias entre el estrato y la roca basal, la cual representa al amortiguamiento geométrico por radiación de ondas; $k_s = \omega/\beta_s$ es el número de onda de cortante del estrato mientras que $\rho_{o,s}$ y $\beta_{o,s}$ son la densidad y la velocidad de ondas de cortante del suelo, respectivamente. El amortiguamiento material por comportamiento histerético se introduce reemplazando a $\beta_{o,s}$ por $\beta_{o,s}(1+i\zeta_{o,s})$, siendo $\zeta_{o,s}$ el coeficiente de amortiguamiento del suelo. Los índices s y o indican el estrato y la roca basal, respectivamente.

2.3 Interacción suelo-estructura

~~En el dominio de la frecuencia se plantea la ecuación de movimiento del~~
oscilador con base flexible de tres grados de libertad, la cual resulta ser (Avilés y col, 1992)

$$\left[\mathbf{K}_s + i \omega \mathbf{C}_s - \omega^2 \mathbf{M}_s \right] \mathbf{X}_s = - \ddot{\mathbf{X}}_0 \mathbf{M}_0 \quad (3)$$

donde ω es la frecuencia de excitación y $\mathbf{X}_s = (X_e, X_c, \Phi_c)^T$ el vector de coordenadas generalizadas del sistema suelo-estructura, siendo X_e la deformación de la estructura, X_c el desplazamiento de la base de la cimentación relativo al movimiento de campo libre X_o y Φ_c la rotación de

la cimentación. El vector de cargas, M_o , la matriz de masa, M_s , la de amortiguamiento, C_s , y la de rigidez, K_s , del sistema acoplado tienen las siguientes formas:

$$M_o = \begin{Bmatrix} M_o \\ M_o + M_c \\ M_o (H_o + D) + M_c D/2 \end{Bmatrix} \quad (4)$$

$$M_s = \begin{bmatrix} M_o & M_o & M_o (H_o + D) \\ M_o & M_o + M_c & M_o (H_o + D) + M_c D/2 \\ M_o (H_o + D) & M_o (H_o + D) + M_c D/2 & M_o (H_o + D)^2 + J_c \end{bmatrix} \quad (5)$$

$$C_s = \begin{bmatrix} C_o & 0 & 0 \\ 0 & C_h & C_{hr} \\ 0 & C_{rh} & C_r \end{bmatrix} \quad (6)$$

$$K_s = \begin{bmatrix} K_o & 0 & 0 \\ 0 & K_h & K_{hr} \\ 0 & K_{rh} & K_r \end{bmatrix} \quad (7)$$

donde M_c es la masa de la cimentación, J_c el momento de inercia de la masa del cimiento con respecto al eje de rotación de su base y D la profundidad de desplante de la cimentación; mientras que K_o y C_o son la rigidez y el amortiguamiento, respectivamente, de la estructura con base rígida. A su vez, K_h y C_h representan la rigidez y el amortiguamiento del suelo en el modo de traslación de la cimentación, K_r y C_r la rigidez y el amortiguamiento del suelo en el modo de rotación de la cimentación y $K_{hr} = K_{rh}$ y $C_{hr} = C_{rh}$ la rigidez y el amortiguamiento del suelo acoplados; estos resortes lineales y amortiguadores viscosos se obtienen a partir de una base de datos para rigideces dinámicas rigurosas (Avilés y Pérez-Rocha, 1992), usando una cimentación circular equivalente de radio R .

Resolviendo la ec 3, se determina la función de transferencia para la pseudoaceleración de la estructura interactuando con el suelo como $H_o(\omega) = \omega_o^2 \ddot{X}_o / \ddot{X}_o$, siendo ω_o la frecuencia fundamental de la estructura supuesta con base indeformable.

2.4 Contornos de respuesta

Conocidos el espectro de amplitudes de Fourier de la excitación así como las funciones de transferencia del suelo y la estructura, se obtiene el espectro de amplitudes de Fourier de la respuesta estructural mediante el producto

$$|F_o(\omega)| = |F_t(\omega)| |H_s(\omega)| |H_o(\omega)| \quad (8)$$

Finalmente, con base en el espectro de amplitudes de Fourier de la respuesta estructural y la duración estimada de la excitación en terreno blando, se calculan los valores esperados de las respuestas máximas mediante la teoría de vibraciones aleatorias (Boore, 1983; Boore y Joyner, 1984), los cuales representan las magnitudes de los contornos de respuesta con interacción para las coordenadas (T_o, T_s) en el plano de periodos naturales de vibración.

3. CONTORNOS DE RESPUESTA CON INTERACCION

Los contornos de respuesta con interacción pueden expresarse en términos de parámetros adimensionales que son característicos de los sistemas suelo-estructura, los cuales se definen como sigue:

a) Relación de masas de la cimentación entre la estructura: $\tilde{m} = \frac{M_c}{M_o}$

b) Relación de momentos de inercia de masa de la cimentación entre la estructura: $\tilde{j} = \frac{J_c}{M_o (H_o + D)^2}$

c) Densidad relativa de la estructura respecto al suelo: $\tilde{\rho} = \frac{M_o}{\rho_s \pi R^2 H_o}$

d) Coeficientes de amortiguamiento del suelo y la estructura: ζ_s y ζ_o

e) Relación de Poisson del suelo: ν_s

f) Profundidad relativa del depósito de suelo: $\tilde{h}_s = \frac{H_s}{R}$

g) Profundidad de desplante relativa de la cimentación: $\tilde{d} = \frac{D}{R}$

h) Relación de esbeltez de la estructura: $\tilde{h}_e = \frac{H_e}{R}$

Para estructuras de edificios, las variaciones de \tilde{m} , \tilde{j} y $\tilde{\rho}$ no influyen significativamente en la respuesta estructural (Avilés y col, 1992), por lo que se adoptaron los valores representativos $\tilde{m} = 0.2$, $\tilde{j} = 0.05$ y $\tilde{\rho} = 0.15$. Asimismo, por tratarse de estructuras y suelos típicos del valle de México, se tomaron los valores usuales $\zeta_s = 0.05$ y $\zeta_e = 0.05$ aplicables en situaciones prácticas.

Los parámetros característicos que controlan la respuesta estructural son la profundidad del depósito de suelo, el enterramiento de la cimentación y la esbeltez de la estructura, por lo que se consideraron los siguientes valores a fin de cubrir la mayor parte de casos reales: $\tilde{h}_s = 2, 3, 4, 5, 6, 8$ y 10 ; $\tilde{d} = 0, 1/2$ y 1 ; y $\tilde{h}_e = 1, 3$ y 5 .

Es conocido que los periodos dominantes en sitios del valle de México alcanzan valores hasta de cinco segundos. Similarmente, las estructuras ahí desplantadas pueden llegar a tener periodos fundamentales del mismo orden. Esta situación sugiere evaluar los efectos de sitio e interacción suelo-estructura en el intervalo de periodos naturales de vibración comprendido entre 0 y 5 s.

La forma de los contornos de respuesta sin efectos de interacción suelo-estructura se muestra en la fig 4, la cual se caracteriza por el hecho de que las respuestas resonantes asociadas al modo fundamental del sitio se presentan a lo largo de la recta con pendiente igual a uno, es decir, cuando el periodo fundamental de la estructura coincide con el periodo dominante del sitio; las respuestas resonantes asociadas al primer modo superior del sitio se presentan a lo largo de la recta con pendiente igual a tres. Los contornos de respuesta son de gran utilidad para identificar los sitios con mayor amplificación dinámica ante un

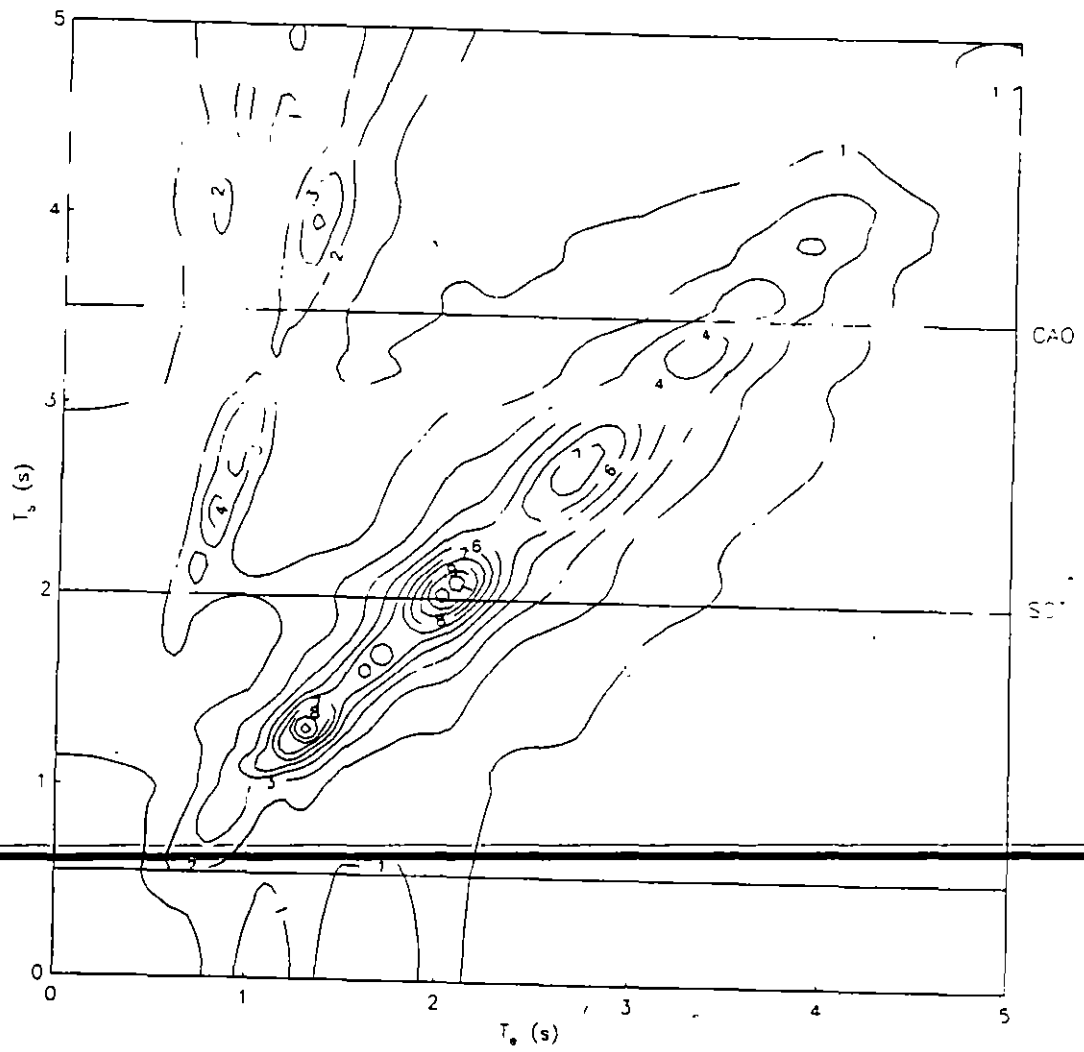


Fig. 4 Contornos de respuesta sin efectos de interacción suelo-estructura

temblor característico postulado en terreno firme; en este caso, tales sitios resultan ser los que tienen periodos dominantes de $T_s = 2$ s, como ocurrió en la realidad.

Para fines de calibración, se seleccionaron los sitios de SCT y CAO en la zona blanda y el sitio VI en la zona de transición (Seed y col, 1988). Los perfiles estratigráficos de estos sitios se idealizaron mediante estratos homogéneos cuyas propiedades son las siguientes:

<u>Sitio</u>	<u>Profundidad</u>	<u>Velocidad efectiva</u>	<u>Relación de Poisson</u>
VI	12 m	87 m/s	0.45
SCT	38 m	76 m/s	0.45
CAO	56 m	64 m/s	0.50

Según el modelo unidimensional de ondas de cortante, el periodo fundamental de un manto simple es igual a

$$T_s = \frac{4 H_s}{\beta_s} \quad (9)$$

lo que implica que los periodos dominantes sean $T_s = 0.55$ s para VI, $T_s = 2$ s para SCT y $T_s = 3.5$ s para CAO.

Realizando cortes en la fig 4 a lo largo de $T_s = 0.55$, 2 y 3.5 s, se pueden inferir los espectros de respuesta sin efectos de interacción suelo-estructura (---) que se esperarían en los sitios VI, SCT y CAO, respectivamente, los cuales son una buena aproximación de los espectros de sitio sin interacción calculados con las excitaciones registradas en esas estaciones (—), como se muestra en la fig 5. Las relaciones de impedancias para estos sitios se ajustaron de tal forma que se lograra la concordancia mostrada. Los valores que resultaron del ajuste VI, SCT y CAO se tomaron como representativos para los sitios cuyo periodo dominante fuera $0 < T_s < 1$ s, $1 < T_s < 3$ s y $3 < T_s < 5$ s, respectivamente.

En las figs 6, 7, 8, 9, 10, 11 y 12 se presentan los contornos de respuesta con interacción para $\tilde{h}_s = 2, 3, 4, 5, 6, 8$ y 10, respectivamente; en cada figura se muestran resultados para $d = 0, 1/2$ y

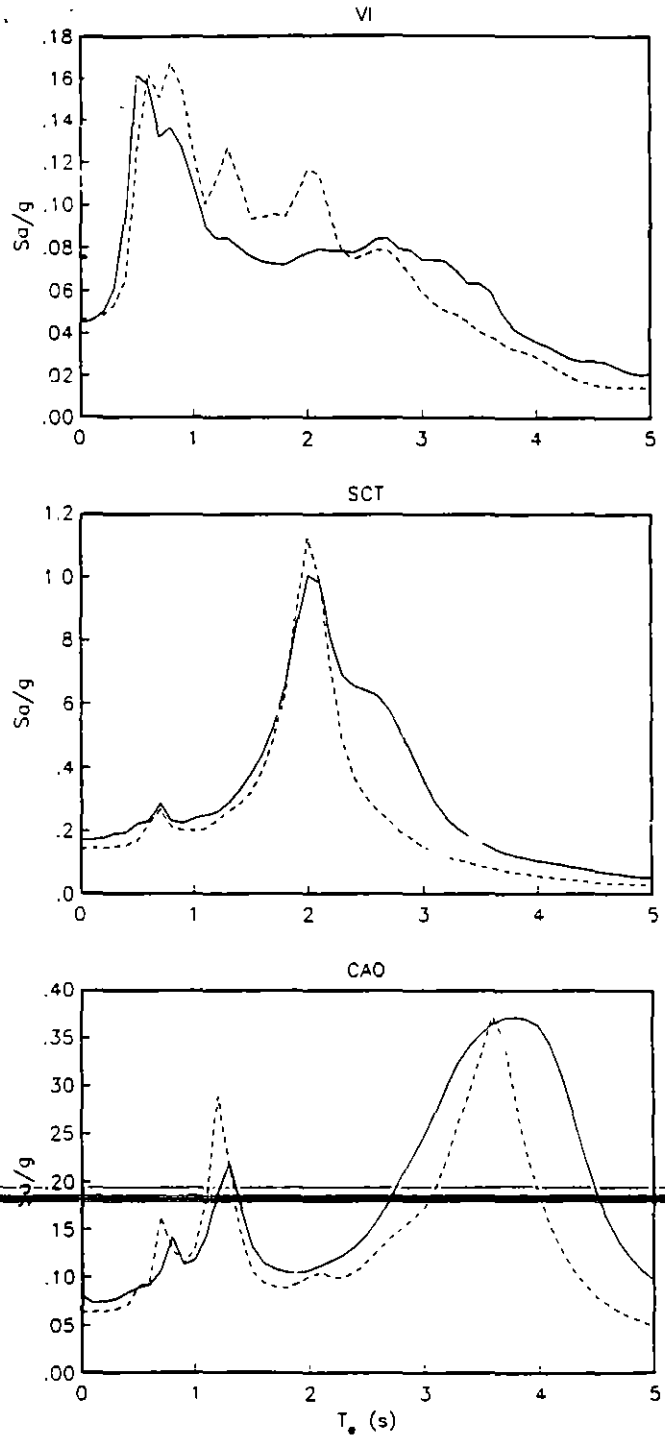


Fig. 5 Espectros de respuesta sin interacción en los sitios VI, SCT y CAO, inferidos a partir de contornos de respuesta (- - -) y calculados in situ (—)

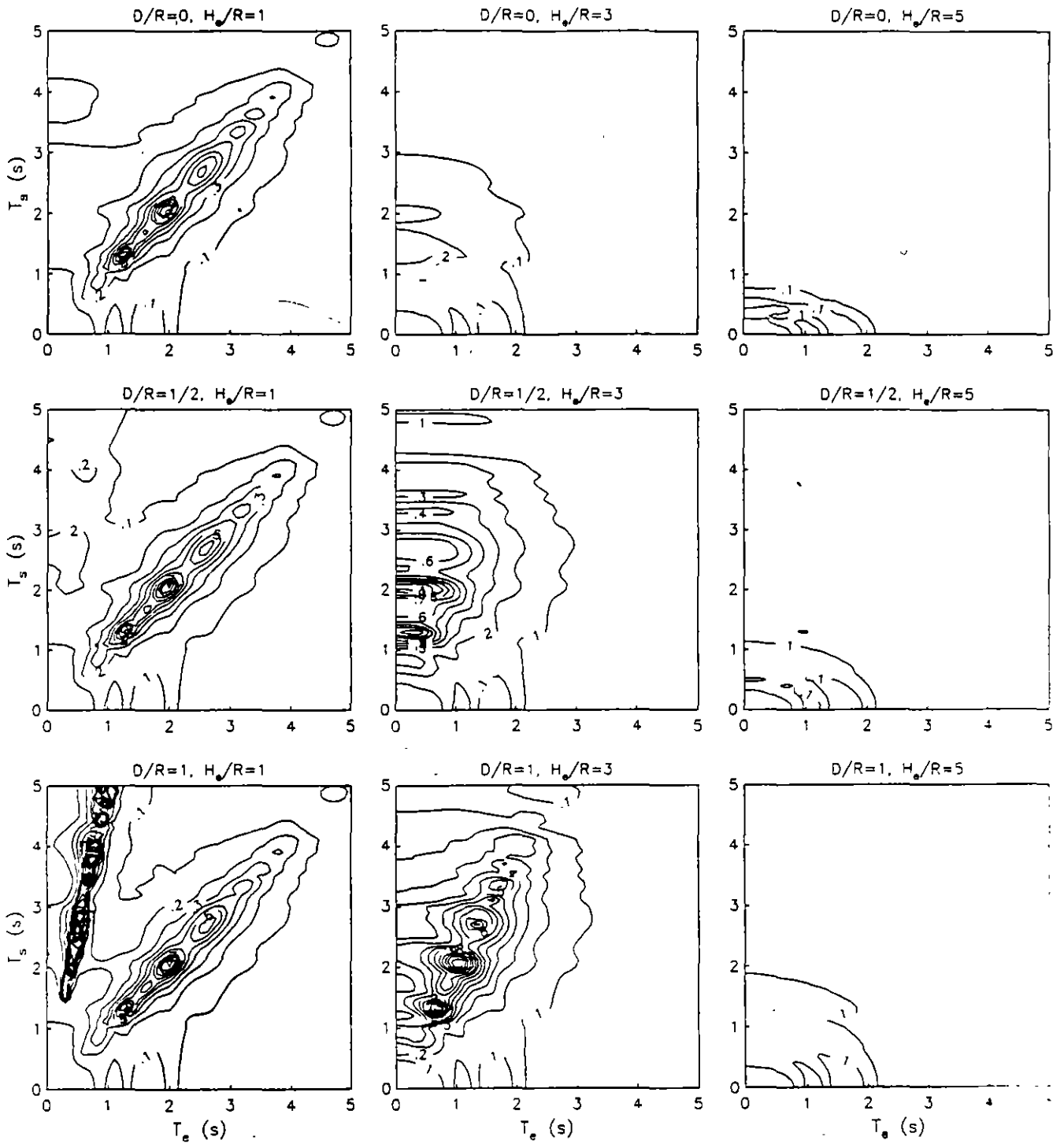


Fig. 6 Contornos de respuesta con efectos de interacción suelo-estructura para $H_s/R = 2$

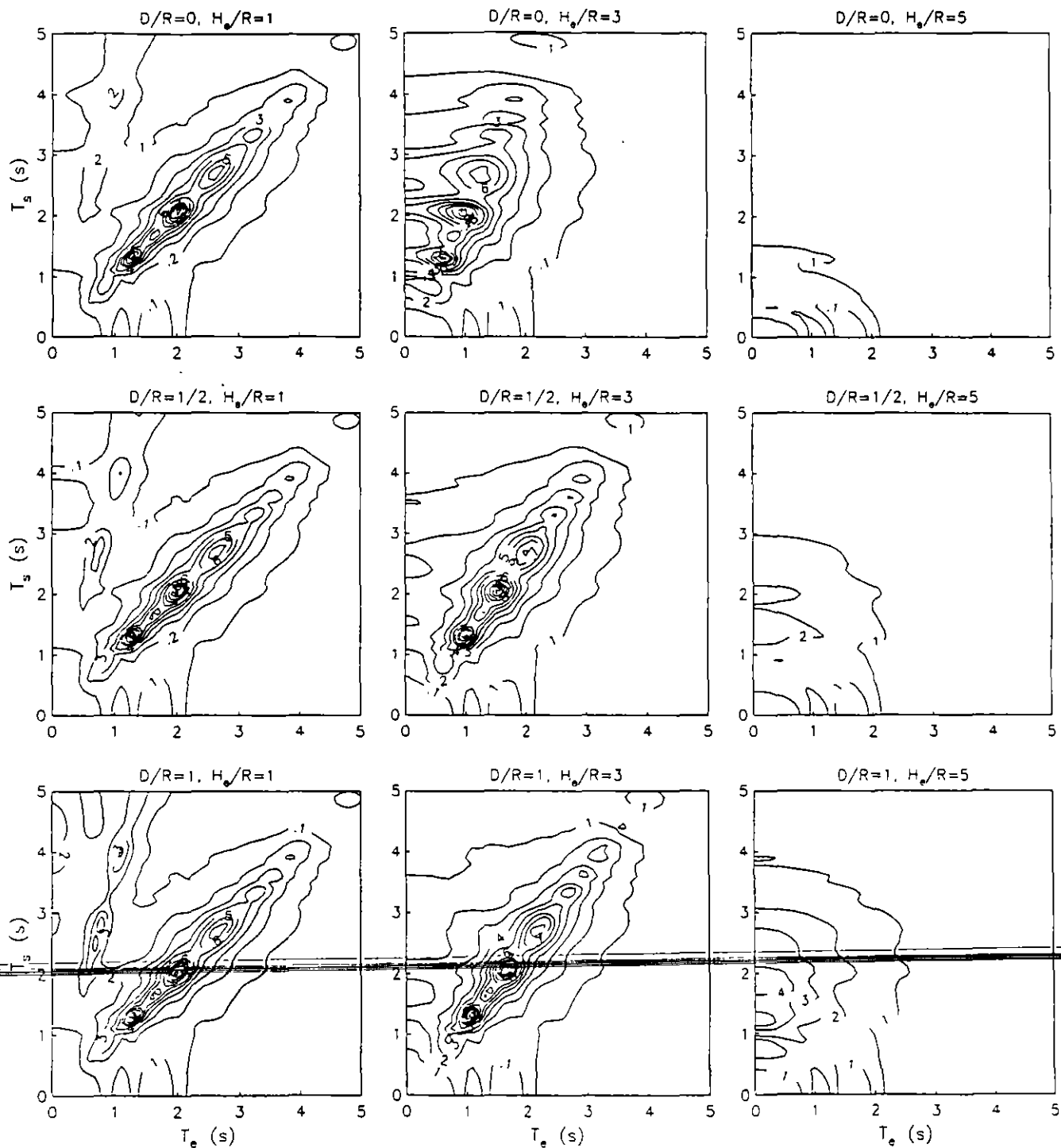


Fig. 7 Contornos de respuesta con efectos de interacción suelo-estructura para $H_s/R = 3$

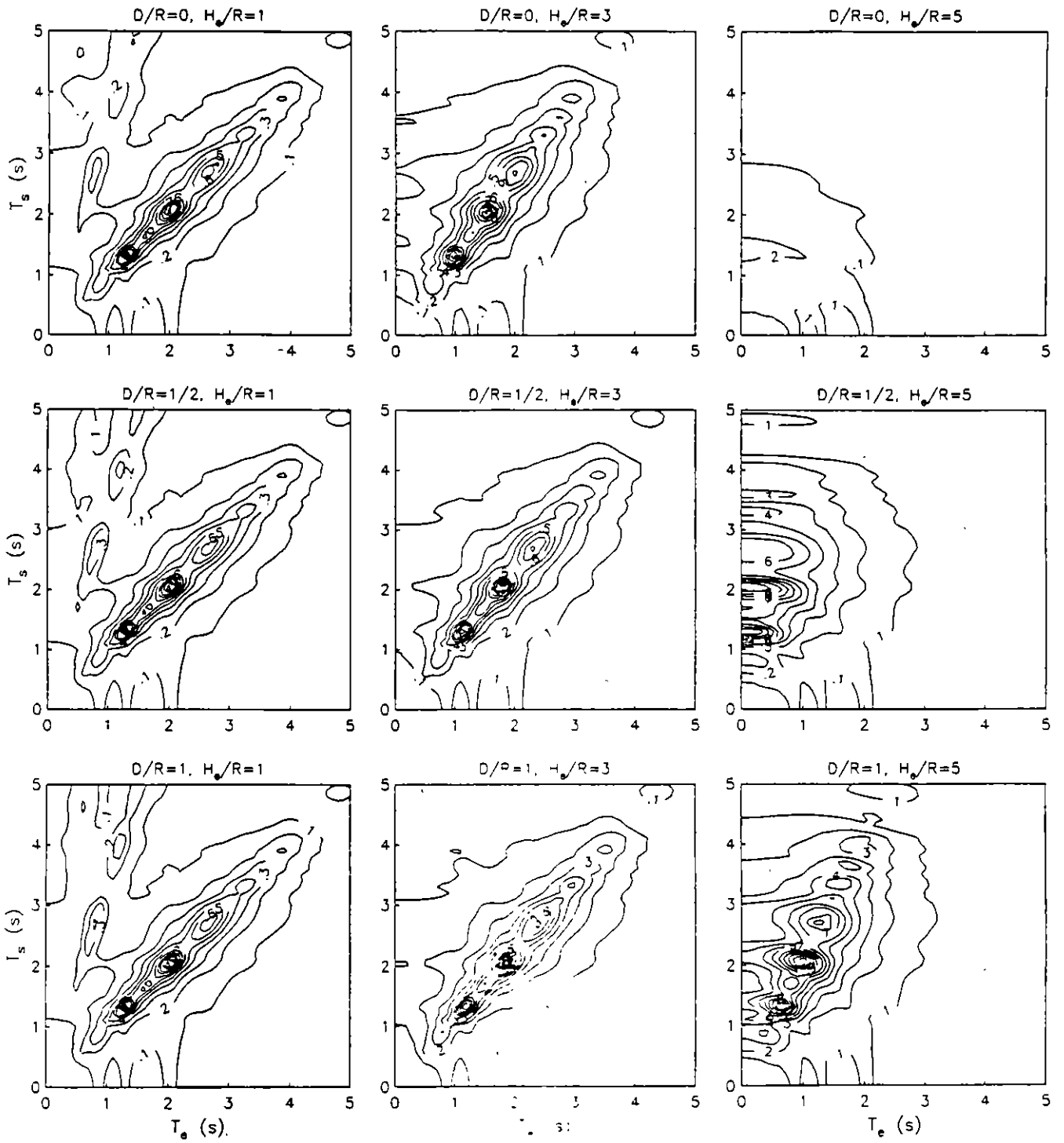


Fig. 8 Contornos de respuesta con efectos de interacción suelo-estructura para $H_g/R = 4$

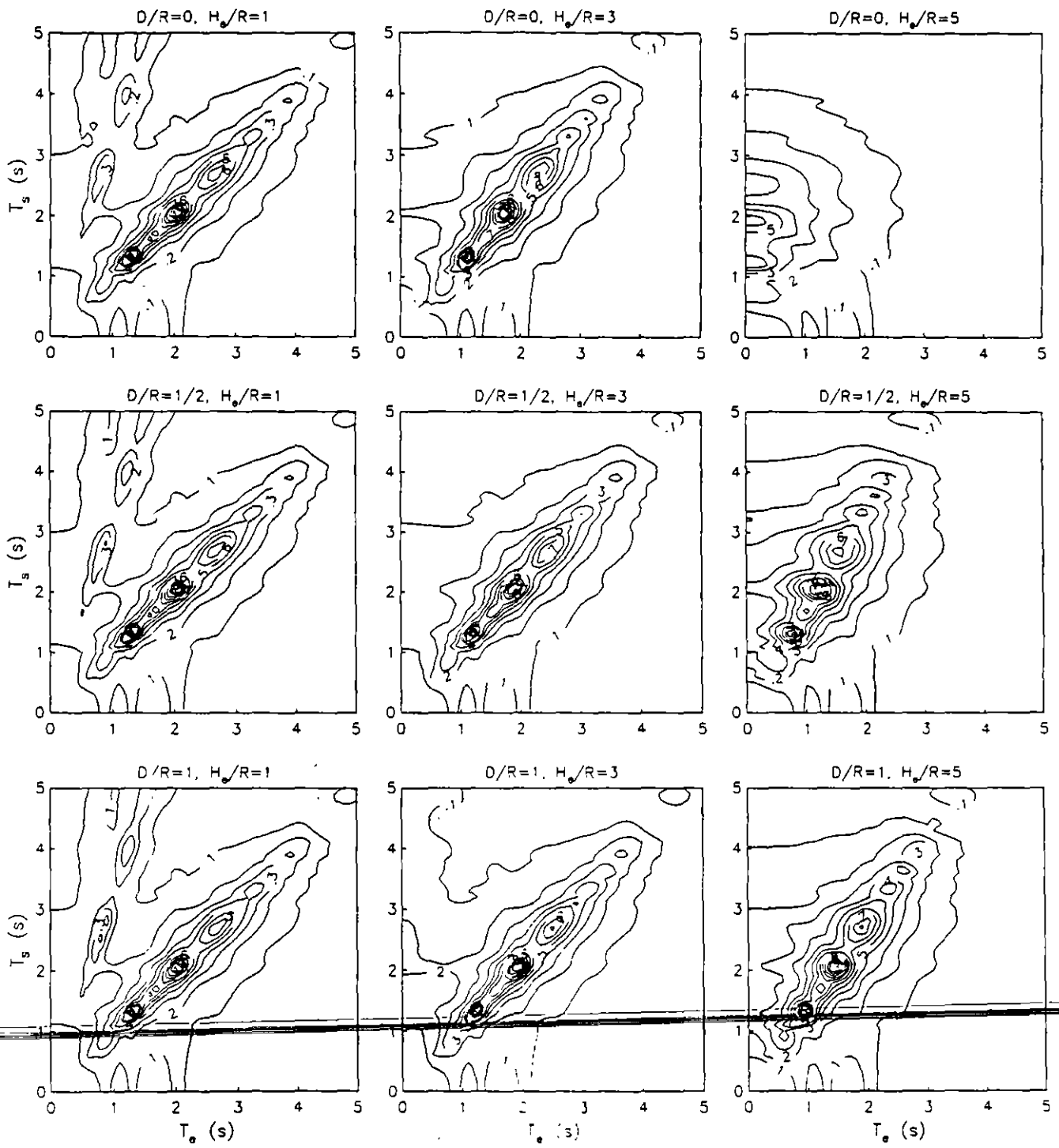


Fig. 9 Contornos de respuesta con efectos de interacción suelo-estructura para $H_s/R = 5$

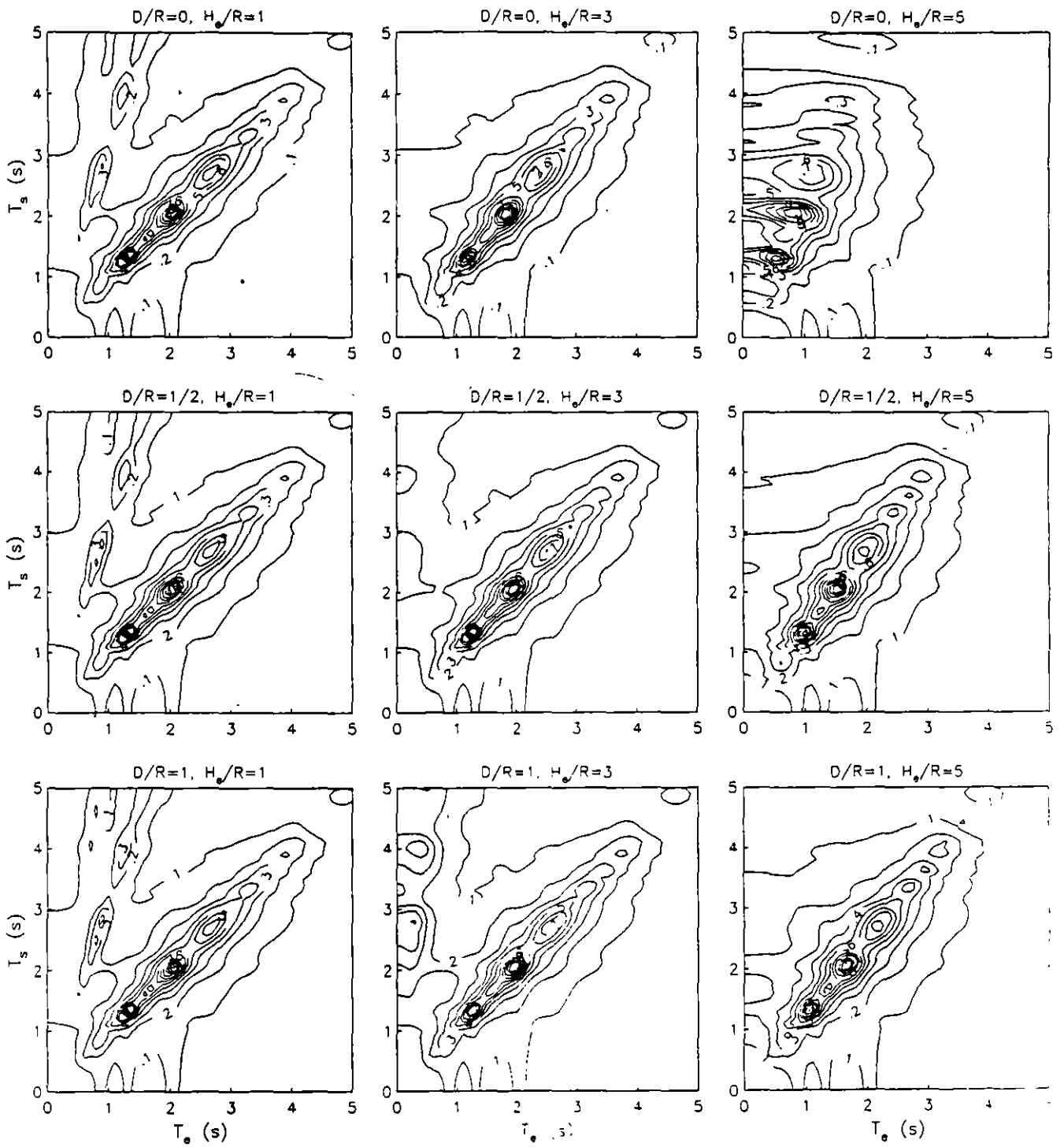


Fig. 10 Contornos de respuesta con efectos de interacción suelo-estructura para $H_o/R = 6$

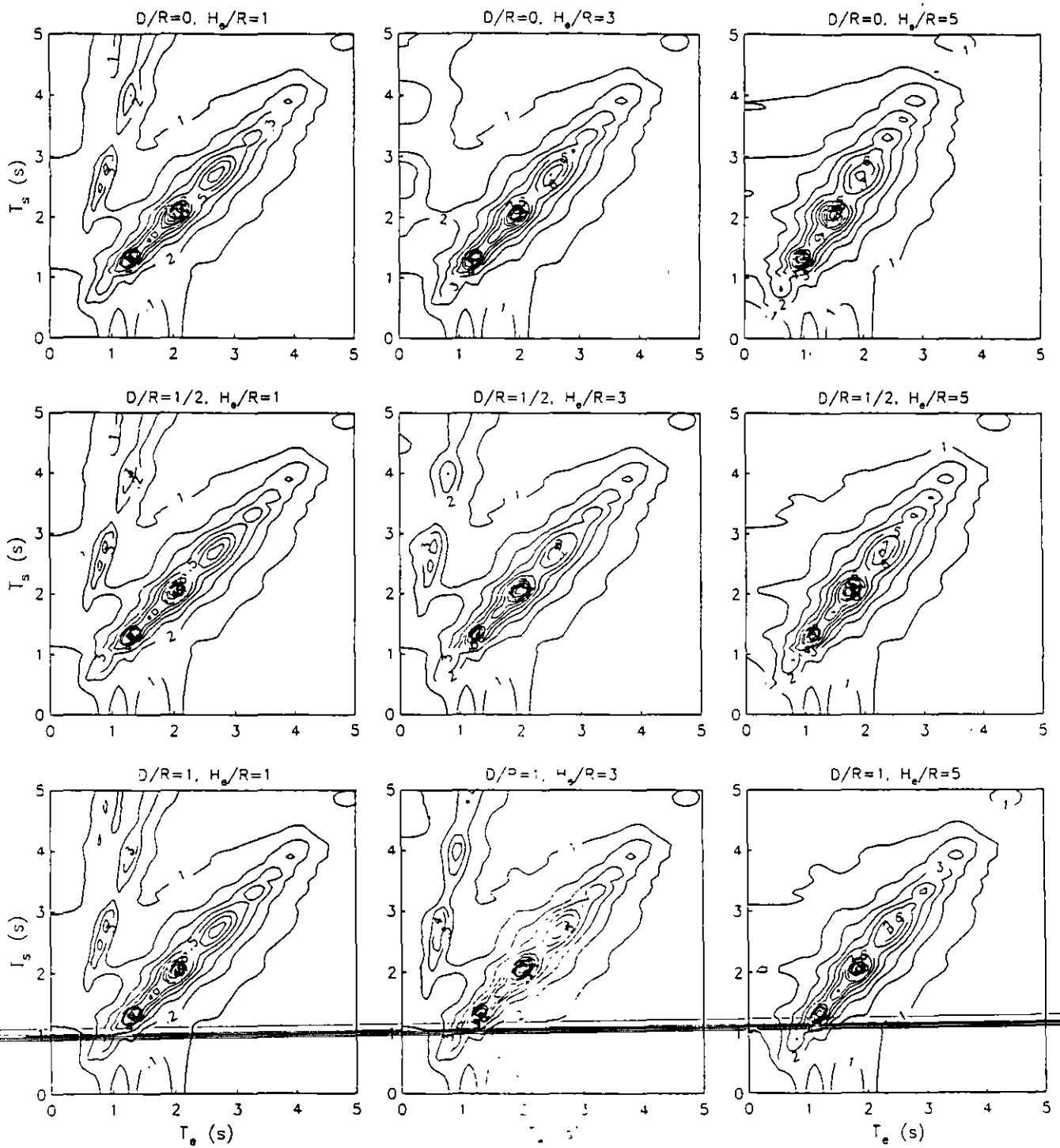


Fig. 11 Contornos de respuesta con efectos de interacción suelo-estructura para $H_s/R = 8$

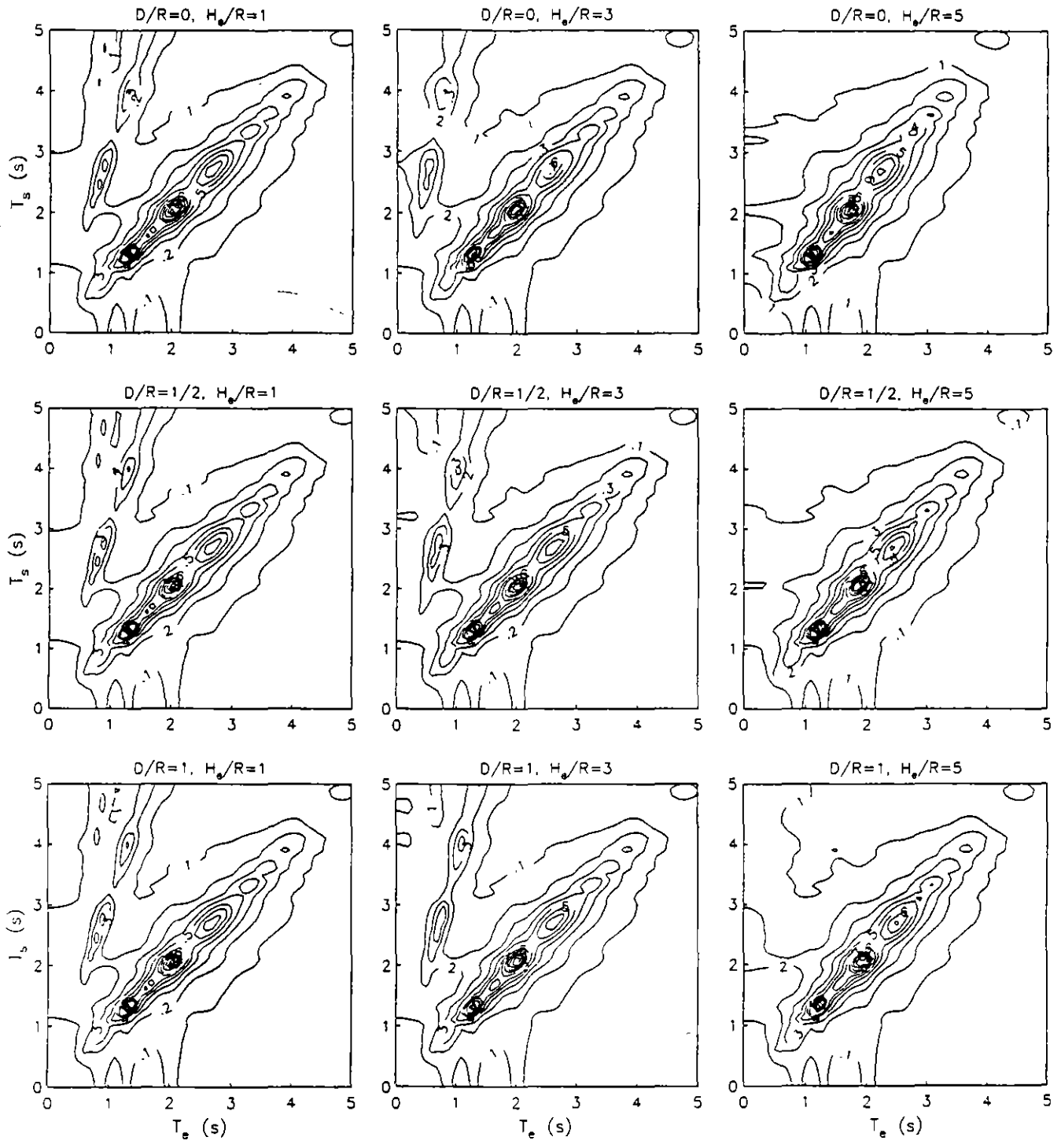


Fig. 12 Contornos de respuesta con efectos de interacción suelo-estructura para $H_s/R = 10$

1, en renglones, así como para $\tilde{h}_s = 1, 3$ y 5 , en columnas. Estos contornos permiten predecir el escenario de interacción que tendría lugar en el valle de México ante un temblor característico postulado en terreno firme. El comportamiento observado es complejo, dependiendo de la configuración de sitio y estructura definida por los valores de \tilde{h}_s, \tilde{d} y \tilde{h}_e . Sin embargo, se pueden apreciar algunas tendencias generales debidas a los efectos de interacción suelo-estructura.

Como consecuencia del alargamiento del periodo, las respuestas resonantes asociadas al modo fundamental del sitio se presentan a lo largo de rectas con pendiente mayor que uno, esto es, cuando el periodo fundamental de la estructura es menor que el periodo dominante del sitio; cuanto mayor es la pendiente de estas rectas mayores son los efectos de interacción en el periodo. Debido a la modificación del amortiguamiento, las respuestas con interacción se amplifican o atenúan con respecto a las respuestas sin interacción. Los efectos de interacción se intensifican a medida que aumenta la esbeltez de la estructura y disminuye tanto la profundidad del depósito de suelo como el enterramiento de la cimentación, de suerte que para $\tilde{h}_s = 2, \tilde{d} = 0$ y $\tilde{h}_e = 5$ se presenta el caso de mayor interacción, mientras que para $\tilde{h}_s = 10, \tilde{d} = 1$ y $\tilde{h}_e = 1$ se tiene el caso de menor interacción.

4. VARIACION DEL CORTANTE BASAL EN DIFERENTES SITIOS

A partir de los contornos de respuesta presentados pueden estimarse los espectros de respuesta con efectos de sitio e interacción ~~suelo-estructura para los sitios VI, SCT y CAO~~, a fin de evaluar la variación del cortante basal en estructuras con diferentes condiciones de interacción.

En las figs 13, 14 y 15 se muestran los espectros de sitio con interacción correspondientes a los sitios VI, SCT y CAO respectivamente, para $\tilde{h}_s = 2, 5$ y 10 en renglones y $\tilde{d} = 0, 1/2$ y 1 en columnas; en cada figura se muestran resultados para $\tilde{h}_e = 1$ (—), 3 y 5 (- - -). Además, se anexan los espectros de sitio sin interacción (· · ·) como referencia.

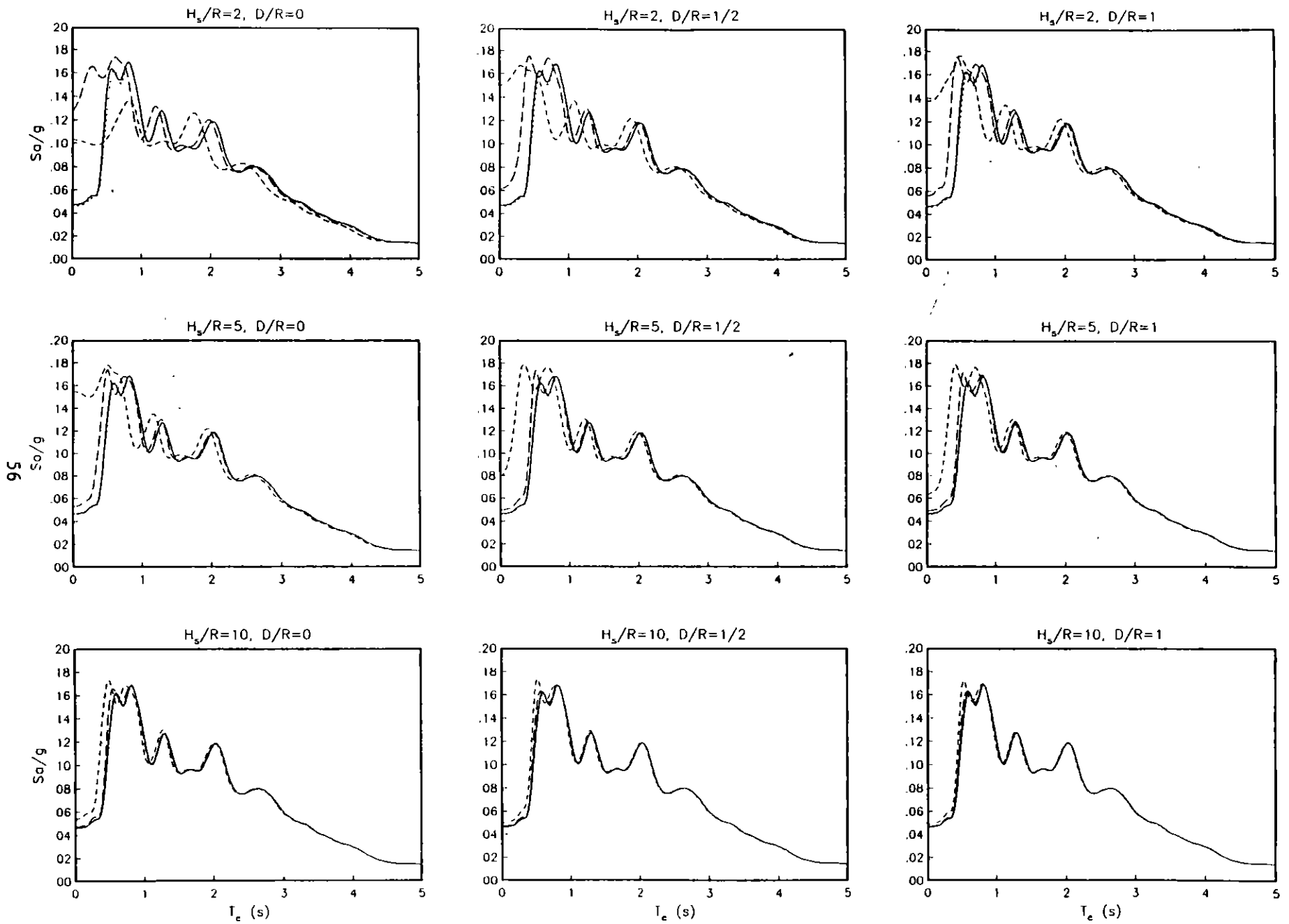


Fig. 13 Espectros de respuesta con efectos de sitio e interacción suelo-estructura para la estación VI

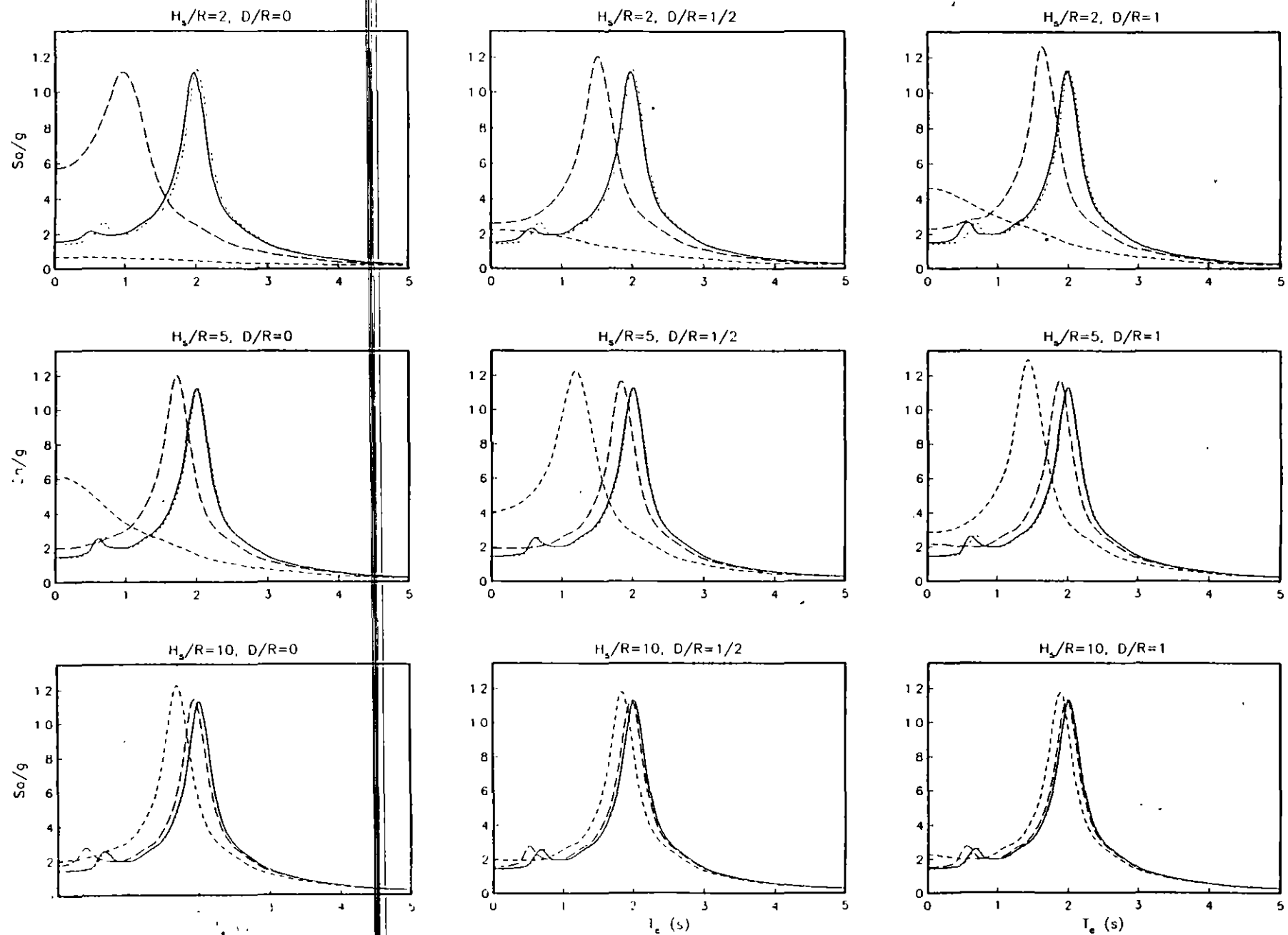


Fig. 14. Espectros de respuesta con efectos de sitio e interacción suelo-estructura para la estación SCT

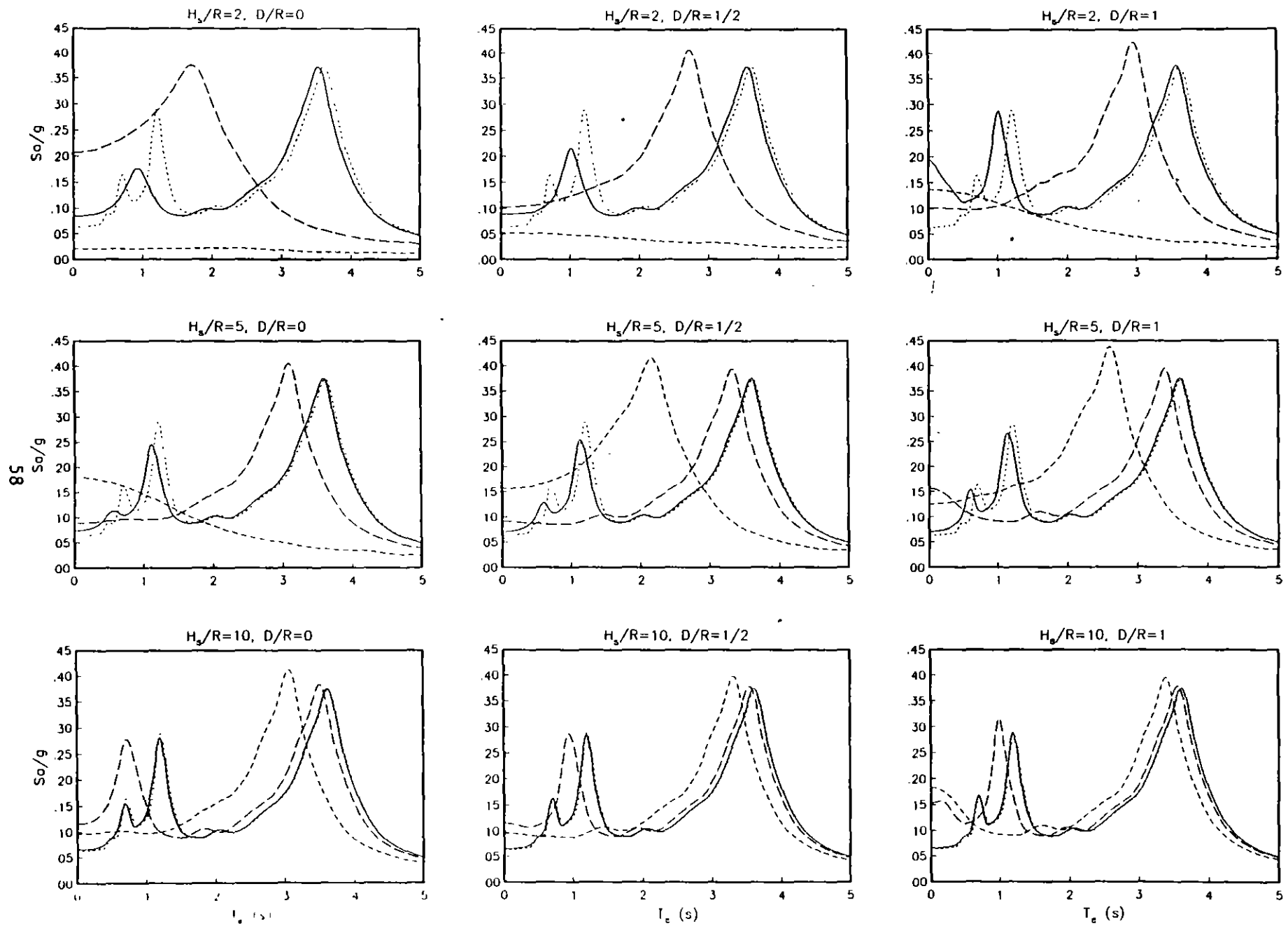


Fig. 15. Espectros de respuesta con efectos de sitio e interacción suelo-estructura para la estación CAO

Independientemente del sitio, los efectos de interacción son muy pronunciados para cimentaciones superficiales en depósitos de suelo poco profundos ($\bar{h}_g = 2$ y $\bar{d} = 0$); en el caso contrario son casi despreciables ($\bar{h}_g = 10$ y $\bar{d} = 1$), ya que los picos resonantes prácticamente coinciden en posición y amplitud con el pico resonante del espectro de sitio sin interacción. Asimismo, tales efectos se incrementan con la esbeltez de la estructura que resulta ser el parámetro característico dominante; este incremento es más importante cuando se reduce la profundidad del depósito de suelo que cuando se reduce el enterramiento de la cimentación.

Adicionalmente, los espectros de sitio con interacción tienden a ensancharse a medida que los efectos de interacción son más acentuados. Los picos resonantes se amplifican o atenúan con respecto al pico resonante del espectro de sitio sin interacción debido a la modificación del amortiguamiento, a la vez que se corren hacia periodos menores que el correspondiente a dicho pico como consecuencia del alargamiento del periodo. Las ordenadas espectrales para periodo cero son mayores que la ordenada respectiva del espectro de sitio sin interacción, ya que representan las aceleraciones de una estructura rígida sobre suelos flexibles.

Con base en estos resultados se pueden evaluar los efectos de interacción en el cortante basal debidos a la influencia del contraste de rigidez entre la estructura y el suelo. La interacción suelo-estructura se intensifica a medida que disminuye la rigidez del ~~suelo, de modo que los efectos de interacción son más importantes en los~~ sitios CAO y SCT de la zona blanda que en el sitio VI de la zona de transición. A su vez, el fenómeno de interacción es menos importante en SCT que en CAO, lo que es congruente con los valores de las velocidades efectivas de ambos sitios.

5. CONCLUSIONES

Se ha presentado un procedimiento de aplicación práctica para

representar los efectos de la interacción suelo-estructura en el periodo y amortiguamiento del modo fundamental de vibración, teniendo en cuenta los efectos de las condiciones de sitio, el cual se ha aplicado a diferentes configuraciones de sitio y estructura típicas del valle de México.

Se determinaron contornos de respuesta con interacción que permiten predecir las respuestas máximas de sistemas suelo-estructura, en función del periodo dominante del sitio y el periodo fundamental de la estructura, que ocurrirían en el valle de México ante un temblor característico postulado en terreno firme. En general, se encontró que los efectos de interacción se intensifican a medida que aumenta la esbeltez de la estructura y disminuye tanto la profundidad del depósito de suelo como el enterramiento de la cimentación.

A partir de estos contornos se obtuvieron espectros de respuesta con interacción para algunos sitios representativos de las zonas de transición y blanda en el valle de México, ante diferentes condiciones de interacción. Se confirmó que los efectos de interacción dependen esencialmente del contraste de rigidez entre la estructura y el suelo, de suerte que se atenúan conforme aumenta la rigidez del suelo.

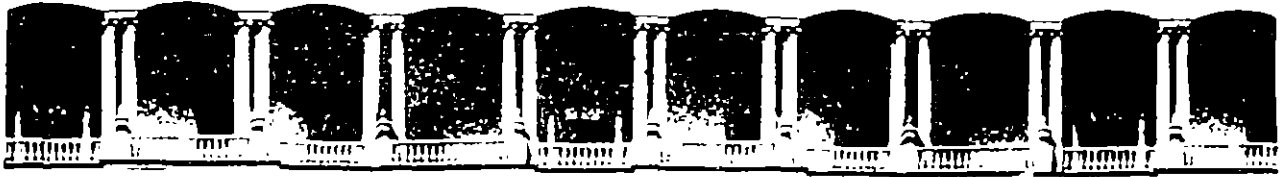
6. RECONOCIMIENTOS

Los autores agradecen a E. Rosenblueth la revisión crítica del manuscrito, así como a J. L. Tassoulas y E. Kausel por el programa SUPELM proporcionado para elaborar la base de datos de funciones de impedancia usada en este estudio. Este trabajo fue patrocinado por la Secretaría General de Obras del Departamento del Distrito Federal.

7. REFERENCIAS

1. Avilés J y Pérez-Rocha E (1992). "Resortes y amortiguadores equivalentes del suelo", *Boletín del Centro de Investigación Sísmica*, Fundación Javier Barros Sierra, Vol. 2, No. 1, pp. 22-81.

2. Avilés J, Pérez-Rocha E y Aguilar R (1992), "Periodos y amortiguamientos efectivos de sistemas suelo-estructura", *Boletín del Centro de Investigación Sísmica*, Fundación Javier Barros Sierra, Vol. 2, No. 2, pp. 17-62.
3. Boore J (1983), "Stochastic simulation of high-frequency ground motions based on seismological models of the radiated spectra", *Bulletin of the Seismological Society of America*, Vol. 73, pp. 1865-1894.
4. Boore J y Joyner W (1984), "A note on the use of random vibration theory to predict peak amplitudes of transient signals", *Bulletin of the Seismological Society of America*, Vol. 74, pp. 2035-2039.
5. Clough R y Penzien J (1975), *Dynamics of Structures*, McGraw-Hill, Inc., Nueva York.
6. Newmark N y Rosenblueth E (1971), *Fundamentals of Earthquake Engineering*, Prentice-Hall, Inc., Nueva Jersey.
7. Seed H, Romo M, Sun J, Jaime A y Lysmer J (1988), "The Mexico earthquake of september 19, 1985 - Relationships between soil conditions and earthquake ground motions", *Earthquake Spectra*, Vol. 4, No. 4, pp. 687-729.



**FACULTAD DE INGENIERIA U.N.A.M.
DIVISION DE EDUCACION CONTINUA**

XXII CURSO INTERNACIONAL DE INGENIERIA SISMICA

MODULO IV: DISEÑO SISMICO DE CIMENTACIONES

TEMA: EJEMPLO DE APLICACION

EXPOSITOR: DR. JAVIER AVILES

1996

3.6 INTERACCION SUELO-ESTRUCTURA

3.6.1 Introducción

En el diseño sísmico de estructuras de edificios ubicadas en terrenos tipo II o III se recomienda tener en cuenta los efectos de la interacción entre el suelo y la estructura. Cuando así se proceda, se aplicarán solamente los métodos estático y dinámico de análisis sísmico que se especifican para este tipo de estructuras junto con las ~~recomendaciones que se estipulan en el presente capítulo.~~

Estas recomendaciones pueden ser empleadas para incorporar los efectos de la interacción inercial en la determinación de las fuerzas sísmicas y los desplazamientos de diseño de la estructura. Los efectos inerciales considerados son el alargamiento del periodo fundamental de vibración y el aumento del amortiguamiento de la estructura, con respecto a los valores que tendrían suponiendo que la estructura se apoya rígidamente

C.I

en su base. En general, el uso de estas recomendaciones reducirá los valores de las fuerzas laterales, el cortante basal y los momentos de volteo calculados para la estructura supuesta con base indeformable, e incrementará los desplazamientos laterales.

En general, sólo se justificará tomar en cuenta los efectos de la interacción suelo-estructura cuando se tenga:

$$\frac{\beta_s T_o}{H_o} < 20 \quad (6.1)$$

donde β_s es la velocidad efectiva de propagación del depósito de suelo en cuestión, en tanto que T_o y H_o son el periodo fundamental de vibración y la altura efectiva, respectivamente, de la estructura de interés supuesta con base rígida.

3.6.2 Caracterización del Sistema Suelo-Estructura

Para estructuras con varios grados de libertad y depósitos de suelo estratificados, el sistema suelo-estructura se puede idealizar adecuadamente como se muestra en la fig. 6.1. Se trata de una estructura con N grados de libertad en traslación horizontal que se apoya sobre una cimentación superficial, circular e infinitamente rígida con dos grados de libertad, uno en traslación horizontal y otro de rotación o cabeceo. La cimentación se desplanta en un depósito de suelo con base indeformable y estratificado horizontalmente con M estratos. Los grados de libertad correspondientes a traslación vertical y torsión de la cimentación se desprecian, a pesar de que pueden ser muy importantes cuando se tengan sistemas de piso flexibles o en estructuras irregulares, respectivamente. Los grados de libertad de la cimentación están referidos a la subrasante, por lo que el momento de inercia de la masa del cimiento se toma con respecto al eje de rotación de la base de la cimentación.

C. I

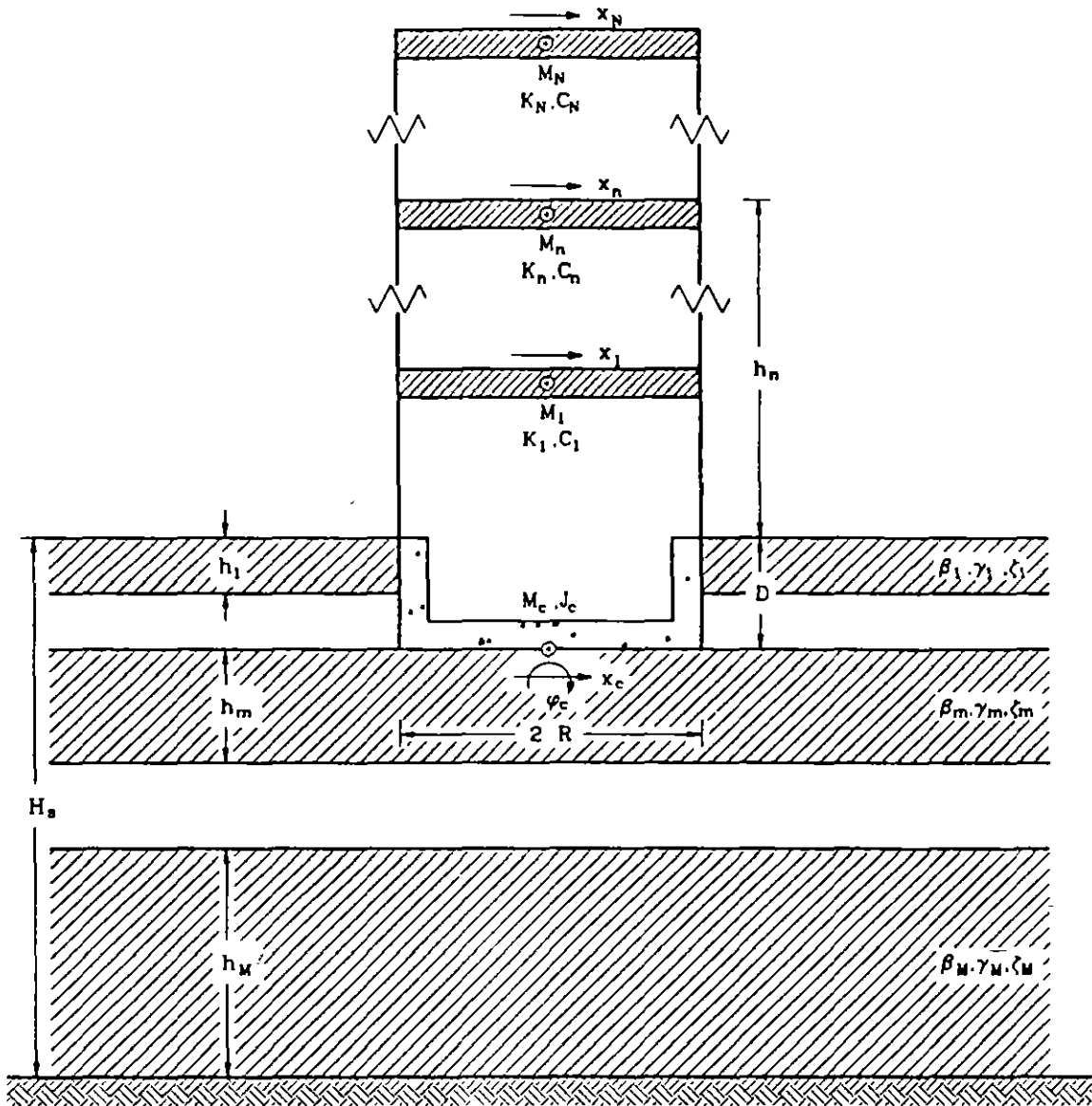


Fig. 6.1 Sistema suelo-estructura completo

Si la estructura con varios grados de libertad responde esencialmente como un oscilador de un grado de libertad en su condición de base rígida y el depósito de suelo estratificado se comporta fundamentalmente como un manto homogéneo, el sistema suelo-estructura se puede reemplazar por el sistema equivalente que se indica en la fig. 6.2, en donde la estructura y el estrato representan elementos equivalentes a la

C. I

estructura con varios grados de libertad y el depósito de suelo estratificado, respectivamente, con los que se obtiene igual respuesta ante una perturbación dada. Para ello, la estructura real se caracterizará mediante el periodo fundamental, la masa y la altura efectivas; mientras que el depósito original se caracterizará a través del periodo dominante y la velocidad efectiva.

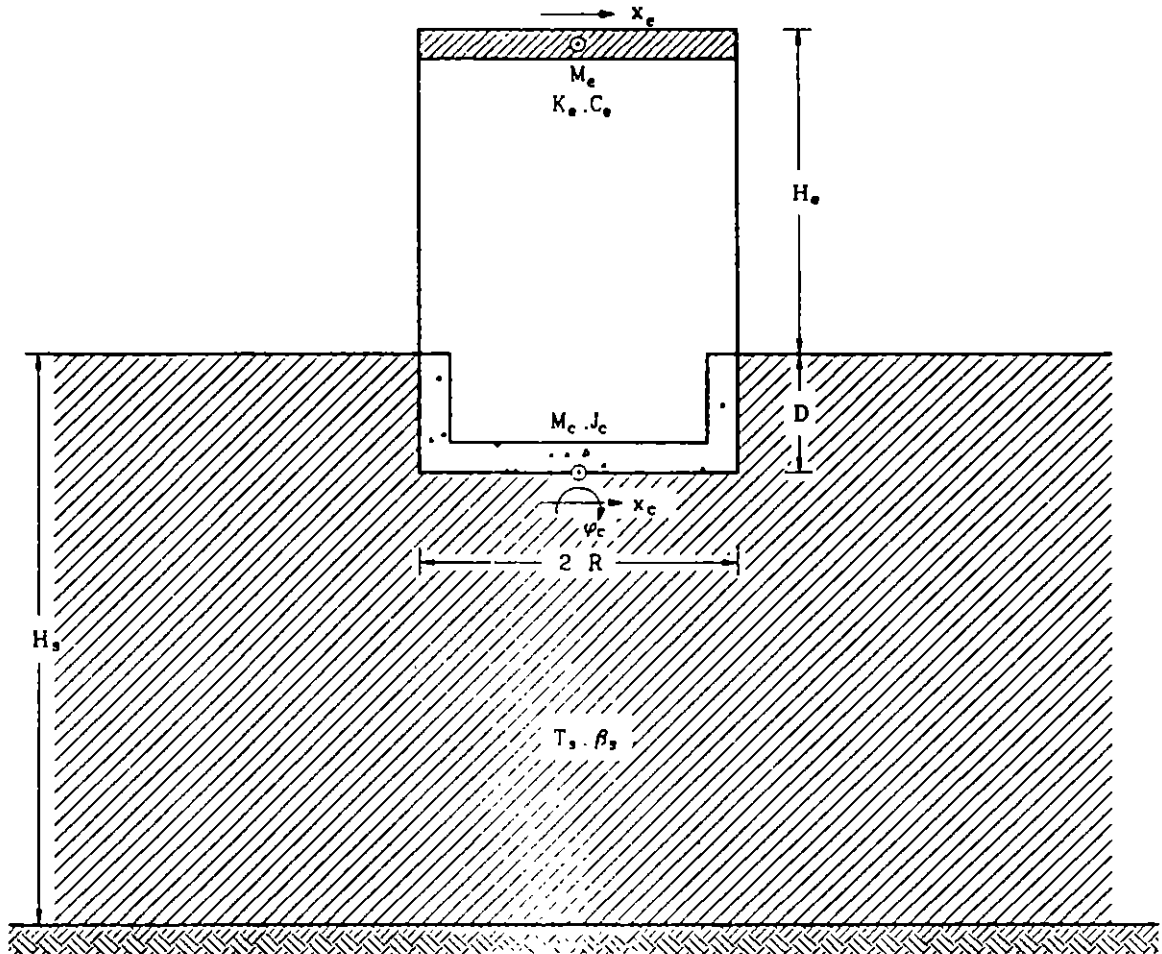


Fig. 6.2 Sistema suelo-estructura equivalente

Este modelo de interacción suelo-estructura se puede aplicar como una aproximación unimodal, reemplazando la masa, la rigidez, el amortiguamiento y la altura del oscilador por parámetros modales

C.1

equivalentes de la estructura. En consecuencia, M_e , K_e y C_e se deben interpretar respectivamente como la masa, la rigidez y el amortiguamiento efectivos de la estructura supuesta con base indeformable vibrando en su modo fundamental, y H_e como la altura del centroide de las fuerzas de inercia correspondientes.

Las expresiones que definen los parámetros modales del oscilador elemental se obtienen a partir del periodo y amortiguamiento del modo fundamental de la estructura e igualando el cortante basal y momento de volteo del modo fundamental de la estructura con el cortante basal y momento de volteo del oscilador, lo que conduce a:

$$M_e = \frac{(Z_1^T M_e J)^2}{Z_1^T M_e Z_1} \quad (6.2)$$

$$K_e = 4\pi^2 \frac{M_e}{T_e^2} \quad (6.3)$$

$$C_e = 4\pi\zeta_e \frac{M_e}{T_e} \quad (6.4)$$

$$H_e = \frac{Z_1^T M_e H}{Z_1^T M_e J} \quad (6.5)$$

donde T_e y ζ_e son el periodo y amortiguamiento, respectivamente, del modo fundamental de la estructura supuesta con base rígida; J es un vector formado por unos y H un vector que tiene como componentes las alturas de desplante de cada nivel, es decir $H = \{h_1, h_2, \dots, h_N\}^T$.

Cuando el análisis sísmico de una estructura se realiza con el método estático no se requiere de su modo fundamental. En este caso, la masa y altura efectivas se pueden aproximar razonablemente de acuerdo con las siguientes expresiones:

C.1

$$M_o = \frac{(X^T M_o J)^2}{X^T M_o X} \quad (6.6)$$

$$H_o = \frac{X^T M_o H}{X^T M_o J} \quad (6.7)$$

donde X es un vector formado con los desplazamientos de la estructura supuesta con base indeformable correspondientes a las fuerzas sísmicas calculadas según el método estático. La masa y altura efectivas así calculadas en ningún caso se tomarán menores que 0.7 veces la masa y altura de la construcción, respectivamente.

El periodo y amortiguamiento del modo fundamental del sistema equivalente con tres grados de libertad representarán el periodo y amortiguamiento efectivos \tilde{T}_o y $\tilde{\zeta}_o$ del modo fundamental de la estructura interactuando con el suelo, los cuales se podrán calcular aproximadamente como se especifica en la sección 3.6.5 o rigurosamente como se estipula en la sección 3.6.6.

Los efectos de interacción en los modos superiores resultan despreciables cuando el modo fundamental que tendría la estructura con base rígida se parece a una recta que pasa por su base. En vista de que esta forma del modo fundamental se presenta en la mayoría de los casos prácticos, vale despreciar los efectos de interacción en los modos superiores cuya contribución se puede determinar mediante procedimientos estándar.

3.6.3 Análisis Estático

Si se opta por el análisis estático, para tomar en cuenta los efectos de interacción suelo-estructura se procederá como sigue:

1. Si el periodo efectivo \tilde{T}_o es menor que el periodo característico T_b ,

C. I

el cortante basal de la estructura con base flexible se calculará como el de la estructura con base rígida menos la reducción en el cortante basal que ocurre en el sistema equivalente. Esto es:

$$\bar{V} = \frac{a}{Q'} W - \left[\frac{a}{Q'} - \frac{\bar{a}}{\bar{Q}'} \xi \right] W_0 \quad (6.8)$$

donde a y Q' son la ordenada espectral y el factor reductivo por ductilidad valuados para T_0 , mientras que \bar{a} y \bar{Q}' son los mismos parámetros pero calculados para \bar{T}_0 ; W y W_0 son los pesos total y efectivo, respectivamente. Además, ξ es el factor de amortiguamiento por el que se multiplican las ordenadas del espectro de diseño con amortiguamiento original ζ_0 con objeto de obtener las que corresponden a un amortiguamiento modificado $\bar{\zeta}_0$.

Para movimientos de banda ancha, típicos de terreno firme, las esperanzas de las respuestas espectrales máximas son aproximadamente proporcionales a $\zeta_0^{-0.4}$ (ref. 48). En cambio, las respuestas en resonancia para movimientos armónicos son proporcionales a ζ_0^{-1} (ref. 48). De esta forma, para movimientos de banda estrecha, típicos de terreno blando, que poseen características intermedias entre las correspondientes a los movimientos de banda ancha y armónicos, es consistente suponer que las esperanzas de las respuestas espectrales máximas varíen proporcionalmente a ζ_0^{-k} en donde $0.4 < k < 1$. Esta teoría ya ha sido validada para diferentes tipos de suelo en el Distrito Federal (ref. 60). Con base en estos resultados se propone que para la República Mexicana se adopten los siguientes valores: $k = 0.4$ para terreno firme (tipo I), $k = 0.5$ para terreno intermedio (tipo II) y $k = 0.6$ para terreno blando (tipo III).

Por otra parte, la aceleración de estructuras perfectamente rígidas es en todo instante igual a la del terreno, cualquiera que sea el valor de ζ_0 , y en consecuencia las ordenadas espectrales no se reducen con el amortiguamiento. Entonces, parece razonable

C.I

interpolar linealmente el efecto de $\tilde{\zeta}_0$ en función del periodo natural entre cero y el periodo característico T_a .

Con base en estos razonamientos y considerando que el amortiguamiento para los espectros de diseño adoptados es del 5 por ciento, $\zeta_0 = 0.05$, se concluye que las reducciones espectrales adecuadas por efectos de interacción se obtienen mediante los factores de amortiguamiento dados por las expresiones:

$$\xi = 1 + \left[\left(\frac{0.05}{\tilde{\zeta}_0} \right)^k - 1 \right] \frac{\tilde{T}_0}{T_a}; \quad \text{si } \tilde{T}_0 < T_a \quad (6.9)$$

$$\xi = \left(\frac{0.05}{\tilde{\zeta}_0} \right)^k; \quad \text{si } \tilde{T}_0 > T_a \quad (6.10)$$

Según la ec. 6.8, las fuerzas sísmicas para la estructura interactuando con el suelo estarán dadas por la ec. 4.5 correspondiente a la estructura con base indeformable, pero reemplazando a/Q' por $a/Q' - (a/Q' - (\tilde{a}/\tilde{Q}')\xi)W_0/W$.

2. Si el periodo efectivo \tilde{T}_0 es mayor que el periodo característico T_a , las fuerzas sísmicas se calcularán con la ec. 4.6 pero reemplazando a/Q por $a/Q - [(a - \tilde{a}\xi)/Q]W_0/W$.

En general, bastará multiplicar por el cociente \tilde{V}/V cualquier respuesta calculada sin interacción para obtener la respuesta con interacción. Este cociente en ningún caso se tomará menor que 0.8. Asimismo, el valor calculado para el amortiguamiento efectivo en ninguna situación se tomará menor que 0.05.

Los desplazamientos laterales modificados por interacción, incluyendo la rotación de la base pero despreciando su traslación, se pueden determinar como

$$\bar{X}_n = \frac{V}{V} \left[X_n + (h_n + D) \frac{M_0^y}{K_r} \right] \quad (6.11)$$

donde M_0^y es el momento de volteo en la base de la cimentación y X_n el desplazamiento lateral del n-ésimo nivel correspondientes a la estructura con base indeformable; K_r es la rigidez de rotación de la cimentación que se determina como se indica en la sección 3.6.7. Estos desplazamientos deberán ser empleados en el cálculo de los efectos P-delta y la revisión del estado límite por choques contra estructuras adyacentes.

3.6.4 Análisis Dinámico

Si se recurre al análisis modal espectral, los desplazamientos laterales de la estructura con base flexible correspondientes al modo fundamental, sin incluir la rotación de la base, se determinarán como los de la estructura con base rígida, según la ec. 4.21, pero reducidos por interacción como

$$\bar{X}_1 = C_1 D(\bar{T}_1) \xi Z_1 \quad (6.12)$$

En los comentarios se demuestra que $D(\bar{T}_1) = A(\bar{T}_1)/\omega_1^2$, siendo \bar{T}_1 el periodo efectivo de la estructura con base flexible y ω_1 la frecuencia fundamental de la estructura con base rígida; D y A representan los espectros de diseño de desplazamiento y aceleración, respectivamente. Esto conduce a que la respuesta con interacción reducida por ductilidad

tome la forma

$$\bar{X}_1 = \frac{C_1}{\omega_1^2} \frac{a(\bar{T}_1)g}{Q'(\bar{T}_1)} \xi Z_1 \quad (6.13)$$

Ahora bien, el cortante basal reducido por interacción se puede expresar en términos de masa y aceleración como

$$\tilde{V}_1 = \omega_1^2 J^T M_o \tilde{X}_1 \quad (6.14)$$

Sustituyendo en esta expresión la ec. 6.13 y recurriendo a la vez a las ecs. 4.20 y 6.2, el cortante basal reducido por interacción se transforma en

$$\tilde{V}_1 = \frac{\bar{a}}{\bar{Q}} \xi W_1 \quad (6.15)$$

en donde W_1 es el peso efectivo. Cabe destacar que el cortante basal que se obtiene con el método dinámico, ec. 6.15, es el mismo que se encuentra con el método estático, ec. 6.8, siempre y cuando se reemplace el peso de la estructura por su peso efectivo que participa en el modo fundamental.

Conocidos los desplazamientos de la estructura con base flexible y la matriz de rigidez de la estructura con base rígida, las fuerzas sísmicas reducidas por interacción se calculan mediante la expresión

$$\tilde{P}_1 = K_o \tilde{X}_1 \quad (6.16)$$

Los efectos de interacción solamente se tendrán en cuenta en el modo fundamental; la contribución de los modos superiores se determinará como en el caso de estructuras con base indeformable.

En general, bastará multiplicar por el cociente \tilde{V}_1/V_1 cualquier respuesta calculada sin interacción para obtener la respuesta con interacción. Este cociente en ninguna situación se tomará menor que 0.8. Asimismo, el valor calculado para el amortiguamiento efectivo en ningún caso se tomará menor que 0.05.

Los desplazamientos laterales modificados por interacción, incluyendo la rotación de la base pero despreciando su traslación, se pueden determinar como

$$\tilde{X}_{n1} = \frac{\tilde{V}_1}{V_1} \left[X_{n1} + (h_n + D) \frac{M_{01}^V}{K_r} \right] \quad (6.17)$$

donde M_{01}^V es el momento de volteo en la base de la cimentación y X_{n1} el desplazamiento lateral del n-ésimo nivel correspondientes al modo fundamental de la estructura con base indeformable; K_r es la rigidez de rotación de la cimentación que se determina como se indica en la sección 3.6.7. Estos desplazamientos deberán ser empleados en el cálculo de los efectos P-delta y la revisión del estado límite por choques contra estructuras adyacentes.

Las respuestas modales con interacción se combinarán con los mismos criterios que se especifican para estructuras sin interacción a fin de obtener la respuesta total.

Si se opta por el análisis paso a paso, en el dominio del tiempo se debe resolver adecuadamente la ecuación de equilibrio dinámico del sistema equivalente, teniendo en cuenta lo estipulado para estructuras sin interacción.

3.6.5 Determinación Aproximada del Periodo y Amortiguamiento Efectivos de Sistemas Suelo-Estructura

El periodo efectivo \tilde{T}_e del modo fundamental de la estructura interactuando con el suelo se puede determinar aproximadamente de acuerdo con la siguiente expresión

$$\tilde{T}_e = \left[T_e^2 + T_h^2 + T_r^2 \right]^{1/2} \quad (6.18)$$

la cual se obtiene al despreciar la masa de la cimentación y su momento de inercia en el sistema equivalente, como se demuestra en los comentarios. En esta ecuación,

$$T_h = 2\pi \left[\frac{M_o}{K_h} \right]^{1/2} \quad (6.19)$$

es el periodo natural que tendria la estructura si fuera infinitamente rigida y su base solamente pudiera trasladarse, y

$$T_r = 2\pi \left[\frac{M_o (H_o + D)^2}{K_r} \right]^{1/2} \quad (6.20)$$

el periodo natural que tendria la estructura si fuera infinitamente rigida y su base solamente pudiera girar. K_h representa la rigidez lateral de la cimentación, definida como la fuerza horizontal necesaria para producir un desplazamiento unitario en la dirección de dicha fuerza, y K_r la rigidez de rotación de la cimentación, definida como el momento necesario para producir una rotación unitaria en la dirección de dicho momento; estas rigideces se obtienen como se establece en la sección 3.6.7.

Como primera aproximación, el periodo efectivo \bar{T}_o se puede calcular usando las rigideces estáticas. Si en lugar de ellas se emplean las rigideces dinámicas evaluadas para la frecuencia fundamental ω_o de la estructura con base rígida se mejora la aproximación. Es posible obtener una aproximación todavía mejor si la ec. 6.18 se resuelve mediante iteraciones, empezando con la frecuencia fundamental ω_o y terminando con la frecuencia efectiva $\tilde{\omega}_o$.

El amortiguamiento efectivo $\tilde{\zeta}_o$ del modo fundamental de la estructura interactuando con el suelo se puede determinar aproximadamente de acuerdo con la siguiente expresión

$$\tilde{\zeta}_o = \zeta_o \left[\frac{T_o}{\bar{T}_o} \right]^3 + \frac{\zeta_h}{1 + 2\zeta_h^2} \left[\frac{T_h}{\bar{T}_o} \right]^2 + \frac{\zeta_r}{1 + 2\zeta_r^2} \left[\frac{T_r}{\bar{T}_o} \right]^2 \quad (6.21)$$

la cual se obtiene al desprestigiar la masa de la cimentación y su momento de inercia en el sistema equivalente, como se demuestra en los comentarios. En esta ecuación,

$$\zeta_h = \frac{\tilde{\omega}_e C_h}{2 K_h} \quad (6.22)$$

es el amortiguamiento del suelo en el modo de traslación de la cimentación, y

$$\zeta_r = \frac{\tilde{\omega}_e C_r}{2 K_r} \quad (6.23)$$

el amortiguamiento del suelo en el modo de rotación de la cimentación. Los coeficientes de amortiguamiento ζ_h y ζ_r , que incluyen tanto el amortiguamiento por disipación como el amortiguamiento por radiación, se calculan a partir de los amortiguamientos de la cimentación C_h y C_r en traslación y rotación, respectivamente, cuyos valores se obtienen como se establece en la sección 3.6.7.

En vista de que tanto los resortes como amortiguadores equivalentes del suelo dependen de la frecuencia de excitación, el amortiguamiento efectivo $\tilde{\zeta}_e$ se debe calcular en rigor usando las funciones de impedancia evaluadas para la frecuencia efectiva $\tilde{\omega}_e$.

3.6.6 Determinación Rigurosa del Periodo y Amortiguamiento Efectivos de Sistemas Suelo-Estructura

El periodo y amortiguamiento efectivos \tilde{T}_e y $\tilde{\zeta}_e$ del modo fundamental de la estructura interactuando con el suelo se pueden determinar rigurosamente analizando el sistema equivalente mediante el método de la respuesta compleja en la frecuencia. El desarrollo de esta solución se presenta en los comentarios.

El periodo y amortiguamiento efectivos se obtendrán al resolver la ecuación matricial de equilibrio dinámico en el dominio de la frecuencia del sistema equivalente, definida como

$$\left[\mathbf{K}_e + i \omega \mathbf{C}_e - \omega^2 \mathbf{M}_e \right] \mathbf{X}_e = - \ddot{\mathbf{X}}_0 \mathbf{M}_0 \quad (6.24)$$

la cual representa un sistema complejo de ecuaciones algebraicas que se resuelve con procedimientos estándar de eliminación gaussiana. En esta ecuación, ω es la frecuencia de excitación, $\ddot{\mathbf{X}}_0$ la amplitud del movimiento de campo libre y $\mathbf{X}_e = \{X_e, X_c, \phi_c\}^T$ el vector de amplitudes de las coordenadas generalizadas del sistema equivalente. Además,

$$\mathbf{M}_0 = \begin{Bmatrix} M_e \\ M_e + M_c \\ M_e (H_e + D) + M_c D/2 \end{Bmatrix} \quad (6.25)$$

es un vector de carga, y

$$\mathbf{M}_e = \begin{bmatrix} M_e & M_e & M_e (H_e + D) \\ M_e & M_e + M_c & M_e (H_e + D) + M_c D/2 \\ M_e (H_e + D) & M_e (H_e + D) + M_c D/2 & M_e (H_e + D)^2 + J_c \end{bmatrix} \quad (6.26)$$

$$\mathbf{C}_e = \begin{bmatrix} C_e & 0 & 0 \\ 0 & C_h & C_{hr} \\ 0 & C_{rh} & C_r \end{bmatrix} \quad (6.27)$$

$$\mathbf{K}_e = \begin{bmatrix} K_e & 0 & 0 \\ 0 & K_h & K_{hr} \\ 0 & K_{rh} & K_r \end{bmatrix} \quad (6.28)$$

son las matrices de masa, amortiguamiento y rigidez, respectivamente, del sistema equivalente. M_c representa la masa de la cimentación, J_c el momento de inercia de dicha masa con respecto al eje de rotación de la base del cimientado y D la profundidad de desplante de la cimentación. K_h y C_h son la rigidez y el amortiguamiento del suelo, respectivamente, en

el modo de traslación de la cimentación, K_r y C_r la rigidez y el amortiguamiento del suelo, respectivamente, en el modo de rotación de la cimentación y $K_{hr} = K_{rh}$ y $C_{hr} = C_{rh}$ la rigidez y el amortiguamiento del suelo acoplados, respectivamente; estos amortiguamientos y rigideces se calculan como se establece en la sección 3.6.7.

Resolviendo la ec. 6.24 se construyen espectros de respuesta en frecuencia que tengan como abscisas el periodo de excitación normalizado con respecto al periodo de la estructura con base rígida, T/T_0 , y como ordenadas la pseudoaceleración de la estructura interactuando con el suelo normalizada con respecto a la aceleración del terreno, $\omega_0^2 X_0 / \ddot{X}_0$. La posición y magnitud de los picos resonantes de los espectros de respuesta así obtenidos están asociados con el periodo y amortiguamiento efectivos, respectivamente.

El periodo efectivo \bar{T}_0 se determina directamente como el periodo de excitación correspondiente a la posición del pico resonante del espectro de respuesta. En tanto que el amortiguamiento efectivo $\bar{\zeta}_0$ se obtiene a partir de la pseudoaceleración correspondiente a la magnitud del pico resonante del espectro de respuesta mediante

$$\bar{\zeta}_0 = \frac{1}{2} \frac{\ddot{X}_0}{\omega_0^2 X_0^{\max}} \quad (6.29)$$

En las ayudas de diseño se presenta un programa de cómputo para la determinación rigurosa del periodo y amortiguamiento efectivos del sistema equivalente.

3.6.7 Funciones de Impedancia

Las funciones de impedancia o rigideces dinámicas se definen como la relación en estado estacionario entre la fuerza (momento) aplicada y el desplazamiento (rotación) resultante en la dirección de la fuerza, para una cimentación rígida carente de masa y excitada armónicamente. Estas

funciones son de tipo complejo y dependientes de la frecuencia de excitación. Matemáticamente expresan, la parte real, la rigidez e inercia del suelo, y la imaginaria, el amortiguamiento material por comportamiento histerético y el amortiguamiento geométrico por radiación de ondas. Físicamente representan los resortes y amortiguadores equivalentes del suelo.

La rigidez dinámica de un sistema suelo-cimentación, para el modo de vibración m de la cimentación, se acostumbra expresar mediante la función compleja

$$\bar{K}_m(\omega) = K_m^0 \left[k_m(\eta_m) + i \eta_m c_m(\eta_m) \right] (1 + i 2 \zeta_s) \quad (6.30)$$

la cual es dependiente de la frecuencia de excitación ω . En esta ecuación, K_m^0 es la rigidez estática, k_m y c_m son respectivamente los coeficientes de rigidez y amortiguamiento dependientes de la frecuencia normalizada η_m y ζ_s es el amortiguamiento efectivo del sitio.

El resorte K_m y el amortiguador C_m equivalentes del suelo se relacionan con los coeficientes de rigidez y amortiguamiento por medio de las expresiones

$$K_m = K_m^0 \left[k_m - 2 \zeta_s \eta_m c_m \right] \quad (6.31)$$

$$\omega C_m = K_m^0 \left[\eta_m c_m + 2 \zeta_s k_m \right] \quad (6.32)$$

Para estructuras que se apoyan sobre zapatas corridas con dimensión mayor en la dirección que se analiza o sobre cajón que abarque toda el área de cimentación, y que posean suficiente rigidez y resistencia para suponer que su base se desplaza como cuerpo rígido, las rigideces dinámicas se obtendrán a partir de cimentaciones circulares equivalentes empleando las aproximaciones analíticas que se presentan en esta sección o bien las tablas rigurosas que se encuentran en las ayudas de diseño, para cimentaciones superficiales.

3.6.7.1 Rigideces estáticas

Las rigideces estáticas para los modos de traslación horizontal, rotación y acoplamiento de cimentaciones circulares enterradas en un estrato elástico con base rígida se pueden obtener mediante las siguientes expresiones (ref. 42):

$$K_h^0 = \frac{8G_s R_h}{2 - \nu_s} \left(1 + \frac{1}{2} \frac{R_h}{H_s} \right) \left(1 + \frac{2}{3} \frac{D}{R_h} \right) \left(1 + \frac{5}{4} \frac{D}{H_s} \right) \quad (6.33)$$

$$K_r^0 = \frac{8G_s R_r^3}{3(1-\nu_s)} \left(1 + \frac{1}{6} \frac{R_r}{H_s} \right) \left(1 + 2 \frac{D}{R_r} \right) \left(1 + 0.71 \frac{D}{H_s} \right) \quad (6.34)$$

$$K_{hr}^0 = K_h^0 R_h \left(\frac{2}{5} \frac{D}{R_h} - 0.03 \right) \quad (6.35)$$

donde $G_s = \beta_s^2 \rho_s$ es el módulo de rigidez efectivo del depósito de suelo en cuestión, siendo β_s la velocidad efectiva de propagación y ρ_s la densidad efectiva del sitio; ν_s es el coeficiente de Poisson efectivo del sitio, H_s la profundidad del depósito de suelo y D la profundidad de desplante de la cimentación. Cabe mencionar que si las paredes laterales de la cimentación no se pueden considerar en contacto perfecto con el suelo, es conveniente tomar D menor que su valor aparente. Además, R_h y R_r son los radios de círculos equivalentes a la superficie de desplante con igual área e igual momento de inercia que dicha superficie, respectivamente, es decir:

$$R_h = \left(\frac{A}{\pi} \right)^{1/2} \quad (6.36)$$

$$R_r = \left(\frac{4 I}{\pi} \right)^{1/4} \quad (6.37)$$

en donde A es el área de la superficie neta de cimentación e I el momento de inercia de dicha superficie neta con respecto a su eje centroidal de rotación. En términos de estos radios equivalentes, la frecuencia normalizada se define como

$$\eta_{h,r} = \frac{\omega R_{h,r}}{\beta_s} \quad (6.38)$$

Para el modo de traslación horizontal se empleará η_h , en el modo de rotación se usará η_r y para el acoplamiento entre la traslación y rotación se empleará η_{hr} .

3.8.7.2 Coeficientes de rigidez y amortiguamiento

Los coeficientes de rigidez y amortiguamiento para los modos de traslación horizontal, rotación y acoplamiento de cimentaciones circulares enterradas en un estrato viscoelástico con base rígida se pueden aproximar mediante las siguientes expresiones (ref. 42):

$$k_h = 1 \quad (6.39)$$

$$k_r = \begin{cases} 1 - 0.2 \eta_r; & \text{si } \eta_r \leq 2.5 \\ 0.5; & \text{si } \eta_r \geq 2.5 \text{ y } v_s \leq 1/3 \\ 1 - 0.2 \eta_r; & \text{si } \eta_r \geq 2.5 \text{ y } v_s \geq 0.45 \end{cases} \quad (6.40)$$

$$k_{hr} = k_h \quad (6.41)$$

$$c_h = \begin{cases} \frac{0.65 \zeta_s \eta_{hs}}{1 - (1 - 2 \zeta_s) \eta_{hs}^2}; & \text{si } \eta_{hs} = \eta_h / \eta_s \leq 1 \\ 0.576; & \text{si } \eta_{hs} = \eta_h / \eta_s > 1 \end{cases} \quad (6.42)$$

$$c_r = \begin{cases} \frac{0.5 \zeta_s \eta_{rp}}{1 - (1 - 2 \zeta_s) \eta_{rp}^2}; & \text{si } \eta_{rp} = \eta_r / \eta_p \leq 1 \\ \frac{0.3 \eta_r^2}{1 + \eta_r^2}; & \text{si } \eta_{rp} = \eta_r / \eta_p > 1 \end{cases} \quad (6.43)$$

$$c_{hr} = c_h \quad (6.44)$$

C. I

donde η_s y η_p , que representan las frecuencias fundamentales adimensionales del depósito de suelo en vibración transversal y vertical, respectivamente, son:

$$\eta_s = \frac{\pi R_h}{2 H_s} \quad (6.45)$$

$$\eta_p = \frac{\pi R_r}{2 H_s} \frac{\alpha_s}{\beta_s} \quad (6.46)$$

en donde

$$\frac{\alpha_s}{\beta_s} = \left[\frac{2 (1 - \nu_s)}{1 - 2 \nu_s} \right]^{1/2} \quad (6.47)$$

es la relación de velocidades efectivas de propagación de ondas de compresión y cortante del sitio.

Por otra parte, tratándose de estructuras suficientemente rígidas y resistentes cimentadas sobre zapatas corridas con dimensión corta en la dirección que se analiza o sobre zapatas aisladas, fig. 6.3, las rigideces estáticas del conjunto se podrán determinar utilizando las ecuaciones

$$K_h^0 = \sum_n K_{hn}^0 \quad (6.48)$$

$$K_r^0 = \sum_n K_{vn}^0 \frac{e_n^2}{n} \quad (6.49)$$

las cuales se obtienen al despreñar las rigideces en rotación de las zapatas. El índice n denota valores correspondientes a la n-ésima zapata; e_n es la distancia en la dirección de análisis entre el centroide de la zapata y el eje centroidal de rotación de la planta de cimentación y K_{hn}^0 y K_{vn}^0 son las rigideces estáticas horizontal y vertical de la zapata, respectivamente.

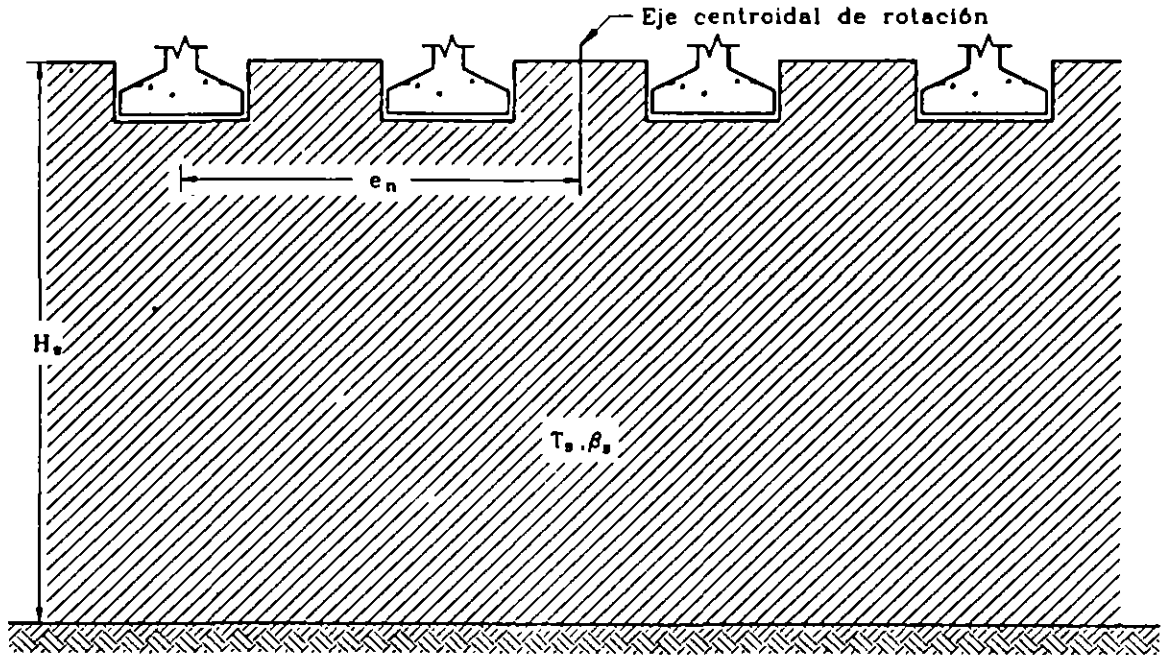


Fig. 6.3 Modelo para cimientos con zapatas

La rigidez estática para el modo de traslación vertical de una cimentación circular enterrada en un estrato elástico con base rígida se puede obtener como (ref. 33)

$$K_v^0 = \frac{4G_s R_v}{1 - \nu_s} \left[1 + 1.28 \frac{R_v}{H_s} \right] \left[1 + 0.5 \frac{D}{R_v} \right] \left[1 + \left(0.85 - 0.28 \frac{D}{R_v} \right) \frac{D/H_s}{1 - D/H_s} \right] \quad (6.50)$$

en donde $R_v = R_h$ debido a que se trata de un efecto de traslación. Actualmente no se conocen expresiones para los coeficientes de rigidez y amortiguamiento para el modo de traslación vertical de una cimentación circular enterrada en un estrato viscoelástico con base rígida. En vista de esta situación, se justifica que tales coeficientes de impedancia se tomen como (ref. 33):

$$k_v = 1 \quad (6.51)$$

$$c_v = \begin{cases} 0; & \text{si } \eta_v < \eta_p \\ 0.85 \frac{1 + 1.85 (1 - \nu_s) D/R_v}{1 + 0.5 D/R_v}; & \text{si } \eta_v \geq \eta_p \end{cases} \quad (6.52)$$

en donde $\eta_v = \eta_h$ por la misma razón de que se trata de un efecto de traslación.

Para estructuras cimentadas sobre pilotes o pilas se dispone de pocas soluciones confiables que permitan evaluar sencilla y racionalmente los incrementos en las rigideces y los amortiguamientos de la cimentación. En el caso de cimentaciones sobre pilotes flotantes, fig. 6.4, las rigideces estáticas del conjunto se podrán determinar utilizando las ecuaciones

$$K_h^0 = \sum_n K_{hn}^0 \quad (6.53)$$

$$K_r^0 = \sum_n K_{vn}^0 e_n^2 \quad (6.54)$$

las cuales se obtienen al despreciar las rigideces en rotación de los pilotes. El índice n denota valores correspondientes al n -ésimo pilote; e_n es la distancia entre el centroide del pilote y el eje centroidal de rotación de la planta de cimentación y K_{hn}^0 y K_{vn}^0 son las rigideces estáticas horizontal y vertical del pilote, respectivamente.

Las rigideces estáticas para los modos de traslación horizontal y ~~vertical de un pilote flexible enterrado en un estrato elástico con base rígida~~ se pueden aproximar mediante las siguientes expresiones (ref. 34):

$$K_h^0 = d E_s \left(\frac{E_p}{E_s} \right)^{0.21} \quad (6.55)$$

C.1

$$K_v^0 = 1.9 d E_s \left[\frac{L_p}{d} \right]^{0.87} \quad (6.56)$$

donde d , E_p y L_p representan el diámetro, el módulo de elasticidad y la longitud del pilote, respectivamente; $E_s = 2(1+\nu_s)G_s$ es el módulo de elasticidad efectivo del depósito de suelo en cuestión.

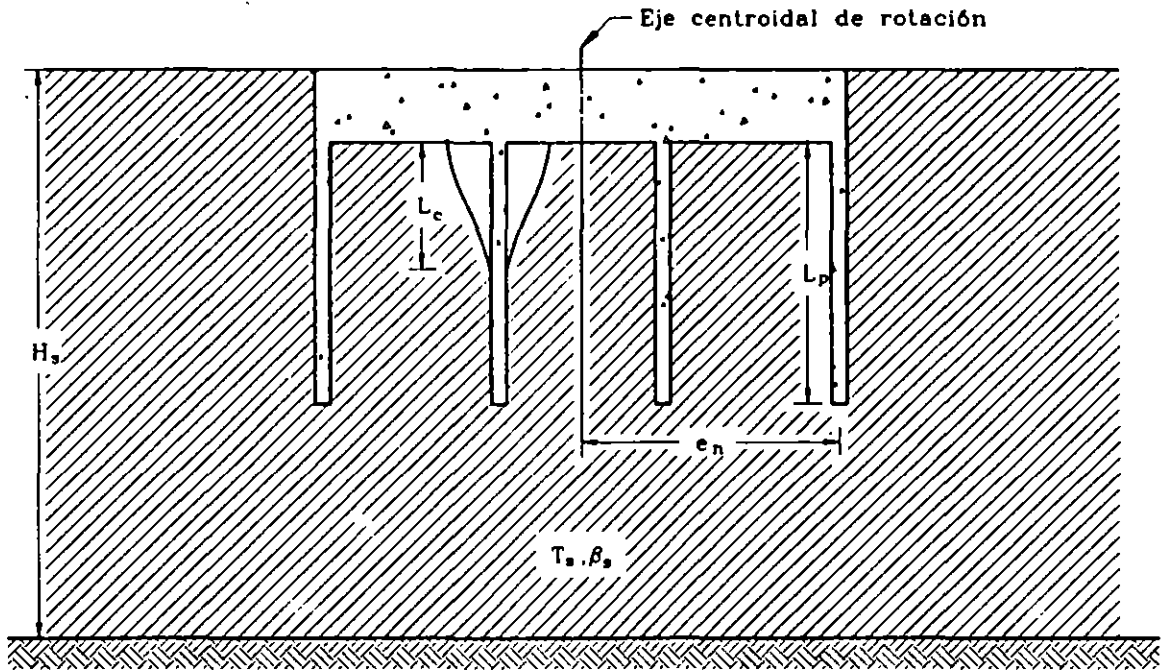


Fig. 6.4 Modelo para cimientos con pilotes

Los coeficientes de rigidez y amortiguamiento para los modos de traslación horizontal y vertical de un pilote flexible enterrado en un estrato viscoelástico con base rígida se pueden aproximar mediante las siguientes expresiones (ref. 34):

$$k_h = 1 \quad (6.57)$$

$$k_v = 1 \quad (6.58)$$

$$c_h = \begin{cases} 0.8 \zeta_s; & \text{si } \eta \leq \eta_s \\ 0.8 \zeta_s + 0.175 (E_p/E_s)^{0.17} \eta; & \text{si } \eta > \eta_s \end{cases} \quad (6.59)$$

$$c_v = \begin{cases} 0; & \text{si } \eta \leq \eta_p \\ 4L_p^2 G_s / \beta_s \left(1 - e^{-(E_p/E_s)(L_p/d)^{-2}} \right) \eta_s \eta^{-0.2}; & \text{si } \eta > \eta_p \end{cases} \quad (6.60)$$

en donde las frecuencias normalizadas η , η_s y η_p se definen de las siguientes formas:

$$\eta = \frac{\omega d}{\beta_s} \quad (6.61)$$

$$\eta_s = \frac{\pi d}{2 H_s} \quad (6.62)$$

$$\eta_p = \frac{\pi d}{2 H_s} \frac{\alpha_s}{\beta_s} \quad (6.63)$$

Estas funciones de impedancia solamente son aplicables a pilotes flexibles, que se tienen cuando

$$L_p > L_c \quad (6.64)$$

en donde

$$L_c = 2 d \left(\frac{E_p}{E_s} \right)^{0.25} \quad (6.65)$$

es la longitud activa del pilote, es decir la longitud a lo largo de la cual el pilote trasmite carga al suelo.



**FACULTAD DE INGENIERIA U.N.A.M.
DIVISION DE EDUCACION CONTINUA**

XXII CURSO INTERNACIONAL DE INGENIERIA SISMICA

MODULO IV: DISEÑO SISMICO DE CIMENTACIONES

**TEMA: ZONIFICACION GEOSISMICA EN MEXICO Y SU
APLICACION AL CÁLCULO DE ESPECTROS DE DISEÑO**

**EXPOSITOR: DR. EFRAIN OVANDO SHELLEY
1996**

ZONIFICACION GEOSISMICA EN MEXICO Y SU APLICACION AL CALCULO DE ESPECTROS DE DISEÑO

GEOSEISMIC ZONATION IN MEXICO AND ITS APPLICATION FOR DESIGN SPECTRA COMPUTATIONS

Miguel P. Romo y Efraín Ovando, Instituto de Ingeniería, UNAM

Miguel P. Romo
Efraín Ovando

RESUMEN

Se presentan los aspectos más relevantes de los estudios realizados en México para zonificarlo globalmente y a nivel de ciudades. Se comentan los efectos que pueden tener las características geotécnicas en la distribución del peligro sísmico en diversas localidades y la forma práctica en que deben considerarse en el cálculo de espectros de diseño de campo libre y de interacción (espectros de piso). También se discuten los aspectos más significativos que influyen en el comportamiento dinámico de los suelos, haciendo especial énfasis en las arcillas blandas de la ciudad de México.

1 INTRODUCCION

El impacto de los sismos en términos de la cantidad y costo de daños, así como en número de muertes en la última centuria es impresionante. Varios informes indican que en sismos como el de Messina (1908), Italia hubo 160,000 fallecimientos; en el de Kansu (1920), China hubo 180,000 y 70,000 en la misma área en 1932, en Tokio (1923), Japón 143,000; 30,000 en Chile en 1939; 12,000 en Agadir, Marruecos en 1960, 67,000 en Chimbote (1970), Perú; 250,000 en Tangshan (1976), China; 3,000 en el sudeste de Iran en 1981, unos 6,500 en la ciudad de México en 1985 y varios cientos en sismos recientes en California, EU en Oaxaca, México y Kobe, Japón. Existen informes que indican que la mayor tragedia asociada con sismos ocurrió en 1556 en Shensi, China donde aparentemente sucumbieron 830,000 personas (Idriss, 1985).

En cuanto a daños en propiedades, los sismos han causado pérdidas que van desde unos cuantos millones hasta varios miles de millones de dólares americanos. Por ejemplo, el daño total causado por el sismo de 1906 en San Francisco, California y sus consecuencias se estima en unos 400 millones de dólares (al precio de ese tiempo); el de Alaska de 1964 y el de San Fernando, California en 1971 fueron estimados en 400 millones cada uno (Idriss, 1985); el de México de 1985, sólo en la capital, se estimó en 5,000 millones; Loma Prieta, California en 1987 causó daños, atribuibles al sismo, que costaron entre 6,000 y 8,000 millones; el de Northridge, California en 1994 se estima que causó pérdidas físicas entre 12,000 y 15,000 millones; el de Kobe (rebautizado como Hanshu-Awaji), Japón (1995) sólo en daños a puentes (15) del sistema Hanshu Expressway Public Corporation, el costo se estimó en 5,000 millones de dólares. Estas cifras pueden incrementarse significativamente en sismos severos futuros debido a que la urbanización continúa y se construyen edificaciones más audaces e infraestructura de mayor valía.

Todos los sismos que causan daños físicos (y personales) de consideración tienen el denominador común del comportamiento de los suelos durante los temblores. Muchos de los daños se relacionan con la inestabilidad global del suelo lo cual redundo en asentamientos diferenciales y totales importantes, licuación y compactación de suelos granulares sueltos; asentamientos y desplomos en estructuras desplantadas en suelos blandos como se ilustra en la fig 1; generación de presiones de poro que conducen a la licuación de suelos

granulares, como se muestra en la fig 2; movimientos en presas de tierra y enrocamiento; deslizamientos de apoyos de puentes, etc.

Un efecto más sutil de las condiciones locales geotécnicas en el daño a estructuras es la influencia que tienen en las características de los movimientos sísmicos del terreno las cuales pueden tener un gran impacto en la severidad de los daños estructurales que se puedan desarrollar, aunque el suelo de apoyo permanezca estable durante el temblor. Indicaciones cualitativas y cuantitativas de la ocurrencia de este fenómeno han sido notadas desde hace muchos años en varios sismos; sin embargo, el caso que más claramente evidenció este efecto fue el de la ciudad de México durante el sismo del 19 de septiembre de 1985. En la fig 3 se muestra una correlación entre daño estructural y las características dinámicas del depósito de suelo. Se observa que los edificios más dañados fueron aquellos que tenían entre 10 y 14 pisos y estaban desplantados en depósitos de arcilla con periodos naturales entre 1.5 y 2.0 segundos. Otros casos, como el de Caracas, Venezuela (en el sismo de 1967), el de Loma Prieta (1987), el de Northridge (1994) y el de Kobe (1995), refuerzan la idea de que las condiciones locales geotécnicas juegan un papel importante en la extensión y severidad de los daños que sufren las estructuras durante la acción de temblores de gran intensidad.

Fig 1. Asentamientos sísmicos en un edificio de la ciudad de México. Septiembre 19, 1985

Fig 2. Licuación en la Isla de Enmedio en la desembocadura del río Balsas. Septiembre 19, 1985

De acuerdo con los comportamientos observados resulta evidente que en la evaluación del peligro sísmico para una obra específica se incluya la estimación de los movimientos dinámicos del terreno que puedan inducir sismos futuros. Para esto, es necesario conocer las fuentes sísmicas que afectan al sitio específico, las distancias epicentrales incluyendo los aspectos geológicos y sismológicos, las leyes o relaciones de atenuación de la intensidad sísmica con la distancia y el tamaño y su frecuencia de los sismos asociados con cada fuente de generación de temblores. Conociendo estos elementos, se pueden evaluar las características de los movimientos sísmicos en el sitio, lo cual constituye la estimación del peligro sísmico. Una vez definido éste, el riesgo se puede investigar incorporando la vulnerabilidad de la estratigrafía en el sitio y el de la estructura para varios niveles de peligro así como el costo de reparación o el costo social que significa la pérdida de vidas.

El propósito de este artículo es resumir la práctica actual en la evaluación del peligro sísmico en la ingeniería geotécnica en México. Se pone especial atención a la zonificación geotécnica, y a su aplicación en la práctica a la determinación de espectros específicos para el diseño de edificios

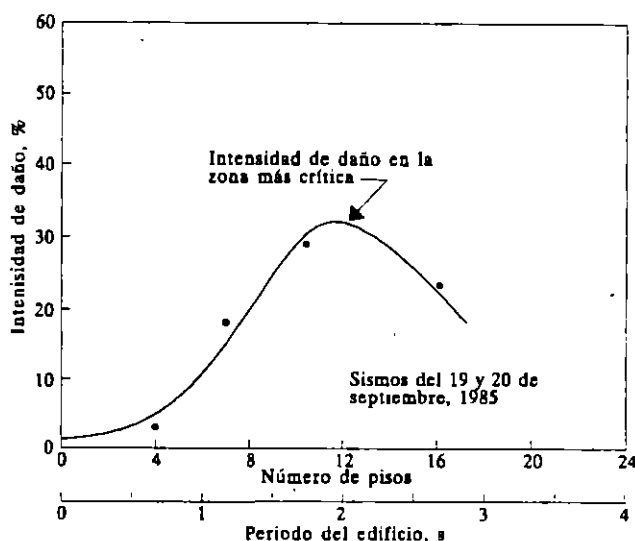


Fig 3. Efecto del tipo de suelo en la intensidad de daños a edificios. Septiembre 19, 1985 (Seed y Sun, 1989)

2. ZONIFICACION GEOSISMICA

Recientemente (1993) el Comité Técnico TC4 (Technical Committee for Earthquake Geotechnical Engineering) de la ISSMFE (International Society for Soil Mechanics and Foundation Engineering) publicó un manual para la zonificación de peligros geosísmicos que sugiere tres niveles del procedimiento a seguir para zonificar una región específica.

En el primero proponen que la zonificación se base en la compilación e interpretación de información existente en documentos históricos, informes o cualquier base de datos disponible. Este procedimiento es el más burdo y de menor costo y usualmente se aplica para cubrir regiones de gran amplitud como un país o un estado. La información sobresaliente en este nivel se obtiene de catálogos de sismos en los que se incluyen además de registros, distancias epicentrales, magnitudes, mecanismos focales, etc. La información se complementa con datos históricos sobre los daños inducidos por eventos sísmicos, los cuales pueden proporcionar un panorama de la distribución de la intensidad de movimientos en sismos históricos

En el segundo grado la zonificación se realiza con mayor detalle Sugieren que se recurra a fotografías aéreas para definir la localización de las fallas y sus condiciones geológicas, que se efectúen

estudios de campo adicionales para identificar las estructuras geológicas y las condiciones geotécnicas que puedan afectar a los movimientos sísmicos del terreno. Por último, proponen realizar mediciones con microtemblores (vibración ambiental) para obtener información más detallada de la estratigrafía del sitio y de sus capacidades para amplificar los movimientos del terreno.

En el tercer grado de zonificación consideran la definición de los movimientos sísmicos en áreas reducidas, para lo cual se requieren investigaciones de campo y laboratorio en el sitio específico. Los resultados de este tipo de estudios se incorporan en el análisis de la respuesta del depósito de suelo usando modelos numéricos de propagación de ondas sísmicas. Este nivel de zonificación es generalmente costoso, pero para sitios en los que el peligro es alto, o en los que los desarrollos existentes o en proyecto sean considerados en este tercer grado, generalmente se justifican plenamente.

Los casos de zonificación que se presentan en este trabajo se basan en información derivada de estudios de microtemblores y geotécnicos, así como en análisis dinámicos específicos, tanto de campo libre como incluyendo la presencia de la estructura.

2.1 General de la República Mexicana

El acervo disponible para elaborar los mapas geosísmicos de toda la República Mexicana consistió de datos geofísicos y de características de temblores registrados en diversos sitios del país. La información geofísica está compuesta por las características de los sismos en la fuente, la cual acoplada con relaciones de atenuación (definidas a partir de mediciones de temblores en numerosos sitios) entre intensidad, magnitud, distancia epicentral y condiciones locales, permite estimar lo que pueda ocurrir en un sitio particular en un sismo futuro (Esteva y Ordaz, 1989).

Por lo general, en un sitio específico no se cuenta con datos sobre las características de los movimientos sísmicos del terreno, por lo que usualmente se tiene que recurrir a las leyes de atenuación para transformar los modelos matemáticos que describen la actividad de las fuentes vecinas en parámetros sísmicos como intensidad o magnitud. La forma más usual es representar la actividad sísmica de una fuente en términos de tasas de excedencia de magnitudes, las cuales se pueden transformar en curvas de tasas de excedencia de intensidades, en las que se incluyen los riesgos de falla que deben aceptarse.

2.1.1 Sismicidad de México

La actividad tectónica que genera grandes temblores ($M_s \geq 6.5$) se concentra básicamente en cuatro zonas (fig 4). En la del Mar de Cortés el movimiento relativo entre las placas de Norteamérica y del Pacífico es de tipo lateral y ha generado sismos como el del 8 de junio de 1980 ($M_s = 6.7$, con epicentro en la falla de San Jacinto a 70km al sureste de la ciudad de Mexicali). El potencial sísmico en el norte de la península de Baja California está asociado a la extensión de las fallas de San Andrés y San Jacinto hacia el sur. La segunda zona es la de subducción de las placas oceánicas de Rivera (bajo el estado de Jalisco) y de Cocos (bajo los estados de Colima, Michoacán, Guerrero, Oaxaca y Chiapas) que han generado sismos como el de Jalisco del 3 de junio de 1992 ($M_s = 8.2$) y el de Michoacán del 19 de septiembre de 1985 ($M_s = 8.1$). En este siglo han ocurrido 35 sismos de magnitud mayor que 7.0 en el sur de México, entre Jalisco y Oaxaca. La continental es la tercera y refleja el rompimiento de litósfera oceánica debida a la penetración de la Placa de Cocos por debajo de la Placa de Norteamérica con un ángulo que varía de 35° en Colima-Michoacán a 55° en Oaxaca. La manifestación superficial de este fenómeno es el Eje Volcánico Transmexicano no paralelo a la Trincherita de Acapulco. A profundidades del orden de 50 a 100km se generan mecanismos de falla normal que

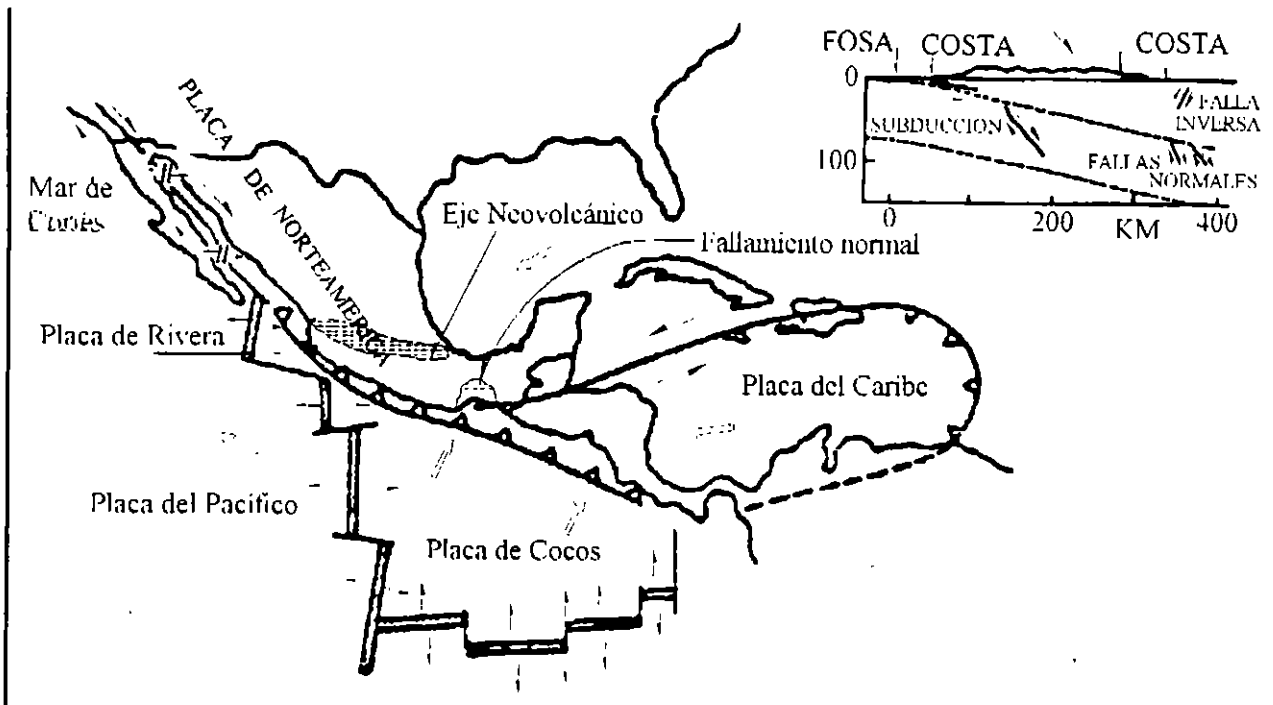


Fig 4. Regiones Sísmicas en la República Mexicana

han causado temblores como el de Oaxaca del 15 de enero de 1931 ($M_s = 7.8$) y ha afectado a poblaciones de Puebla, Veracruz y el norte de Oaxaca. En la última zona ocurren dentro de la placa continental como el de Acambay ($M_s = 7.0$) del 19 de noviembre de 1912, asociado al Eje Volcánico Transmexicano. Estos sistemas son de tipo de falla normal someros (15-15km de profundidad), lo que los hace especialmente peligrosos en la zona epicentral.

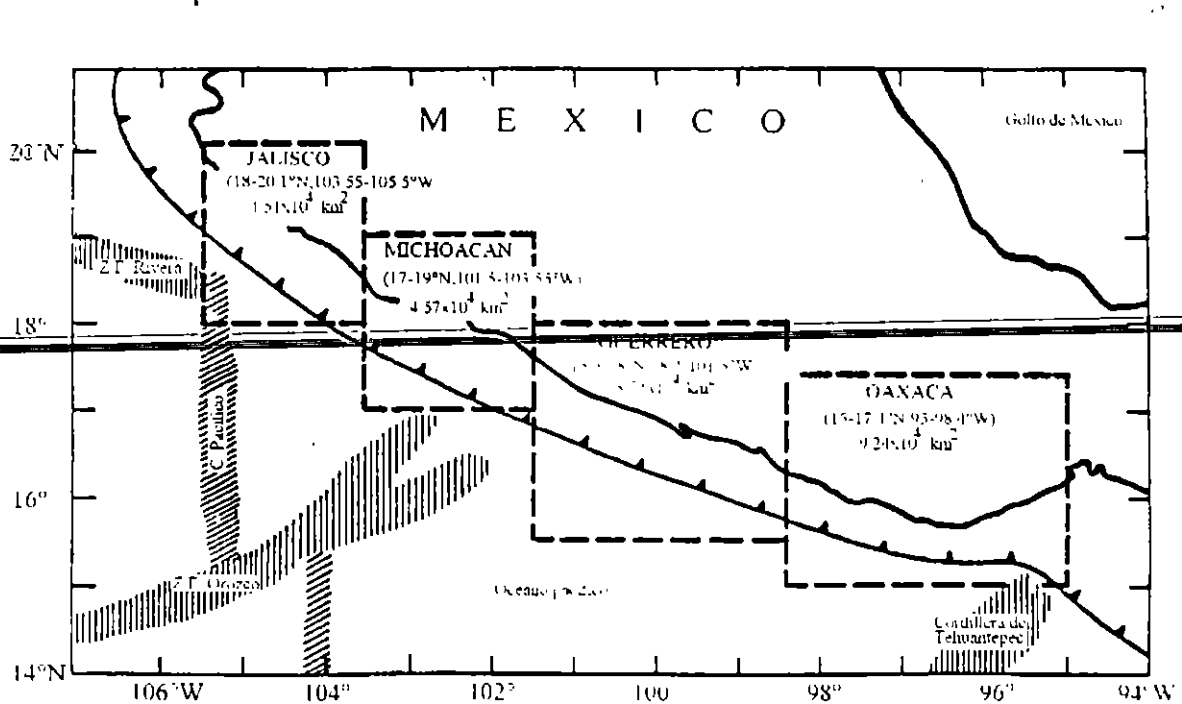


Fig 5. Provincias tectónicas a lo largo de la zona de subducción (Modificada de Esteva y Ordaz, 1989)

De estas cuatro, la que genera sismos más severos es la de subducción en el Pacífico (fig 5). En esta zona, los temblores se generan a profundidades relativamente superficiales, que aumentan hacia el interior del territorio, como se indica en la fig 6 (Kelleher et al, 1973) a lo largo de varias secciones transversales a la trinchera que delimita el contacto entre las placas de Cocos y de Norteamérica.

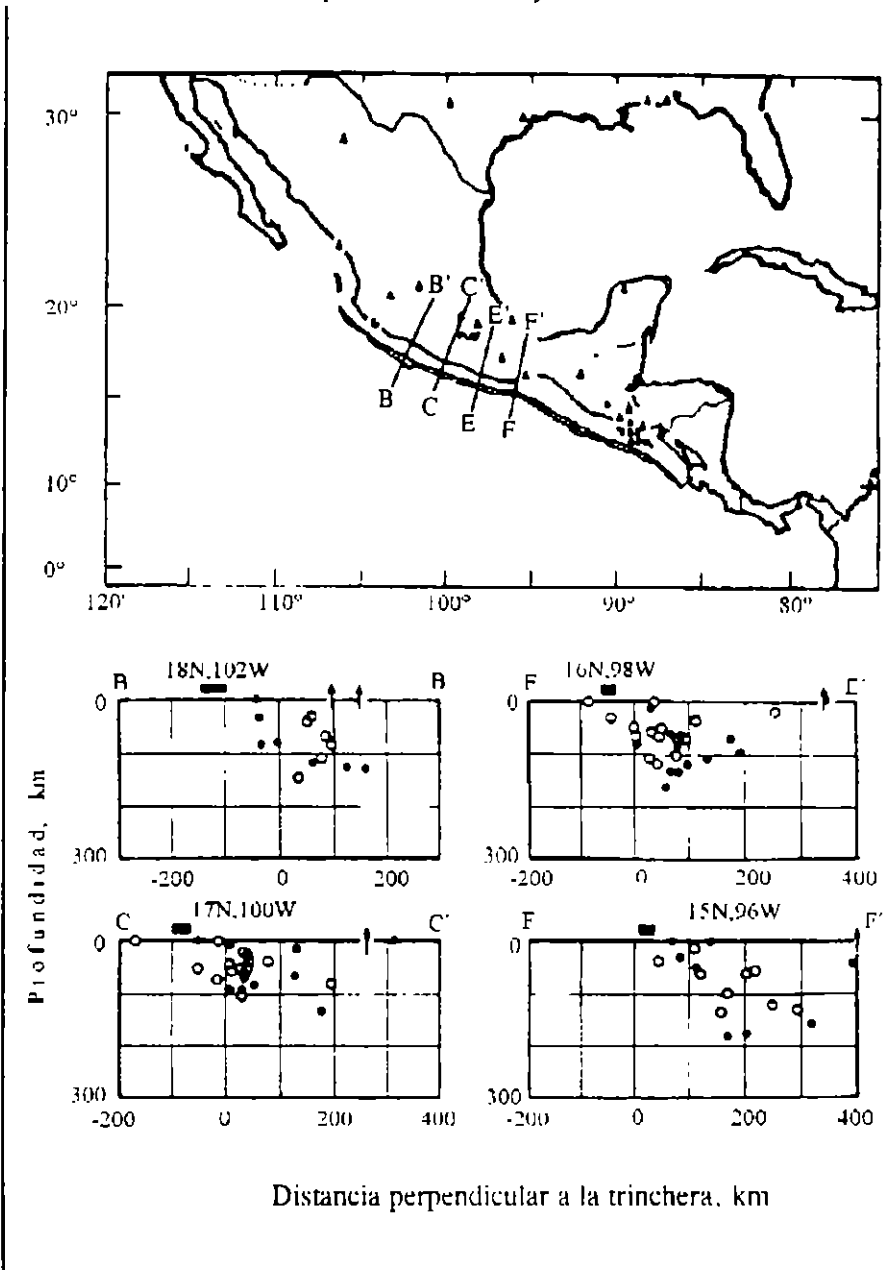


Fig 6. Focos de temblores en secciones transversales a la zona de subducción (Modificada de Kelleher, 1973)

Durante los últimos años, a raíz de los sismos de 1985, se ha observado que en la zona de subducción (y quizá en otras partes del mundo) la actividad sísmica resulta de la superposición de dos procesos, uno que es totalmente aleatorio y otro constituido por los temblores característicos de gran magnitud que tienen periodos de recurrencia más o menos definidos. Debe esperarse que estudios futuros sobre riesgo sísmico incluyan este doble fenómeno. En las relaciones magnitud-recurrencia de la fig 7 se observa claramente que para las magnitudes moderadas y grandes el modelo tradicional (N disminuyendo con valores crecientes M) no se cumple ya que los datos indican que N aumenta para valores moderados de M , alcanza un máximo, y luego decrecen para magnitudes muy elevadas (Rosenblueth, 1987).

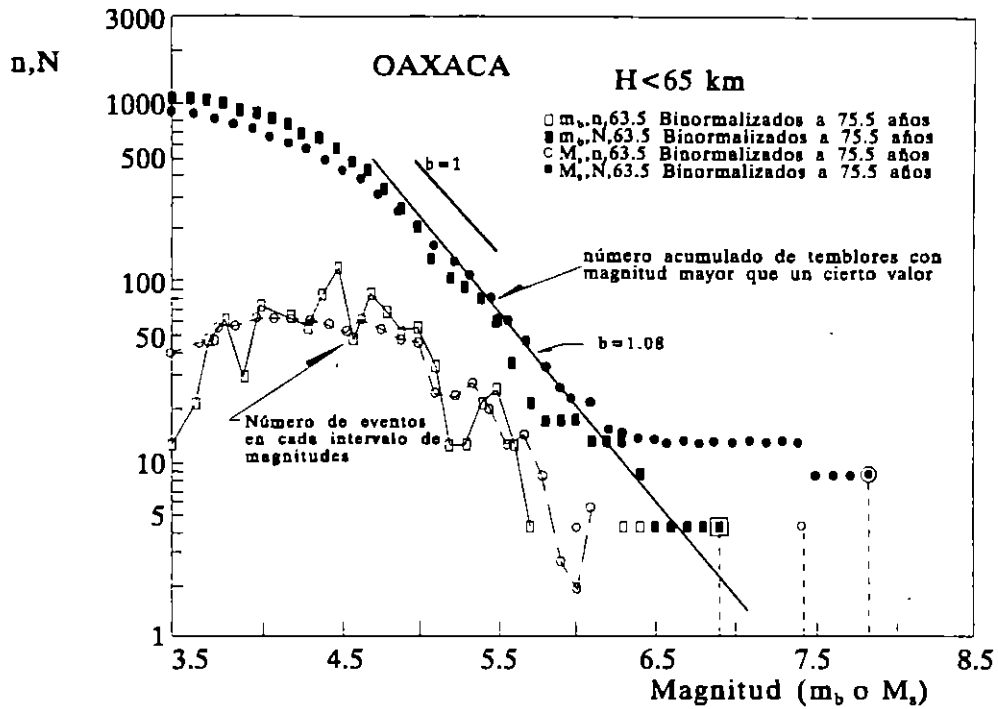


Fig 7. Efecto de temblores grandes (periódicos) en las tasas de excedencia de magnitudes (Esteva y Ordaz, 1989)

2.1.2 Regionalización Geosísmica

El mapa de zonificación sísmica que actualmente se usa como base para estimar los movimientos sísmicos en un sitio específico, a falta de estudios detallados para el lugar, es el indicado en la fig 8 (Esteva y Ordaz, 1989). La escala de intensidad de los movimientos sísmicos varía de A (la más baja) a D (la más severa).

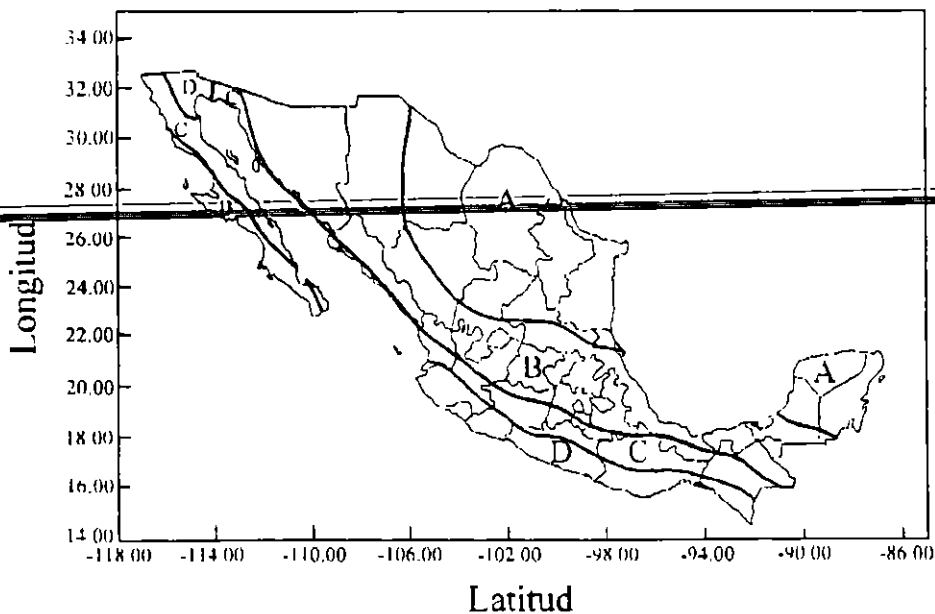


Fig 8. Regionalización sísmica de la República Mexicana (Esteva y Ordaz, 1989)

Además de la regionalización de la fig 8, se ha hecho una clasificación de las condiciones del suelo local que incluye tres categorías dependiendo de sus características de rigidez. En la literatura existen diferentes definiciones para clasificar a cada uno de los tres tipos de suelo. En la mayoría de ellas se tienen descripciones cualitativas que pueden mal interpretarse con relativa facilidad ya que un suelo puede identificarse atendiendo a sus características de consistencia y rigidez; sin embargo, en su conjunto (en toda la estratigrafía) puede constituir depósitos con características dinámicas diferentes. Por esta razón, y atendiendo a las experiencias en gran cantidad de sitios en los que se han registrado temblores y medido las propiedades de rigidez de los suelos que integran la estratigrafía del depósito, se considera que el tipo de suelo debe definirse con base en el periodo natural del depósito. Se encuentra que los límites adecuados serían. Suelo tipo I para depósitos de suelo con T (periodo natural) $\leq 0.15s$; suelo tipo II para depósitos de suelo con $0.15 \leq T \leq 0.80s$, y suelo tipo III para depósitos de suelo con $T > 0.8s$. El periodo natural corresponde al depósito de suelo que sobreyace a un estrato de terreno firme que tenga un módulo de rigidez al corte mayor que $85,000t/m^2$ (onda de corte superior a $800m/s$) o cuando los ensayos de penetración estándar muestren más de 50 golpes (por 30cm de penetración) de manera sistemática en una longitud mayor que 4.0m. En los casos en que la transición entre el depósito de suelo y el estrato firme no se defina claramente, deben considerarse tres fronteras localizadas a partir de que se cumplan las condiciones de rigidez mencionadas, de tal manera que se cubra dos veces la profundidad del estrato. El periodo máximo obtenido es el que debe usarse para definir el tipo de suelo. En las conclusiones se propone un procedimiento para clasificar geosísmicamente los suelos.

Con esta clasificación, se pretende dar la alternativa de utilizar procedimientos indirectos para definir de manera expedita el tipo de suelo. Así, con medición de microtemblores, registros de sismos, o ensayos de campo sencillos se puede lograr el objetivo de evaluar el periodo natural del sitio específico

En la selección del tipo de suelo deben tomarse en cuenta sólo los suelos que se encuentren debajo del nivel de desplante de la losa de cimentación. En caso de cimientos a base de una cajón y pilotes, el suelo a considerar es el que subyace al cajón.

2.1.3 Espectros de Diseño

En la definición de los espectros de diseño, se consideró un concepto de minimización que conduce a la mínima suma del costo inicial de la estructura y la esperanza del valor presente de las pérdidas por daños sísmicos (Esteve y Ordaz, 1989). Utilizaron el modelo de recurrencia de sismos casual siguiendo con una distribución tipo Poisson (aunque la evidencia acumulada para la zona de subducción indica que además se generan sismos severos con periodos de retorno más o menos definidos) y una ley de tasas de excedencia de tipo exponencial.

Los espectros de diseño que se proponen para las cuatro zonas sísmicas y los tres tipos de terreno se definen con la siguiente expresión:

$$\begin{aligned}
 S_a &= a_0 + \frac{c - a_0}{T_a} T & \text{para } 0 < T < T_a \\
 S_a &= c & \text{para } T_a \leq T < T_b \\
 S_a &= c \left(\frac{T_b}{T} \right)^r & \text{para } T_b \leq T
 \end{aligned} \tag{1}$$

donde a_0 , c , T_a , T_b y r están dadas en la tabla 1, y S_a es el coeficiente sísmico, para amortiguamiento estructural del 5%. Esta información se resumió y se hizo pública en el Manual de Obras Civiles de la Comisión Federal de Electricidad (1993).

Tabla 1. Parámetros de los espectros de diseño para la República Mexicana

Zona sísmica	Tipo de suelo	a_0 (g)	c (g)	T_a (s)	T_b (s)	r
A	I	0.02	0.08	0.2	0.6	1/2
	II	0.04	0.16	0.3	1.5	2/3
	III	0.05	0.20	0.6	2.9	1
B	I	0.04	0.14	0.2	0.6	1/2
	II	0.08	0.30	0.3	1.5	2/3
	III	0.10	0.36	0.6	2.9	1
C	I	0.36	0.36	0.0	0.6	1/2
	II	0.64	0.64	0.0	1.4	2/3
	III	0.64	0.64	0.0	1.9	1
D	I	0.50	0.50	0.0	0.6	1/2
	II	0.86	0.86	0.0	1.2	2/3
	III	0.86	0.86	0.0	1.7	1

2.1.4 Peligro Sísmico Actual en el País

La descripción anterior ilustra que existe peligro sísmico en una parte importante del país. Para los terremotos de subducción los periodos de recurrencia son más o menos entre 35 y 80 años, lo que indica que existen dos brechas que pueden romperse en un periodo no muy largo; una es la de Guerrero, entre Zihuatanejo y Acapulco, y la otra es la del Istmo de Tehuantepec, en Oaxaca. Las magnitudes, de acuerdo con el tamaño de la brecha puede variar entre 7.9 y 8.3, la probabilidad de que ocurra un terremoto en estas dos es alta, de acuerdo con el conocimiento actual de la tectónica global.

Los periodos de recurrencia de los grandes temblores de profundidad intermedia son del orden de 100 años. Aunque no se ha localizado confiablemente la sismicidad de fondo, en general, se podría decir que las zonas con mayor peligro son la parte sur de Puebla y norte de Oaxaca, con sismos que pueden alcanzar magnitudes del orden de 7.0.

Las descripciones históricas sobre los sismos que han ocurrido en el Eje Volcánico Transmexicano y en el Golfo de México no permiten estimar periodos de retorno confiables para estas provincias tectónicas; sin embargo, las magnitudes esperadas deben al menos ser iguales a las máximas observadas instrumentalmente.

2.2 Distrito Federal

La información disponible en esta zona creció exponencialmente a partir de los sismos de septiembre de 1985. Actualmente se disponen mapas detallados que muestran la zonificación geotécnica, mapas que indican la profundidad al estrato de suelo firme, y de isoperiodos. Además, existen funciones de amplificación (y de formas espectrales) características para un gran número de sitios distribuidos en el Distrito Federal. Esta información permite de manera expedita evaluar las características de vibración de un

sitio en particular. Además, este volumen creciente de datos tiene la consecuencia positiva de que las incertidumbres inherentes a la estimación de los movimientos sísmicos en un sitio se reduzcan apreciablemente.

2.2.1 Sismicidad General

Los movimientos del terreno en el valle de México pueden ser generados básicamente por cuatro mecanismos de liberación de energía (Rosenblueth et al, 1989) Los temblores que provienen de la zona de subducción son los que históricamente han causado los daños más intensos en la ciudad de México y de esta provincia sísmica los más peligrosos son los que se generan en las costas de Michoacán y Guerrero debido a su mayor cercanía a la cuenca de México. Un segundo mecanismo es el de falla normal que se produce entre las placas de Cocos y la de Norteamérica dentro del continente que, como se mencionó, produce temblores con magnitudes decrecientes al internarse en el continente; debido a la profundidad que alcanza la placa de Cocos bajo el valle de México (unos 80km) la magnitud máxima esperada es de 6.5 en la escala de Richter. El tercer mecanismo se debe a liberación de energía en la placa continental, cuyo extremo oriental es el más peligroso; las fallas que definen el graben de Acambay (Mooser, 1990) son capaces de generar sismos con una magnitud máxima de 7.0 y una distancia focal de 80km Por último, el cuarto mecanismo se debe a fallas en la placa Norteamericana en las inmediaciones del valle de México La magnitud máxima registrada en este siglo para temblores locales es de 5.1, aunque se estima que puedan alcanzar 5.5 (Mooser, 1990).

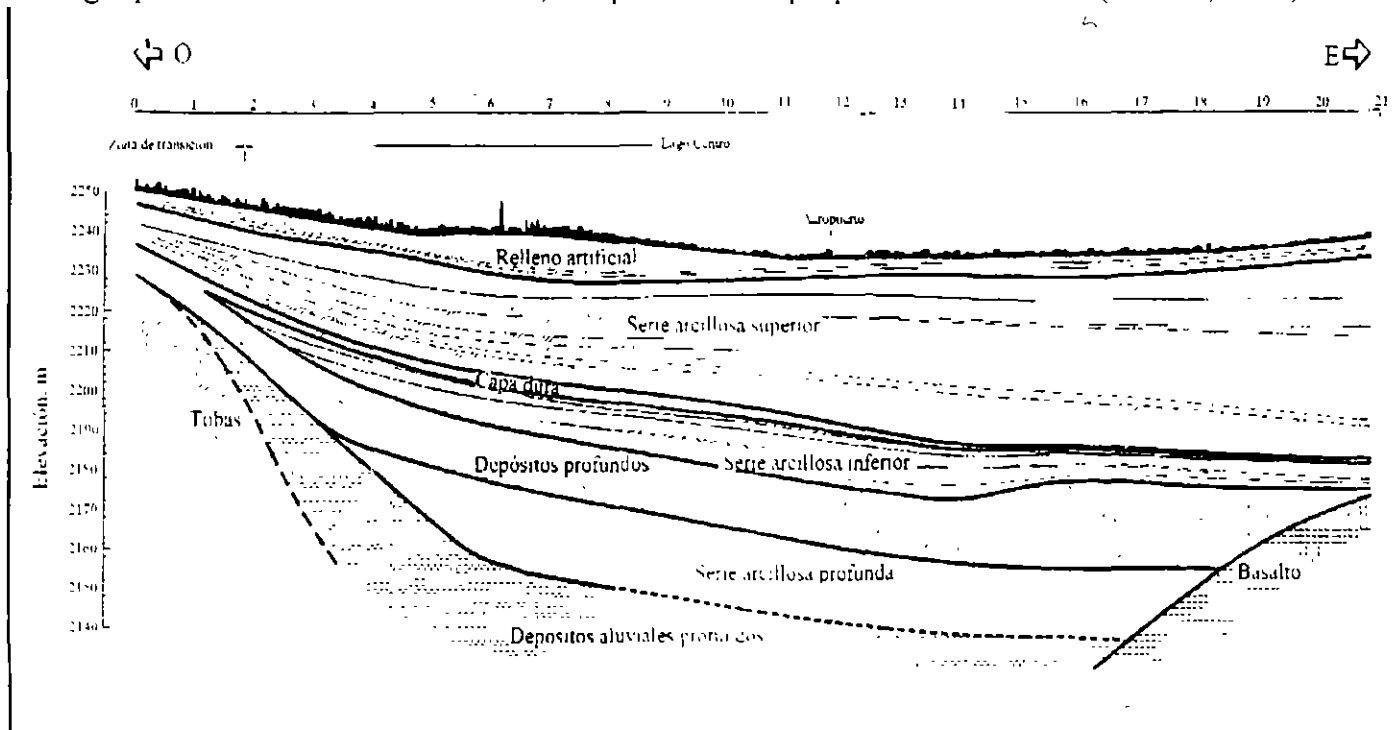


Fig 9: Estratigrafía de la ciudad de México (cortesía de Carlos E. Gutiérrez)

2.2.2 Regionalización Geosísmica

Las condiciones geotécnicas de la ciudad de México se han estudiado con gran detalle durante los últimos años y están razonablemente bien establecidas. La ciudad se fundó en el vaso del lago de Texcoco y se ha extendido hacia sus riveras y hacia el sur invadiendo el vaso de los lagos de Xochimilco-Chalco. Gran parte de la actual ciudad de México se asienta sobre arcillas blandas y el resto en terreno de consistencia media y terreno firme. En la fig 9 se muestra un perfil que indica la variación de las condiciones del suelo, en la fig 10 se presenta la zonificación geosísmica actual en la zona metropolitana del valle de México. La zonas del lago, de transición y de lomas corresponden a la III, II y I definidas en párrafos anteriores.

Los análisis de registros obtenidos dentro del valle de México y fuera de él, aparentemente indican que existen efectos de sitio a escala regional que conducen a amplificaciones de los movimientos sísmicos del terreno firme (Ordaz y Singh, 1992; Singh et al, 1993). Sin embargo, la amplificación más importante se debe a la presencia de la capa de arcilla blanda que sobreyace a los depósitos de terreno firme (ver fig 9). El gran contraste en rigideces entre los depósitos profundos y el estrato superficial, así como las propiedades cuasielásticas y de bajo amortiguamiento se combinan para producir las grandes amplificaciones observadas en la zona III (del lago) durante un gran número de sismos que arriban al valle con directividades diferentes y con características variables. Estudios analíticos (Romo y Jaime, 1986; Romo y Seed, 1987) y observaciones recientes (Singh y Ordaz, 1992) muestran que la evaluación de las características más significativas de la respuesta de los depósitos de suelo en la ciudad de México (zonas III y II) se puede definir con buen grado de aproximación usando modelos unidimensionales de propagación de ondas sísmicas SH. Los resultados de estas investigaciones indican que realizar microzonificaciones sísmicas para definir los movimientos específicos en un sitio en particular, por ejemplo, resulta una tarea relativamente económica, que está al alcance de la práctica profesional.

2.2 3 Espectros de Diseño

El Distrito Federal, de acuerdo a la regionalización sísmica de la República (fig 8), se encuentra en la zona B. Sin embargo, debido a las condiciones del sitio comentadas en el inciso anterior los parámetros generales para la República, incluidos en la tabla 1, no se aplican. Los que se han propuesto (Rosenblueth et al, 1987) y se incluyen en el Reglamento de Construcciones del Distrito Federal (1987; RCDF) se dan en la tabla 2.

Tabla 2. Parámetros de los espectros de diseño (5% de amortiguamiento) para el Distrito Federal

Zona	a_0 (g)	c (g)	T_a (s)	T_b (s)	r
I	0.04	0.16	0.2	0.6	1/2
II	0.08	0.32	0.3	1.5	2/3
III	0.10	0.40	0.6	3.9	1

~~Los coeficientes sísmicos, c , de la tabla 2 se incrementan en un 50% dependiendo del tipo de estructura según se define en el RCDF87.~~

Con base en estudios de mediciones de vibración ambiental y de registros de sismos se define un mapa de isoperiodos (fig 11) que permite estimar el periodo natural del estrato de suelo blando para definir el tipo de suelo donde se desplante la estructura. Con esta información es posible determinar el coeficiente sísmico aplicable en cada caso

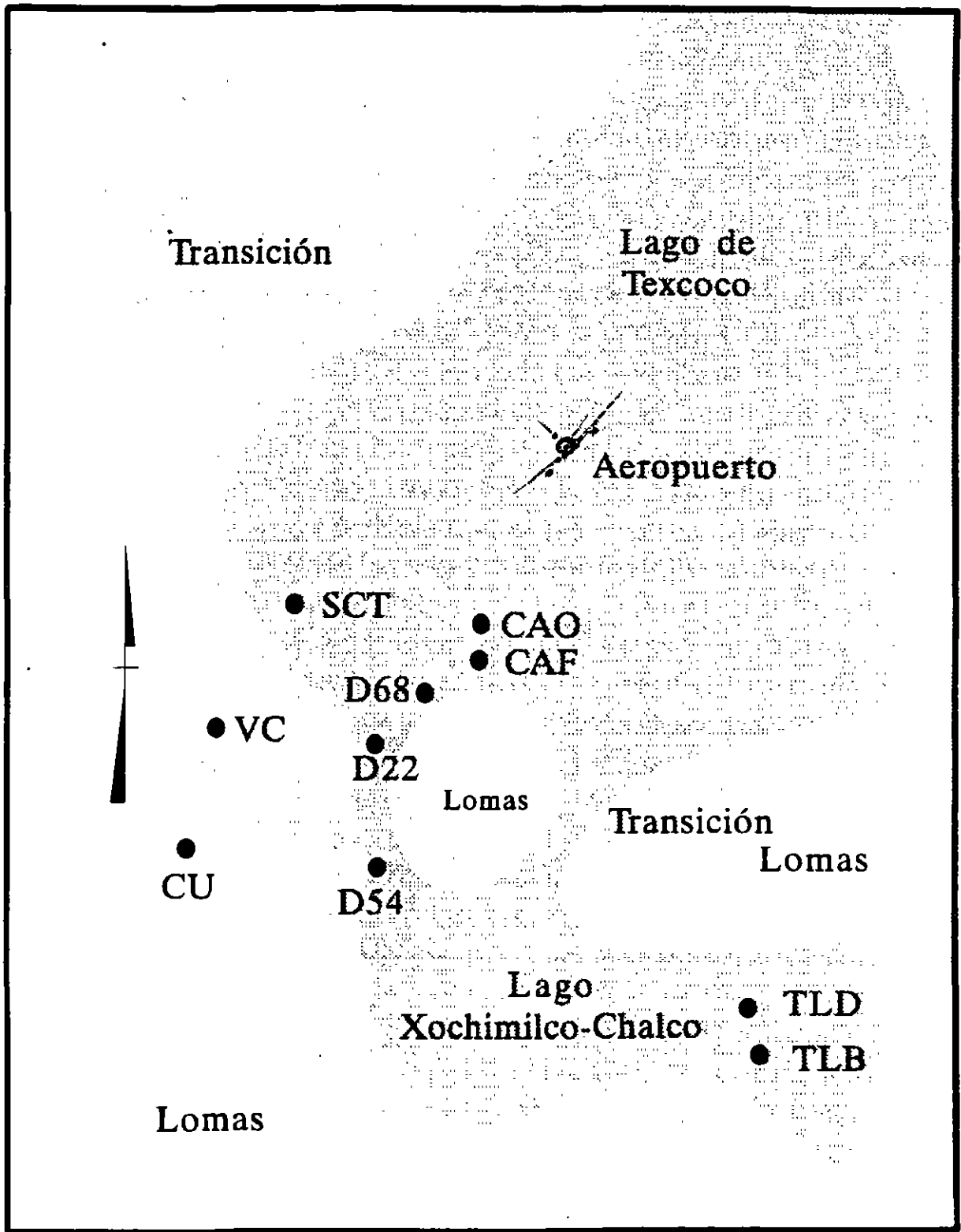


Fig 10 Zonificación geosismica de la ciudad de México

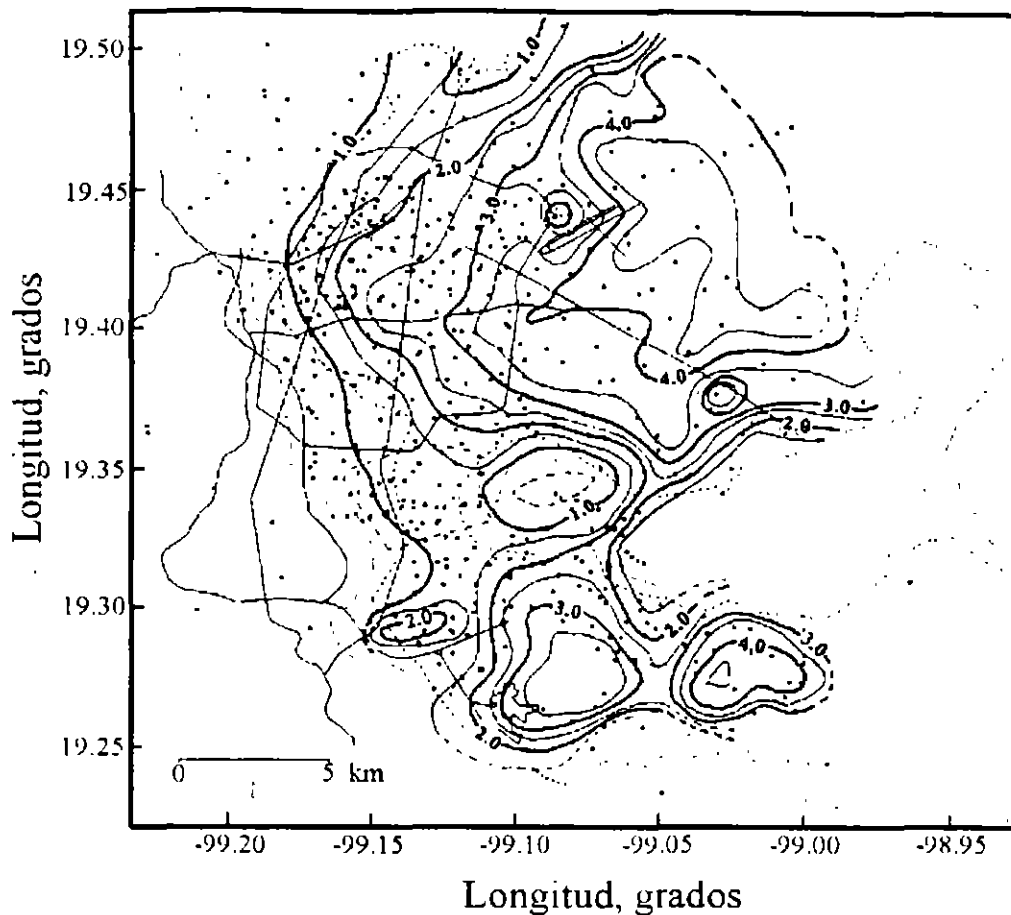


Fig 11 Curvas de isoperiodos en la ciudad de México (Lermo y Chávez-García, 1994)

2.3 Puerto de Acapulco

La geología superficial del área que ocupa la zona metropolitana del puerto de Acapulco está integrada por rocas metamórficas, afloramientos de granito sobre los cuales se sitúa gran parte de la ciudad de Acapulco y por depósitos recientes de barra compuestos por arenas finas, aluviones y turbas.

2.3.1-Sismicidad-General

Los temblores en esta zona se deben a la interacción de la placa de Cocos con la Norteamericana. Actualmente la parte más preocupante es la denominada brecha de Guerrero que hacia el noreste llega cerca de los 101°W (ver fig 5); su límite sureste puede llegar hasta la barrera producida por la segmentación de la placa de Cocos en esa zona, alrededor de los 99°W . Si se considera que su ancho es de 80km, el área que podría romperse es de $A=18,000\text{km}^2$ lo cual daría, según la relación empírica (Singh et al, 1980)

$$M_s = 0.887 \log A + 4.532 \quad (2)$$

una magnitud máxima esperada de $M_s = 8.3$. Aunque la información histórica existente indica que el sismo más severo que ha generado la brecha sísmica de Guerrero tuvo una magnitud M_s de 7.7, aparentemente la energía potencial acumulada podría generar uno o dos sismos $M_s = 8.0$ o bien entre 2 y 4 de $M_s = 7.8$ (Singh y Ordaz, 1990).

2.3.2 Regionalización Geosísmica

En un estudio reciente (Ovando et al, 1989) se recopiló y analizó la información geotécnica de 27 sondeos con el propósito de zonificar el área metropolitana. Siguiendo la misma filosofía usada para la ciudad de México, la región se subdividió en tres tipos de suelo de acuerdo a su consistencia y a los periodos naturales de terreno medidos con la técnica de microtremores inicialmente propuesta por Nakamura para analizar ondas de Rayleigh.

Las evaluaciones en 92 sitios en la zona del puerto de Acapulco, usando la técnica de microtremores, así como los registros sísmicos obtenidos por tres sismógrafos digitales, cuyas magnitudes oscilan entre 3.2 y 6.8, permitieron evaluar los periodos naturales mostrados en las figs 12 y 13 para la Bahía de Acapulco y la zona al sureste que presenta la mayor tasa de desarrollo urbano en la actualidad, respectivamente (Gutiérrez et al, 1989)

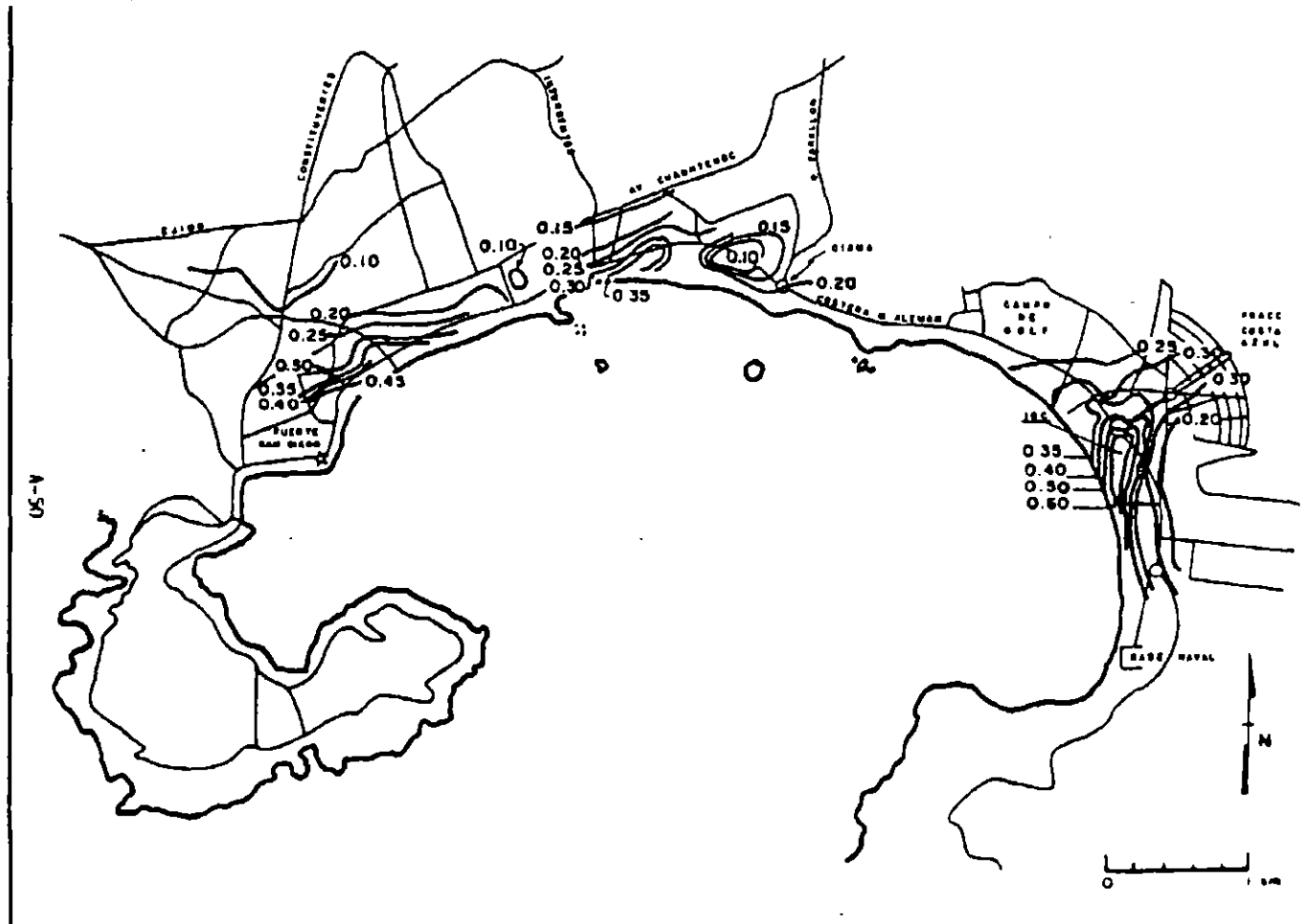


Fig 12. Periodos naturales medidos en la Bahía de Acapulco (Gutiérrez et al, 1989)

Con base en esta información sísmológica y geotécnica, se sugieren tres zonas geosísmicas que concuerdan con los límites, en términos de los periodos naturales antes descritos, de 0.15s como máximo para suelo tipo I, 0.75 para suelo tipo II, y mayores que este límite se clasifican como suelo tipo III. Aunque en el Reglamento de Construcciones del estado de Guerrero se propone un mapa con la zonificación que difiere con esta propuesta, se estima que debido a la erraticidad en las condiciones geotécnicas en extensas áreas, es preferible definir los periodos naturales y las características específicas del sitio.

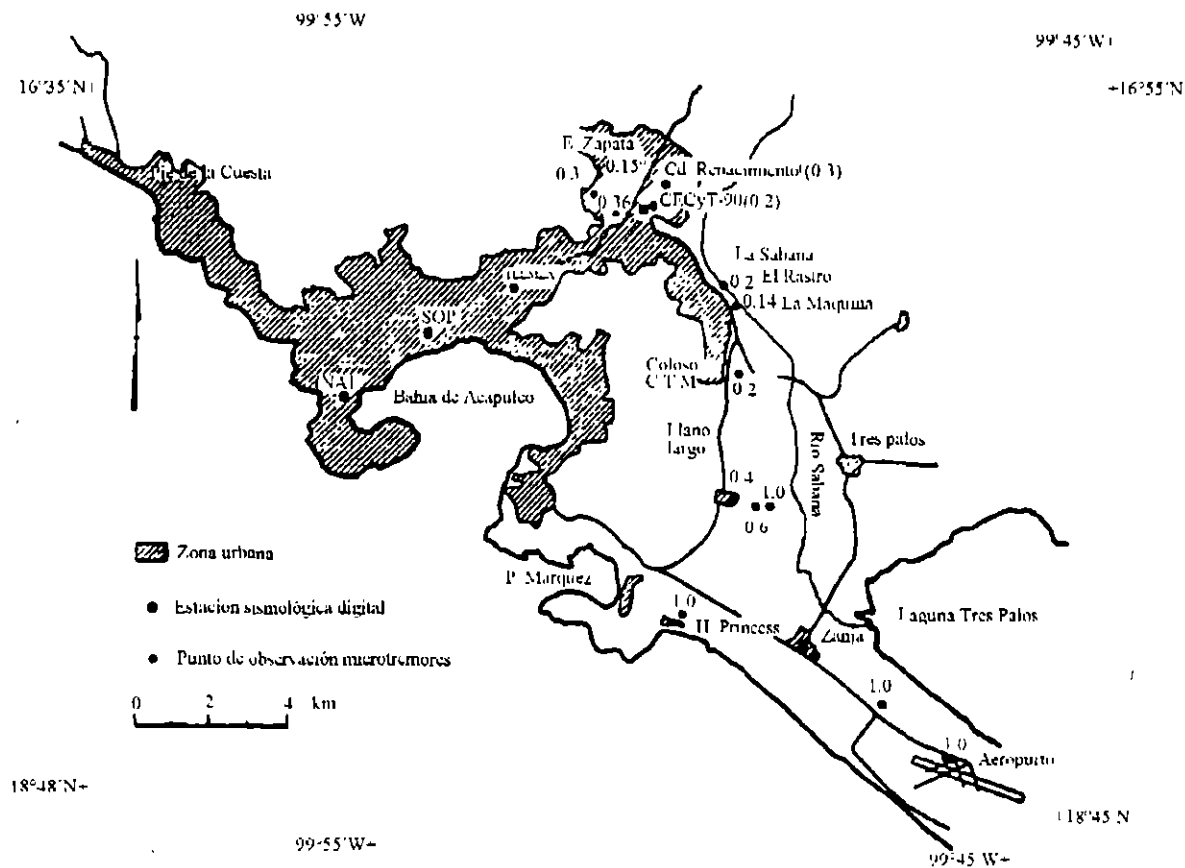


Fig 13 Periodos naturales medidos en el sur de la Bahía de Acapulco (Gutiérrez et al, 1989)

2.3.3 Espectros de Diseño

Para definir los espectros de diseño, en el área del puerto de Acapulco se partió de la anterior información geotécnica, de registros sísmicos y de microtremores y se complementó con análisis de respuesta dinámica de diversos sitios usando modelos unidimensionales no lineales (Romo, 1990; Ovando y Romo, 1992). Los resultados de los estudios se adecuaron a la sismicidad general de la República Mexicana quedando finalmente los espectros para cada tipo de terreno como se especifican en la Tabla 1.

2.4 Ciudades de Jalapa y Veracruz

La ciudad de Jalapa está ubicada en el Eje Neovolcánico Mexicano y se asienta sobre los derrames basálticos del volcán Macuiltépetl, abanicos aluviales y depósitos lacustres (Esquivel, 1976). La información geotécnica disponible permite identificar tres formaciones integradas básicamente por a) los derrames del volcán Macuiltépetl, b) los abanicos aluviales y depósitos lacustres, y c) lomas de flujos piroclásticos y brecha volcánica (Lermo et al, 1995a).

La ciudad de Veracruz se asienta entre la margen izquierda del río Jamapa y el litoral del Golfo de México. La información geotécnica disponible muestra depósitos de dunas (paralelas a la playa) formados por el acarreo de arenas litorales por acción elástica, depósitos de arena fina formados por la acción de marea alta en la zona de playa, los cuales sobreyacen formaciones coralíferas que se encuentran entre 15 y 20m de profundidad; y los depósitos aluviales compuestos por arena gruesa en la parte occidental de la ciudad y por arenas limosas hacia la planicie costera sobre la margen izquierda del río Jamapa (Esquivel, 1976; Lermo et al, 1995b).

2.4.1 Sismicidad General

En los últimos cuatro siglos, la ciudad de Jalapa ha sido sacudida principalmente por sismos locales de intensidades estimadas de VI y VIII en la escala de Mercalli. El más severo en este siglo fue el llamado temblor de Jalapa que ocurrió el 3 de enero de 1920 con epicentro a unos 50km al sureste de la ciudad. La magnitud estimada de este evento es de 6.4 y se cree se originó en una falla local relativamente superficial a unos 10km de profundidad (Suárez, 1991).

En cuanto al puerto de Veracruz, ha experimentado sismos locales como el ocurrido el 11 de marzo de 1967 que tuvo una magnitud de 5.3 y su epicentro se localizó en la plataforma continental a unos 20km al sureste del puerto. Aunque más lejano, al sur de Veracruz, se tiene registro de otro sismo importante, el de Jáltipan que ocurrió el 26 de agosto de 1959 con magnitud $M_s = 6.4$ y prácticamente destruyó este poblado. Estos dos sismos tuvieron características tectónicas similares (fallas inversas a profundidades de 20 a 26km y con los ejes principales de compresión orientados en la dirección del movimiento relativo de las placas de Cocos y Norteamericana) lo cual pone de manifiesto que las fallas a lo largo de Eje Neovolcánico pueden generar sismos severos que induzcan daños de consideración en las estructuras. Además de los sismos continentales, ha habido una serie de sismos localizados en la costa suroccidental del Golfo de México con magnitud moderada inferior a 5.0. Los epicentros de estos movimientos telúricos se concentran en la parte norte del Istmo de Tehuantepec, en la vecindad de las ciudades de Coatzacoalcos y Minatitlán del estado de Veracruz.

2.4.2 Regionalización Geosísmica

En estudios recientes usando la técnica de Nakamura, se determinaron los periodos naturales de suelos en varios sitios de ambas ciudades. Los resultados que obtuvieron se muestran en las figs 14 y 15 (Lermo et al, 1995a; Lermo et al, 1995b).

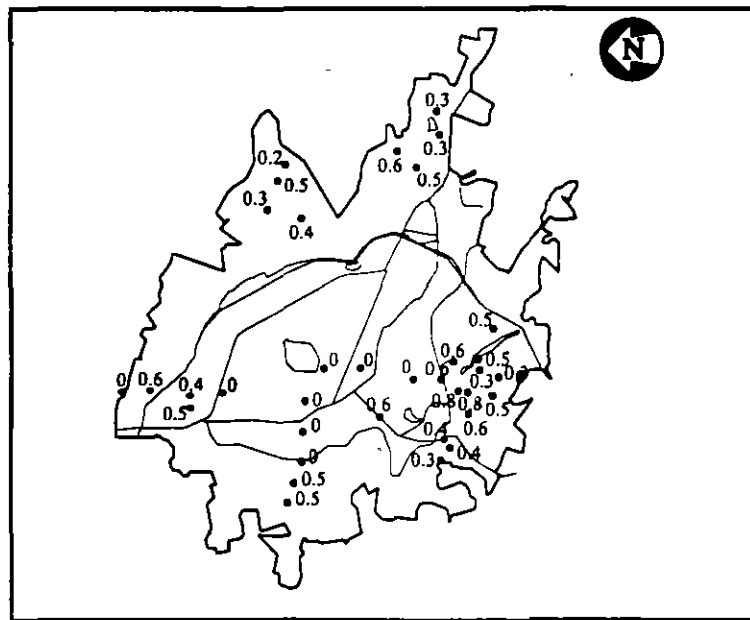


Fig 14 Periodos naturales medidos en la ciudad de Jalapa (Lermo et al, 1995a)

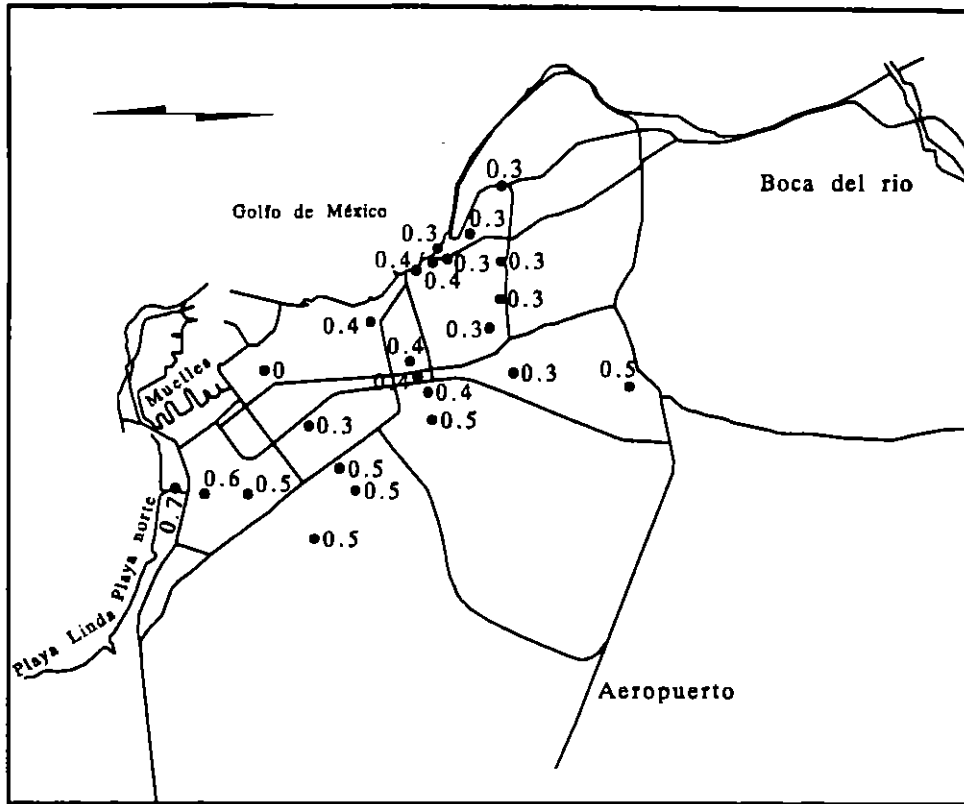


Fig 15 Periodos naturales medidos en la ciudad de Veracruz (Lermo et al, 1995b)

De acuerdo con la clasificación de los tipos de suelo, en función del periodo natural del terreno, se observa que en la ciudad de Jalapa existen las tres clasificaciones. Por otro lado, en la ciudad de Veracruz aparentemente sólo se presentan los suelos tipo I y II, aunque en la zona de Playa Norte (ver fig 15) podría haber depósitos de suelo con periodos superiores a 0.75s

2.4.3 Espectros de Diseño

Los movimientos sísmicos en estas dos ciudades se pueden estimar con base en los espectros definidos por la ec 1 y los parámetros correspondientes de la tabla 1.

2.5 Ciudad de Puebla

Los estudios disponibles (Auvinet, 1976) indican que la geología de la ciudad de Puebla está integrada por un basamento de calizas del Cretáceo sobreyacido por una secuencia de tobas volcánicas y depósitos sedimentarios. Estos depósitos fueron producidos por la actividad volcánica relacionada con la evolución del Cinturón Volcánico Mexicano.

2.5.2 Regionalización Geosísmica

En la fig 16 se muestran los periodos naturales medidos en diferentes sitios con la técnica de microtremores (Chávez-García y Lermo, 1995) Los resultados muestran que existen zonas donde se tienen periodos naturales altos (2.5s) que indican la presencia (aunque restringida a áreas pequeñas) de depósitos de suelo blando. De acuerdo con la clasificación de suelos la variación de periodos indica que en la ciudad de Puebla se tienen los tres tipos de suelo.

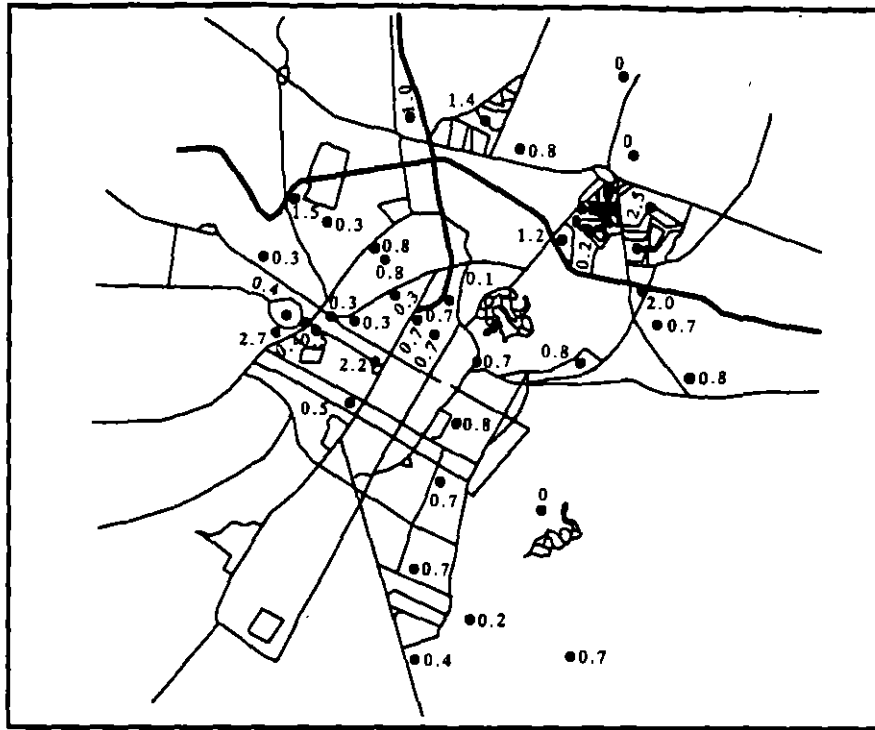


Fig 16. Periodos naturales medidos en la ciudad de Puebla (Chávez-García y Lermo, 1995)

2.5.3 Espectros de Diseño

El medio ambiente sísmico se puede estimar usando los espectros propuestos en la regionalización de la República Mexicana (ec 1 y tabla 1).

2.6 Otras ciudades

2.6.1 Ciudad de Colima

La actividad sísmica en esta zona proviene de las interacciones entre las placas Norteamericana y Rivera, y entre las de Cocos y Norteamericana, lo que provoca los temblores de subducción. Además, se tiene la sísmicidad de fondo que produce temblores superficiales asociados probablemente con el graben de Colima. La actividad del Volcán de Colima también ha originado sismos de magnitud media.

Los temblores más importantes de este siglo generados en esta zona de subducción son los del 3 y 18 de junio de 1932 ($M_s = 8.2$ y $M_s = 7.8$, respectivamente) y el del 9 de octubre de 1995 ($M_s = 7.6$). Se estima que el temblor de $M_s = 8.2$ (denominado el temblor de Jalisco) tuvo una longitud de ruptura de 220km. con un ancho de 80km, aproximadamente. Estos sismos han afectado severamente a toda la región del estado de Colima y las poblaciones costeras vecinas en los estados de Jalisco y Michoacán.

El subsuelo de la ciudad de Colima está integrado por estratos de aluvión, conglomerado volcánico alterado y conglomerado volcánico compacto. Los espesores de estas tres capas varían desde unos cuantos metros hasta varias decenas dependiendo de la zona. Las velocidades de onda de corte y compresión son del orden de 160m/s y 340m/s para el conglomerado volcánico alterado. La velocidad de las ondas de compresión medida para el conglomerado volcánico compacto es de 1900m/s. Estas mediciones se hicieron en el Parque Regional Metropolitano usando refracción sísmica (Lermo et al, 1989).

Los periodos naturales determinados en varios sitios usando la técnica de microtrémores se muestran en la fig 17. Se puede observar que en general los periodos son bajos, lo que indica que, de acuerdo con la clasificación sugerida en este trabajo, se tienen tipos de suelo I y II en toda la ciudad, excepto en una pequeña área al sur (ver fig 17) donde aparecen dos puntos con periodos de 2.0 y 2.5s. Aunque esta zona está localizada en los terrenos dedicados a la agricultura en donde se tienen depósitos aluviales, estos periodos parecen altos si se toma en cuenta la consistencia de los suelos existentes.

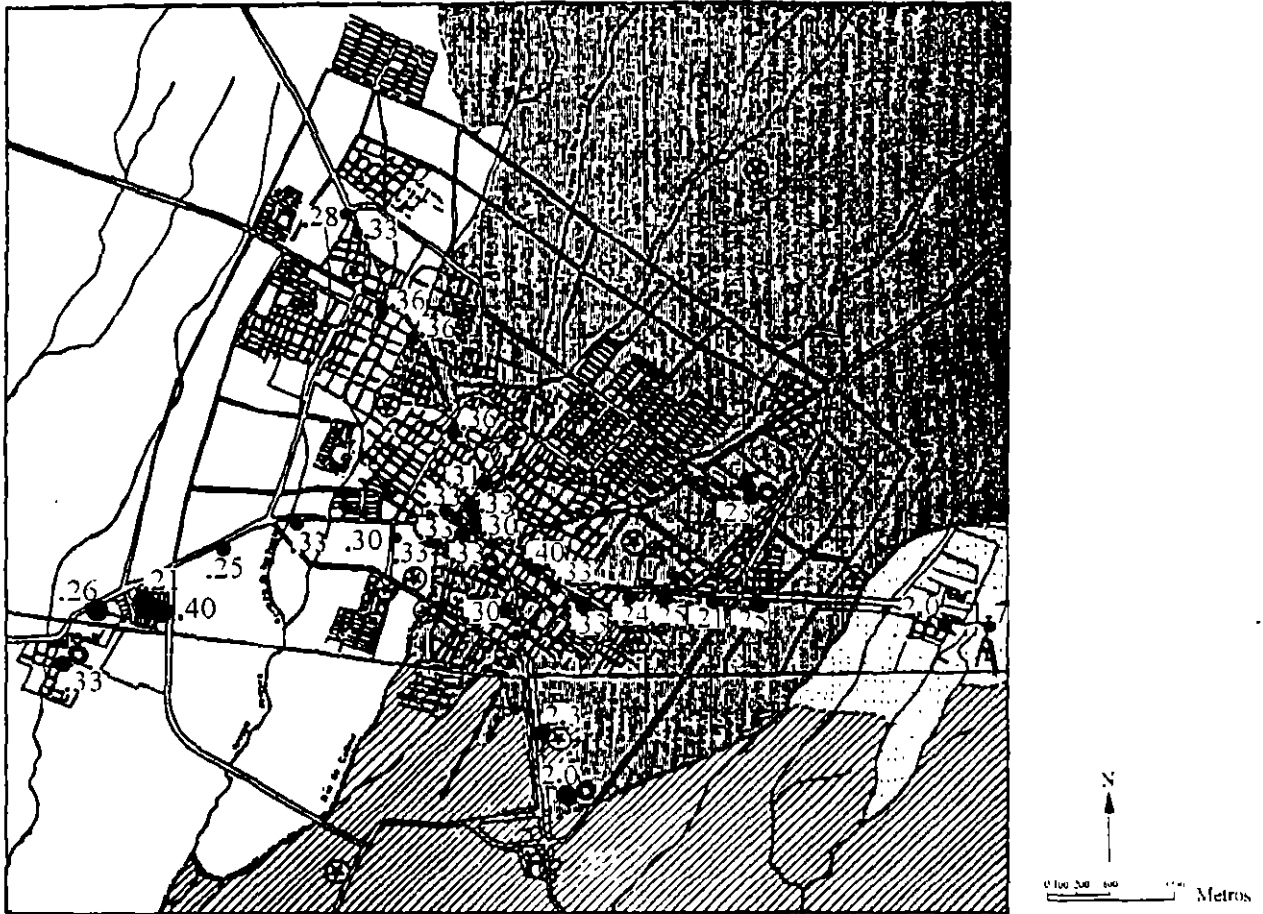


Fig 17. Periodos naturales medidos en la ciudad de Colima (Lermo et al, 1989)

El medio ambiente sísmico se puede estimar de los espectros de diseño propuestos para la República Mexicana definidos por la ec 1 y los parámetros de la tabla 1

2.6.2 Ciudad Guzmán

De acuerdo con una cronología de los sismos sentidos en esta ciudad se observa que en este siglo han ocurrido cuatro temblores que causaron daños severos en las estructuras, siendo el más destructivo el del 19 de septiembre de 1985 (Lermo et al, 1989)

Ciudad Guzmán se localiza en el valle de Zapotlan, al sur del estado de Jalisco, el cual está rodeado por la Sierra de la Media Luna al oeste, la Sierra del Tigre al este y el Nevado de Colima al sur.

Con base en mediciones de vibración ambiental y usando la técnica Nakamura, Lermo et al (1989) definieron el mapa de isoperiodos de la fig. 18. Los resultados muestran que los periodos se incrementan significativamente hacia la Laguna de Zapotlán. La importante variación de los periodos en distancias cortas concuerda, en general, con las distribuciones de daños causados por diversos sismos de subducción, lo que indica que los efectos de sitio en Ciudad Guzmán son de consideración.

Los movimientos sísmicos se pueden estimar usando los espectros definidos por la ec 1 y los parámetros correspondientes de la tabla 1.

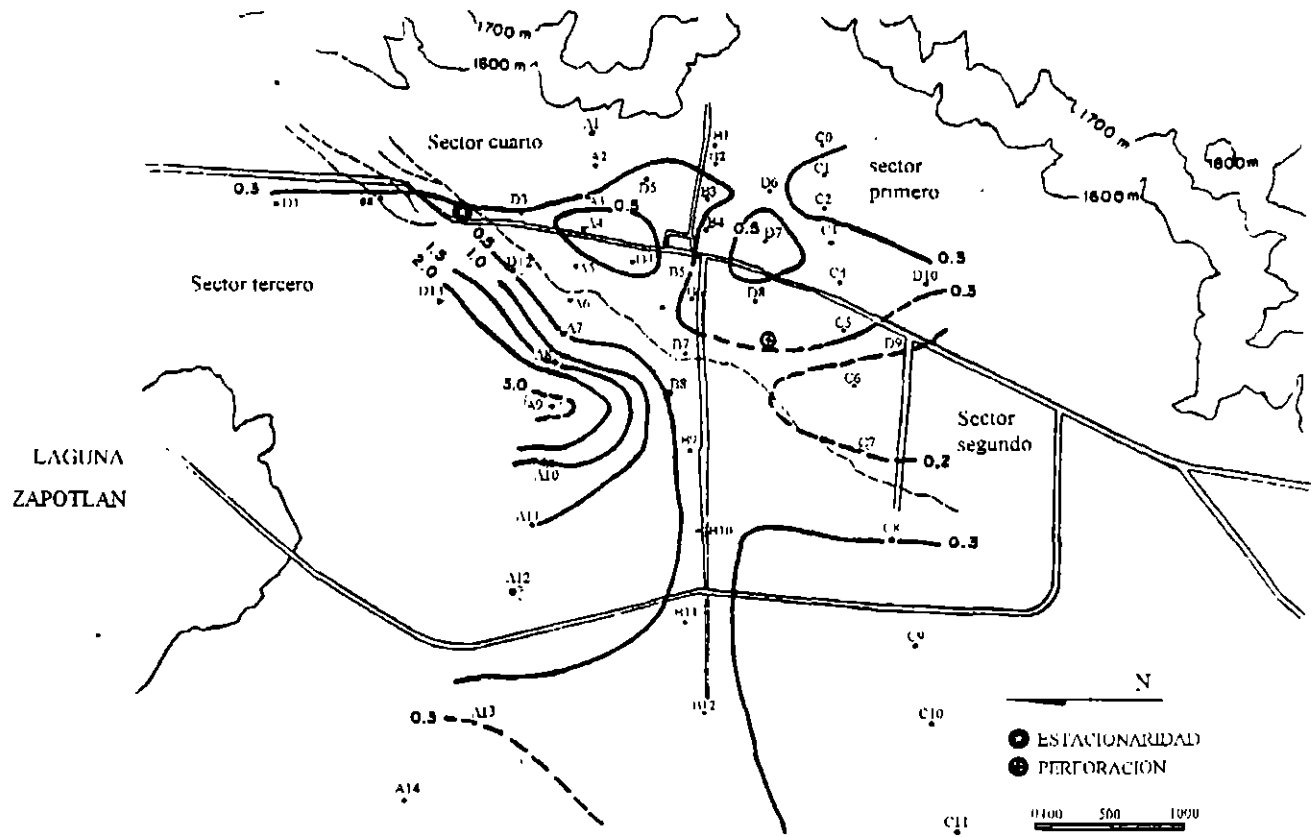


Fig 18. Periodos naturales medidos en Ciudad Guzmán (Lermo et al, 1989)

3. EFECTOS DE SITIO

3.1 Introducción

Un ejemplo clásico para ilustrar los efectos de sitio durante un temblor es el de la ciudad de México. En pocos lugares se manifiesta tan notoria y, en ocasiones tan dramáticamente, la influencia de las condiciones del subsuelo en la respuesta sísmica local. Los efectos de sitio se han observado en muchos otros países y ciudades. Considerando únicamente al continente americano, cada vez es más abundante el número de casos bien documentados, basados en observaciones instrumentales.

Los efectos de sitio influyen en la cuantía y distribución de los daños, dependiendo de las características mecánicas y geométricas del subsuelo y las de los movimientos sísmicos que inciden en su base. Debido a ellos, cambia el contenido de frecuencias de los movimientos sísmicos y su amplitud se amplifica o atenúa. Los materiales arcillosos plásticos y blandos generalmente los amplifican, en especial cuando la excitación sísmica contiene vibraciones de periodo largo y cuando su intensidad no lleva a la masa de suelo más allá del límite de comportamiento elástico; asimismo, la duración de los temblores se incrementa. Por otro lado, las irregularidades laterales de algunos depósitos arcillosos producen ondas superficiales. Los movimientos sísmicos también se pueden modificar por la presencia de eminencias orográficas. Finalmente, en los suelos granulares saturados, puede ocurrir la licuación o la movilidad cíclica. Estos fenómenos constituyen los efectos de sitio más significativos.

En este capítulo se da cuenta de los estudios realizados en el Instituto de Ingeniería y en algunas otras instituciones con relación a los efectos de sitio en la ciudad de México y en algunas otras de la República Mexicana, principalmente aquellos que se llevaron a cabo después de los grandes temblores de septiembre de 1985.

3.2 Observaciones instrumentales

En 1960 se obtuvieron los primeros registros acelerográficos en la República mexicana. La red se amplió poco a poco y en 1985 se tenían 150 estaciones, 10 de ellas en la ciudad de México, algunas más en Acapulco y el resto en diversas ciudades así como en algunas presas importantes como la Villita, El Infiernillo, etc. Después, con la experiencia de los temblores de septiembre de 1985, se vio la necesidad de ampliar la red acelerográfica; en 1993 se tenían 402 estaciones de registro acelerográfico, 168 de ellas instaladas en la ciudad de México, varias decenas en algunas de las ciudades más expuestas al peligro sísmico como Acapulco, Ciudad Guzmán, Puebla, Guadalajara, Colima y Chilpancingo; existen ~~redes adicionales para registrar los movimientos fuertes cerca de la zona de subducción en la costa del Pacífico,~~ la red acelerográfica de Guerrero, y para seguirlos desde la costa hasta la ciudad de México, la red de atenuación. La red acelerográfica de las presas operadas por la Comisión Federal de Electricidad se ha modernizado y ahora dispone de aparatos en 15 de las presas más importantes de país. Baja California también cuenta con su propia red, 16 instrumentos, distribuidos en las ciudades principales, Ensenada, Mexicali, Tijuana y en otras zonas de ese estado pero con una alta concentración en la zona sísmica del valle de Mexicali. Las instituciones que operan los aparatos también se han multiplicado, además de los institutos de Geofísica y de Ingeniería de la UNAM, participan la Fundación Javier Barros Sierra, la Universidad de Guadalajara, el Centro Nacional de Prevención de Desastres, la Universidad Autónoma Metropolitana, el CICESE de Ensenada. En una publicación reciente se describe la localización de las estaciones existentes en el país y se anexa información referente al tipo de suelo e institución responsable de su funcionamiento (SMIS, 1993). La cantidad de información imposibilita su tratamiento exhaustivo y por ello, en lo que sigue se discuten los resultados de sólo algunas de las investigaciones realizadas con base en el análisis de datos instrumentales de movimiento fuerte registrados principalmente en la ciudad de

México y en otras cuantas.

3.3 Observaciones instrumentales en la ciudad de México

Las estaciones de la red acelerográfica de la ciudad de México y su zona conurbada se encuentran distribuidas según se indica en la fig 19. Estos instrumentos permitieron efectuar estudios regionales a partir de los acelerogramas registrados en dos temblores con los que se han podido distinguir algunas de las características generales de los movimientos fuertes, de su distribución en la cuenca de México y su relación con las condiciones locales del subsuelo (Ovando y Romo, 1990; Ovando et al, 1993). Estos eventos ocurrieron el 8 de febrero de 1988 y el 25 de abril de 1989, sus magnitudes fueron $M_s = 5.4$ y 6.8 , respectivamente, con acimut de $N45.3E$ el primero y de $N3.5E$ el segundo. Sismos recientes han proporcionado información que apunta en el mismo sentido que los resultados mostrados adelante.

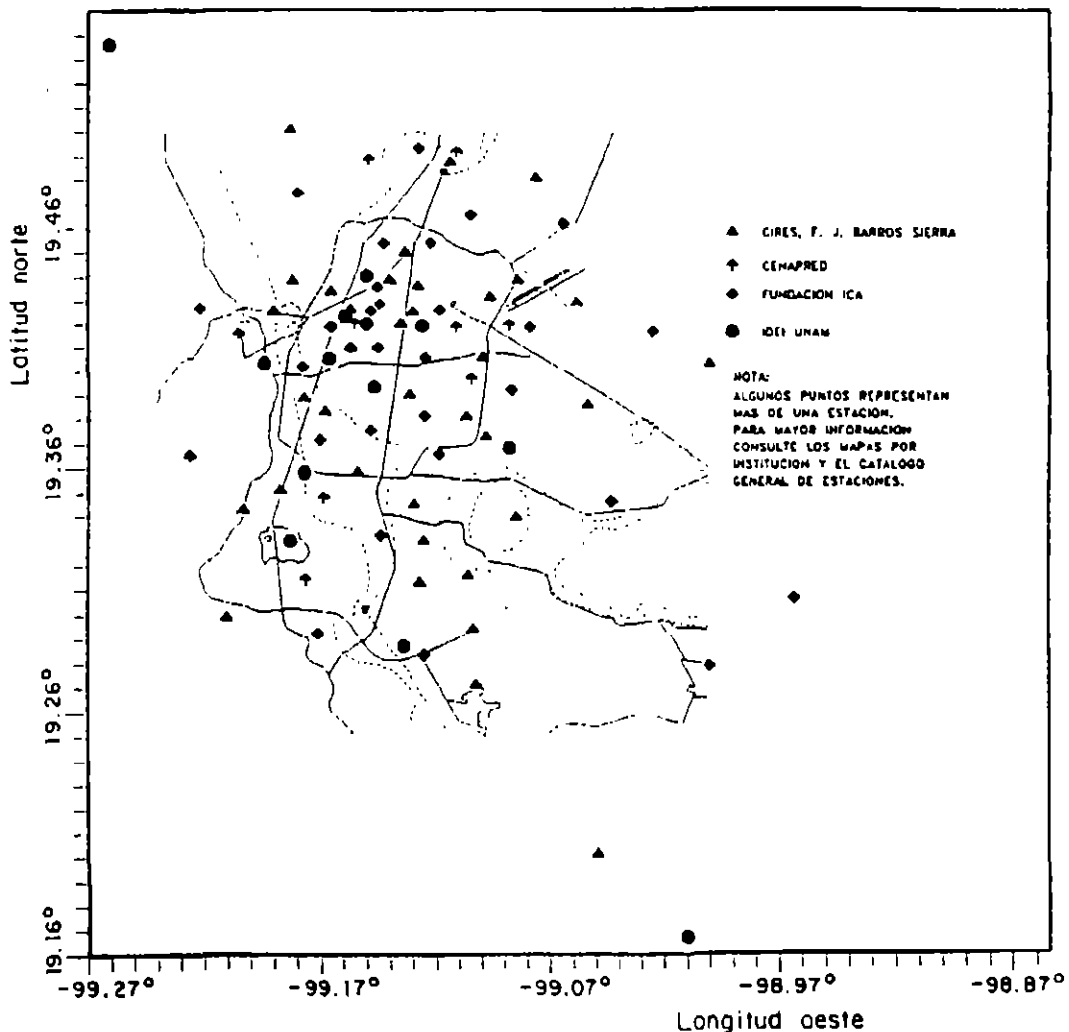


Fig 19. Localización de estaciones acelerográficas en el valle de México (SMIS, 1993)

Distribución de la intensidad instrumental. La intensidad de los movimientos sísmicos se calculó variando la intensidad de Arias (1973) en todos los sitios en donde se registraron acelerogramas en estos dos temblores y en la figs 20 y 21 se presentan mapas de curvas de igual intensidad, normalizados con respecto al sitio CU en donde afloran basaltos volcánicos y en donde las intensidades sísmicas son significativamente más bajas que en aquellos sitios donde el subsuelo está constituido por arcillas plásticas

altamente compresibles. Esta medida de la intensidad, I_{max} , se valuó con

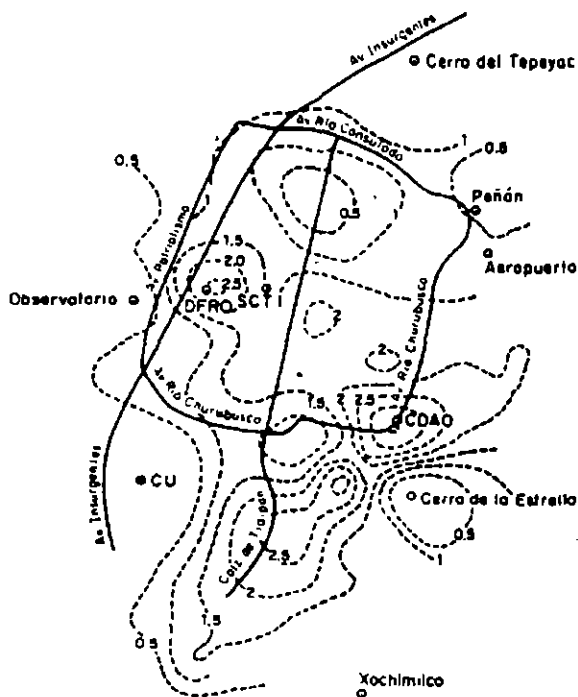


Fig 20. Contornos de energía máxima normalizada, 8 de febrero de 1988 (Ovando y Romo, 1990)

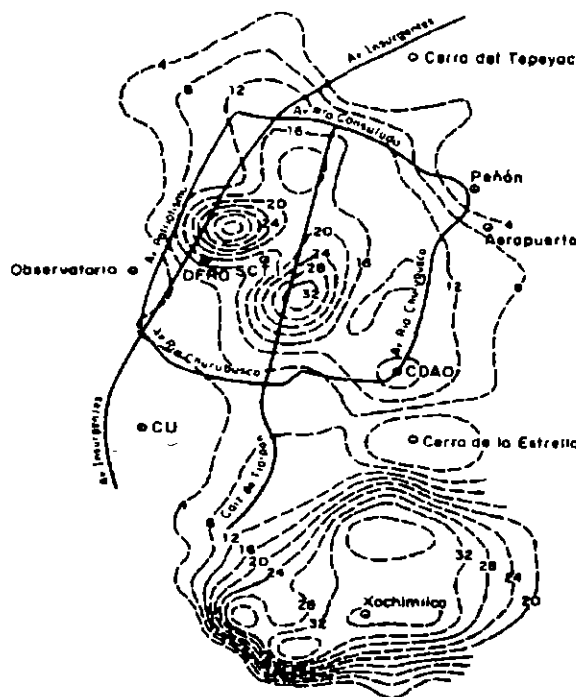


Fig 21. Contornos de energía máxima normalizada, 25 de marzo de 1989 (Ovando y Romo, 1990)

$$I_{max} = \int_{T_1}^{T_2} a^2(t) dt \quad (3)$$

en donde la aceleración del terreno, $a(t)$, se proyectó a lo largo de la dirección que la hace máxima; los límites de integración definen el intervalo de tiempo en donde el acelerograma contiene el 90 % de su energía y también permiten establecer la duración de la parte intensa del sismo, en cada sitio. La forma general de los contornos de igual intensidad de las figs 20 y 21 difiere notablemente. Entre otras causas, estas diferencias se deben a cambios en el contenido y distribución de frecuencias de un temblor a otro y a la influencia del acimut epicentral, sobre todo en las estaciones del NW y en las cercanas al cerro de la Estrella. A pesar de esto, las curvas de mayor intensidad se concentran aproximadamente en las mismas zonas, coincidiendo con las zonas tradicionalmente más dañadas de la zona del lago (ver fig. 22) en temblores anteriores, incluidos los de 1985. Con base en estas observaciones y en las que se hicieron durante 1985, se estableció empíricamente que la energía local --proporcional a $a^2(t)$, (Arias, 1973)-- y la aceleración máxima del terreno se relacionan mediante

$$\log I_{max} = -0.52 + 2.25 \log(a_{max}) \quad (4)$$

donde a_{max} está en gales y la I_{max} en $(gales)^2(seg)$. El coeficiente de correlación es 0.961.

La duración del movimiento sísmico influye en la magnitud y distribución de daños y por ello también se estudió la variación de un parámetro que la incluye, la potencia media, π , definida como

$$\pi = \frac{I_{max}}{T_{90}} \quad (5)$$

en donde T_{90} es la duración de la fase del acelerograma que incluye el 90 % de la energía. Este parámetro es la pendiente promedio de la curva de energía acumulada obtenida con la ec 3. La distribución de potencia media en los dos sismos referidos se presenta en las figs 23 y 24. Como ahí se aprecia, potencia media se concentra en una zona mejor definida que cuando se utiliza la distribución de energía. π también se relaciona con la aceleración máxima mediante una expresión formalmente igual a la ec 4:

$$\log \pi = -1.10 + 1.94 \log(a_{max}) \quad (6)$$

El coeficiente de correlación es 0.964.

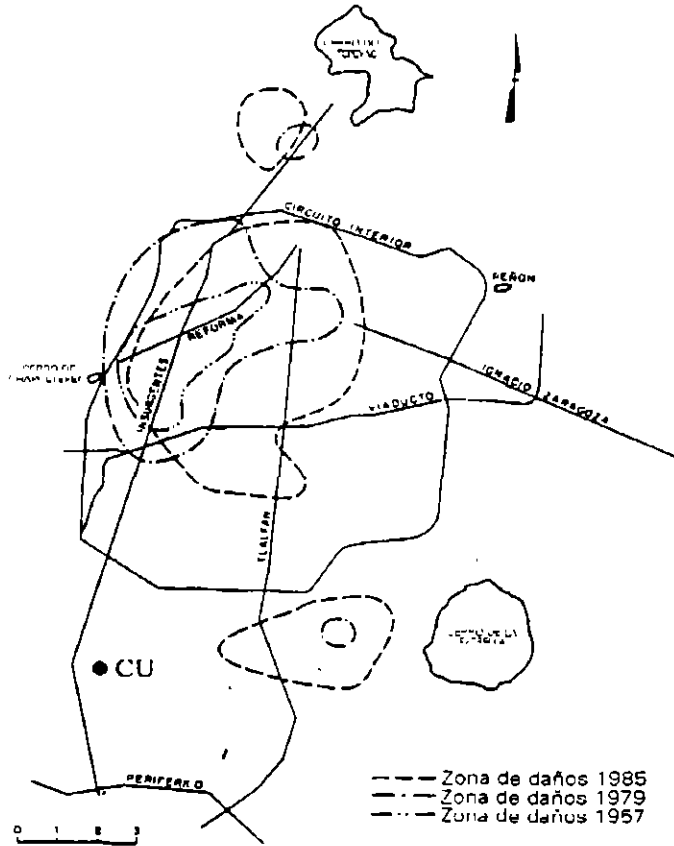


Fig 22. Zonas de daño en la ciudad de México

Movimientos sísmicos en la base de los depósitos arcillosos. El Centro Nacional de Prevención de Desastres instaló una red acelerográfica que incluye instrumentos colocados a diversas profundidades dentro de pozos. El 31 de mayo de 1990 esta red registró las aceleraciones producidas por un sismo de magnitud $M_s = 5.5$ (acimut N36E). Por primera vez se dispuso de acelerogramas de la base de las dos formaciones arcillosas más superficiales y compresibles. Estos permitieron estimar el grado de uniformidad de los movimientos que inciden en la base de las arcillas compresibles. La cuestión es importante pues en la mayoría de los análisis de respuesta sísmica de depósitos de suelo, incluyendo los que se realizan en dos y tres dimensiones, debe suponerse que la excitación sísmica incidente es uniforme. La verificación se llevó a cabo calculando los cocientes espectrales de las amplitudes de Fourier de acelerogramas obtenidos con aparatos instalados a 70, 102 y 86 m de profundidad; la separación media entre ellos es de unos 12 km. El acelerógrafo instalado a 70 m de profundidad se localiza en Coyoacán (C), en el sur de la ciudad, en la zona de transición; el que se instaló a 102 m se ubica en la Colonia Roma (R); el último, instalado a 86 m se encuentra en la zona oriente, cerca del aeropuerto (T). Los cocientes espectrales para las dos

componentes de aceleración horizontal se presentan en la fig 25; para obtenerlos se dividieron los espectros suavizados de amplitudes de Fourier de cada par de señales. Los resultados muestran que la estación T tiende a atenuar los valores de estos cocientes a frecuencias bajas pero en las otras estaciones no hay efectos significativos de atenuación o de amplificación. En el rango de frecuencias de interés para problemas de ingeniería sísmica o de dinámica de suelos (de 0.1 a 10 hz), se puede afirmar que los cocientes espectrales mostrados justifican razonablemente la hipótesis de uniformidad de los movimientos sísmicos en la base de los depósitos arcillosos de la ciudad de México.

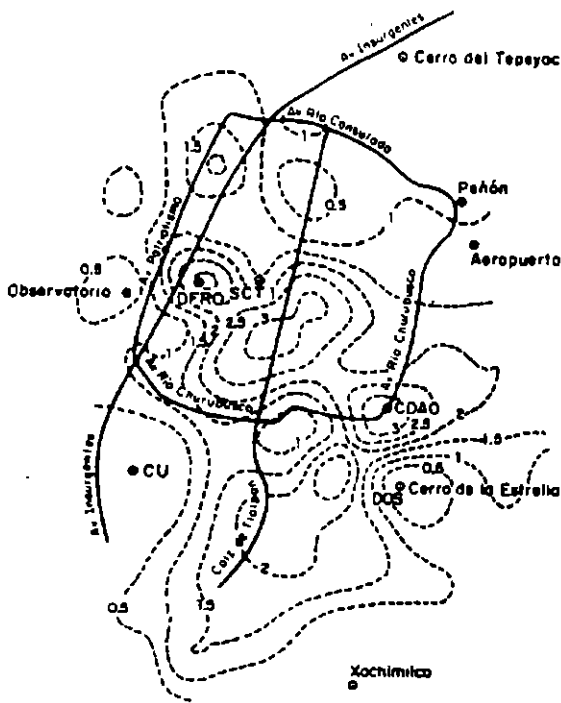


Fig 23. Contornos de potencia media normalizada, 8 de febrero, 1988 (Ovando y Romo, 1990)

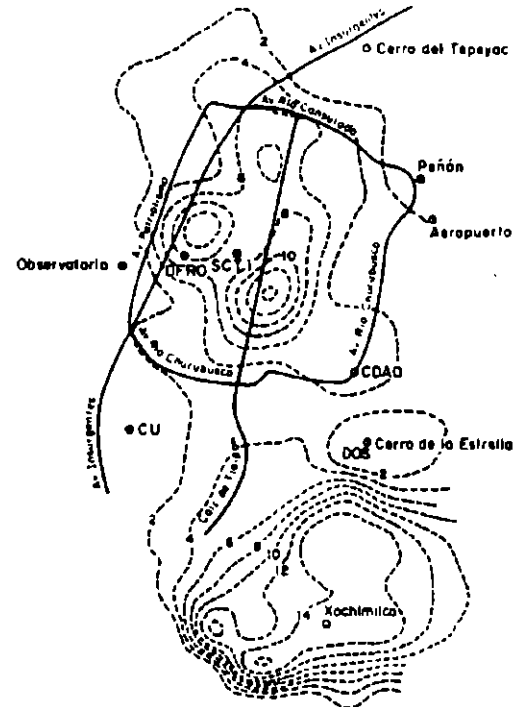


Fig 24. Contornos de potencia media normalizada, 25 de marzo, 1989 (Ovando y Romo, 1990)

Movimientos en afloramientos de basalto. En el sur de la ciudad de México afloran basaltos que se depositaron en diversos sitios después de la erupción del volcán Xitle. En estos sitios la intensidad de los movimientos sísmicos es varias veces menor que en los de la zona del lago, como pudo constatarse en los mapas de igual energía de las figs 20 y 21. En análisis de la respuesta sísmica de los depósitos de suelo de la ciudad de México, suelen utilizarse los acelerogramas registrados en la zona de basaltos como señales incidentes en la base de las formaciones arcillosas o bien, los que se obtienen en otras zonas de terreno duro, en el poniente de la ciudad. Utilizando los acelerogramas obtenidos en la Ciudad Universitaria, en la zona de basaltos, y los de pozos profundos ya mencionados, se calcularon los cocientes espectrales del primero con respecto a los tres últimos. Como se aprecia en la fig 26, las aceleraciones en la Ciudad Universitaria están amplificadas con respecto a las de las otras estaciones para frecuencias que van de 0.1 a 1.0 hz; entre 1.0 y 10 hz, ocurre lo contrario. En esa misma figura se dibujó el cociente espectral promedio, que en este caso puede interpretarse como una función de transferencia empírica entre los movimientos que se registran en los basaltos y los que verdaderamente inciden en la base de las arcillas. Esta función de transferencia empírica permite estimar más realístamente los espectros de Fourier, de estos últimos.

Movimientos registrados en pozos a diferentes profundidades. En la fig 27 se presentan los espectros de aceleraciones obtenidos a diferentes profundidades, en el sitio Roma (R) de la zona del lago de la ciudad

de México el 31 de mayo de 1990. Con estos datos se verificó que los modelos unidimensionales predicen con muy buena aproximación los movimientos registrados, a diferentes profundidades y en la superficie (Ovando et al, 1993).

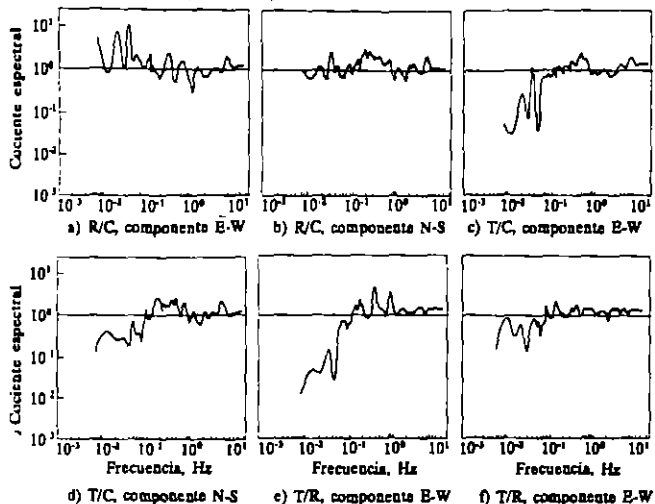


Fig 25. Amplificaciones relativas entre los sitios R, C y T en los depósitos profundos (Ovando et al, 1993)

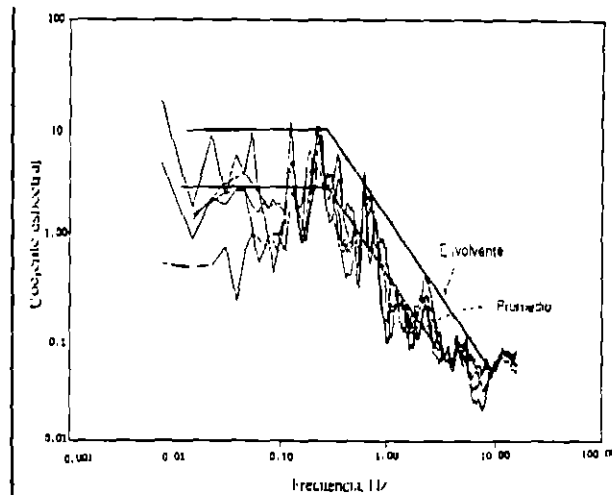


Fig. 26 Amplificaciones relativas entre los sitios CU, R, C y T (Ovando et al, 1993)

Amplificación sísmica a partir de vibraciones ambientales. Después de los sismos de 1985 se hizo evidente que los efectos de sitio influyen muy poco en las componentes verticales del movimiento. Al parecer, las componentes verticales están determinadas por las características de la fuente sismogénica y por la trayectoria que siguen las ondas sísmicas desde ésta, hasta el punto de registro (Nakamura, 1989; Lermo Chávez-García, 1994). Con base en esto, los registros locales de movimientos horizontales y verticales en un lugar se pueden aprovechar para cuantificar los efectos de sitio mediante funciones de amplificación local, S_M , dadas por:

$$S_M = \frac{H_S}{V_S} \quad (7)$$

en donde V_S y H_S son las componentes vertical y horizontal de las amplitudes de Fourier de los movimientos sísmicos registrados en el lugar donde se evalúan los efectos de sitio. La expresión anterior permite obtener una medida de la amplificación local, en términos de una de las componentes horizontales de movimiento y de la componente vertical. S_M depende de las condiciones locales del sitio, es decir, de sus propiedades dinámicas (rigidez y amortiguamiento) y de sus características geométricas. La existencia de ondas superficiales puede alterar la forma de S_M introduciendo frecuencias espurias no relacionadas con el sitio. El método es útil para estimar el periodo de sitio, y se ha empleado, generalmente con éxito, para definir períodos locales registrando vibraciones ambientales.

El uso de las mediciones de ruido ambiental debe ejercerse cautelosamente. Por ejemplo, cuando se encuentran estratos de material muy rígido intercalados con materiales blandos, como es el caso de algunos sitios de la zona de transición, el ruido ambiental sólo excita las vibraciones de los estratos blandos superficiales. Consecuentemente, los resultados de los estudios de vibración ambiental para la obtención de periodos dominantes y amplificaciones relativas deben juzgarse considerando la estratigrafía local y las propiedades dinámicas esperadas a partir de ella. La extrapolación de los resultados de estas mediciones a temblores reales intensos también amerita cautela pues la energía suministrada en este último caso es varios órdenes de magnitud mayor y puede inducir efectos no lineales en la respuesta del suelo, aspecto ausente

en las mediciones de vibración ambiental.

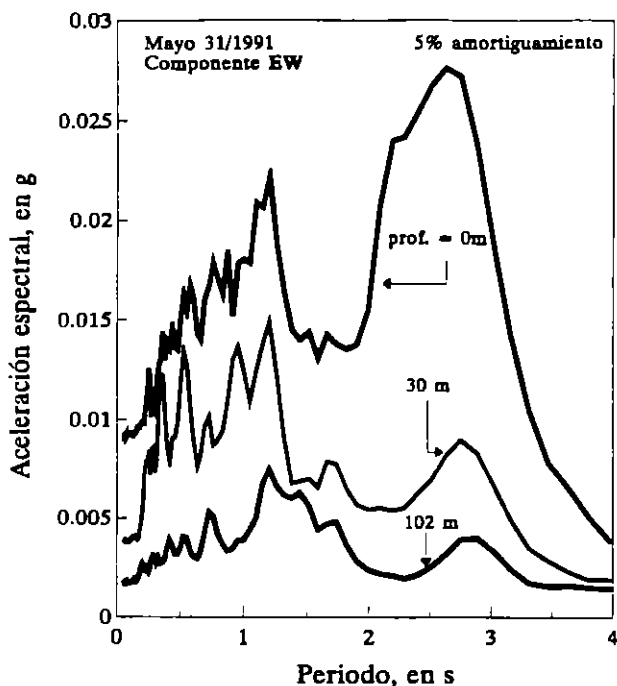


Fig 27. Variación de los movimientos sísmicos con la profundidad

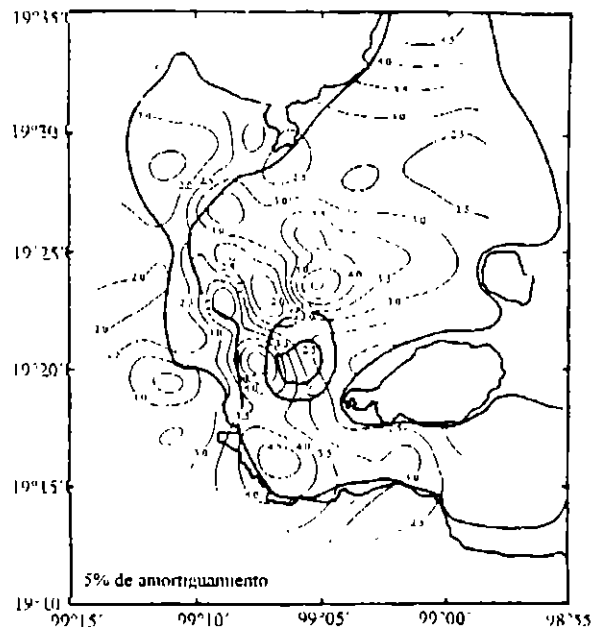


Fig 28. Ordenadas espectrales para periodo $T=1.5s$

Efectos no lineales. La posibilidad de que algunos estratos de suelo rebasen su rango no lineal de comportamiento aumenta con el tamaño del temblor. Las evidencias sobre efectos no lineales en el suelo no son muchas en la ciudad de México. Se ha estimado que, en general, las deformaciones inducidas, a pesar de ser relativamente grandes, no dieron lugar a manifestaciones importantes de no linealidad, con la excepción documentada de un sólo sitio al sur oriente de la ciudad, la Central de Abasto (Romo, 1987). Estudios observacionales posteriores y otros basados en el cálculo de la intensidad instrumental (ec 3), han confirmado que en esa parte de la ciudad se pueden presentar modificaciones en el periodo y la amplificación relativa, por efectos de comportamiento no lineal dentro de la masa de suelo (Bárcena y Romo, 1993). La aparición de efectos no lineales en otros sitios de la ciudad de México no puede descartarse, sobre todo en la zonas donde existen suelos de poca plasticidad, más propensos a sufrir la degradación de su rigidez por efecto de las deformaciones inducidas durante un sismo.

Funciones de amplificación relativa. De la comparación de las amplitudes del espectro de Fourier de registros obtenidos durante mismos sismos en puntos diferentes en las arcillas de la ciudad de México y en la estación CU (ver fig 10), se han definido funciones de amplificación relativas entre la zona de lomas y la zona del lago, las cuales permanecen prácticamente invariables para varios sismos con características y con incidencias acimutales diferentes. Estas funciones de amplificación empíricas pueden usarse junto con la teoría del valor extremo para evaluar espectros de respuesta en diversos sitios, una vez conocido el espectro correspondiente en el sitio CU. La aproximación de este procedimiento es aceptable desde el punto de vista práctico; sin embargo, debe tenerse en cuenta que debido al comportamiento casi elástico de las arcillas en los sismos usados para definir estas funciones de amplificación, su uso para un temblor severo, como el que se espera para la brecha de Guerrero, que induzca efectos no lineales importantes en las arcillas, puede conducir a resultados poco confiables.

Espectros de respuesta naturales. La envolvente máxima de un conjunto de espectros de respuesta

normalizados puede utilizarse para mostrar el peligro sísmico potencial en diversos sitios de la ciudad de México, sin considerar la presencia de efectos de interacción suelo-estructura (Bárcena y Romo, 1993). Los espectros de respuesta --calculados para los sismos con $M_s > 5.5$ registrados entre 1979 y 1990-- se normalizaron con respecto a la aceleración máxima del terreno y posteriormente la envolvente máxima escaló con respecto a una aceleración de referencia, la que produce un sismo de subducción registrada en terrenos firmes del valle de México, de acuerdo con el Reglamento de Construcciones de la ciudad de México (0.04 g). La envolvente escalada o espectro natural se calculó en todas las estaciones que registraron temblores de las magnitudes indicadas y en sitios donde no se tenían registros, se utilizó un algoritmo de interpolación geoestadística para obtenerlos. Con los espectros interpolados se escogieron periodos y ordenadas espectrales para construir mapas como el de la fig 28. Los contornos de igual valor en este mapa corresponden a las ordenadas del espectro de respuesta (5 % de amortiguamiento) para un periodo $T=1.5$ s. Es notable la coincidencia de las zonas con mayores aceleraciones espectrales con las que tradicionalmente han sufrido más daño en la ciudad de México.

Observaciones en otras ciudades. Los registros de aceleración en otras ciudades no son tan abundantes como los que se tienen en la ciudad de México y las redes acelerográficas locales cuentan en su mayoría con pocos aparatos. Sin embargo, se han evidenciado efectos de sitio notables durante algunos sismos en varias ciudades como Acapulco (Chávez-García y Cuenca, 1995) ciudad Guzmán (Lermo et al, 1989), en Puebla (Chávez-García y Lermo, 1995), el valle de Mexicali (CICESE), Guadalajara (Chávez), etc. El algunas otras como Chilpancingo y Morelia se han registrado vibraciones ambientales y, con base en ellas se han estimado las amplificaciones locales (Gama, 1992; Jara et al, 1993).

3.4 Estudios de Respuesta de Campo Libre

Desde el inicio de los estudios pioneros en sismología se reconoció la existencia de los efectos de sitio (Reber, 1910) y desde entonces ha existido la preocupación por establecer procedimientos para cuantificarlos. En el caso de materiales elásticos e isotrópicos, el fenómeno de la propagación de ondas queda descrito por las ecuaciones de Navier y, con las condiciones de frontera adecuadas, se ha usado para determinar los estados de esfuerzo y deformación de medios elásticos sometidos a la acción de ondas incidentes en algunas de sus fronteras. Las soluciones analíticas de la ecuación de Navier son complicadas cuando se considera la propagación de ondas en dos o tres dimensiones y por ello la solución del caso más simple, el de la propagación unidimensional, ha sido el más estudiado.

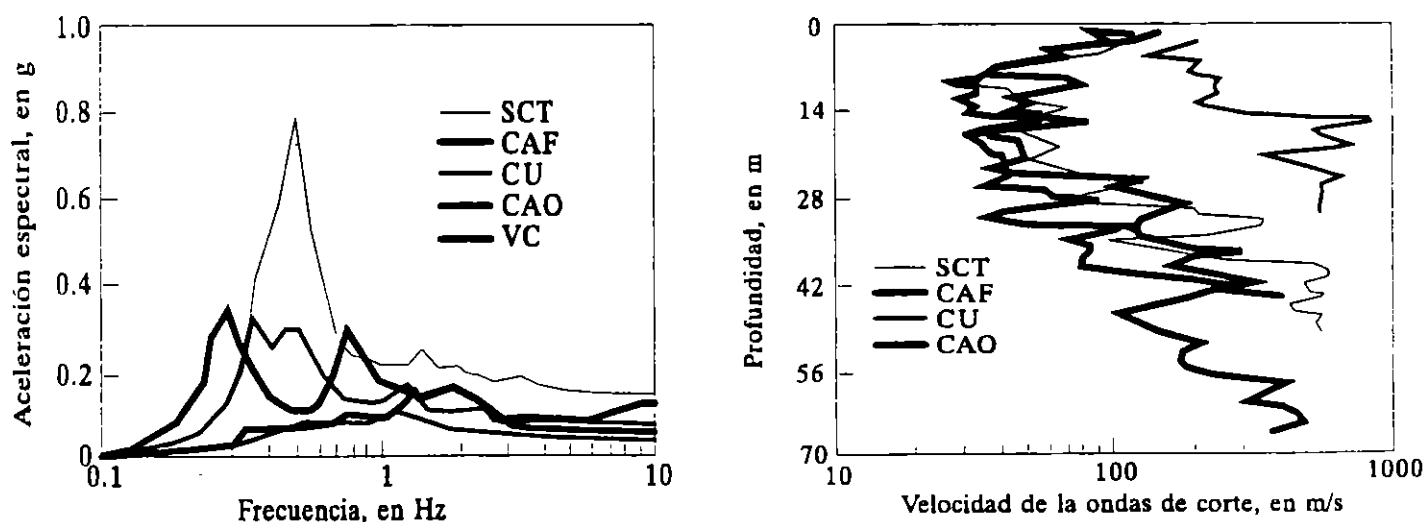


Fig 29. Variabilidad de los movimientos en función de las características del depósito de suelo

En muchos sitios la suposición de que el suelo se puede modelar como un espacio elástico homogéneo, no acotado lateralmente, sometido a la propagación unidimensional de ondas que inciden verticalmente (o con cierta inclinación) en su base proporciona resultados suficientemente aproximados, siempre y cuando las propiedades representativas del depósito de suelo sean las adecuadas. Las soluciones unidimensionales que consideran medios estratificados pueden aplicarse más ampliamente y para fines prácticos, resuelven el problema de predecir la respuesta sísmica de campo libre, en una gran cantidad de localidades. Estas soluciones se conocen desde hace varias décadas (Thomson, 1950; Haskell, 1953, Gutenberg, 1957, etc). En la ciudad de México, se desarrolló una de estas para calcular la respuesta de campo libre de los depósitos de arcilla de la zona lacustre, antes de que se dispusiera de registros acelerográficos (Rosenblueth, 1952). Cuando posteriormente se confrontaron los resultados que proporciona dicha solución con registros reales, se comprobó que son esencialmente correctos (Rosenblueth y Ovando, 1991). Usando un modelo de elementos finitos acoplado con teoría de vibraciones casuales y del valor extremo se obtuvieron conclusiones semejantes (Romo y Jaime, 1986; Romo, 1976).

En 1985, durante los temblores de septiembre de ese año, los efectos de sitio se manifestaron dramáticamente en la ciudad de México y se verificó que en los depósitos arcillosos de la zona del lago, variaciones relativamente pequeñas en sus espesores y en la distribución de sus propiedades dinámicas con la profundidad, daban lugar a muy importantes modificaciones en la respuesta sísmica puntual, a nivel de superficie. En la fig 29, que muestra los espectros de respuesta obtenidos de registros acelerográficos de varios sitios de la zona del lago, se ejemplifica esta variabilidad. Los perfiles de velocidades de propagación de ondas de corte indican que estas pueden adoptar valores tan bajos como 30 m/s y tan altos como unos 800 m/s, en la base de las formaciones de arcilla blanda, dentro de los depósitos profundos. Es evidente que la variabilidad en la distribución de las propiedades dinámicas de las arcillas y en su profundidad afecta significativamente la intensidad de los movimientos sísmicos en la zona del lago. Consecuentemente, es muy importante caracterizar adecuadamente a los depósitos arcillosos, lo contrario puede conducir a definiciones erróneas del ambiente sísmico para diseño de estructuras

Las aceleraciones espectrales para 5% de amortiguamiento en sitios de terreno duro (el sitio CU, por ejemplo) se amplifican cerca de 13 veces en sitios de la zona del lago (sitio SCT) para periodos del orden de 2 s. Tales amplificaciones no tienen paralelo, hasta el momento, en ninguna otra parte del mundo y se deben a que la arcilla de la ciudad de México tiene un comportamiento casi elástico aún para deformaciones por cortante relativamente grandes (1%); aunado a lo anterior, los factores de amortiguamiento histerético son extremadamente pequeños (3 a 5%) para este mismo rango de deformaciones (Romo 1991; Romo y Ovando, 1994), lo cual evita disipación importante de energía

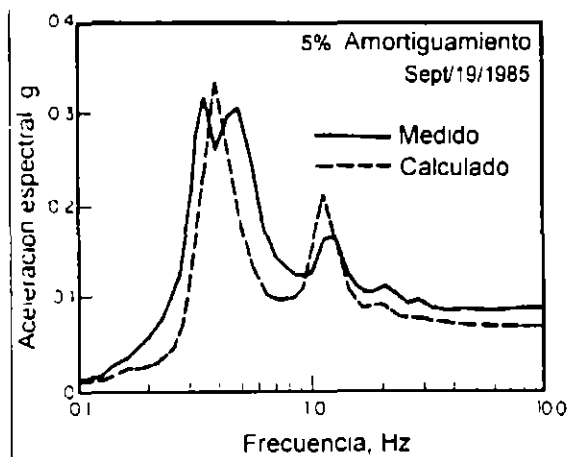
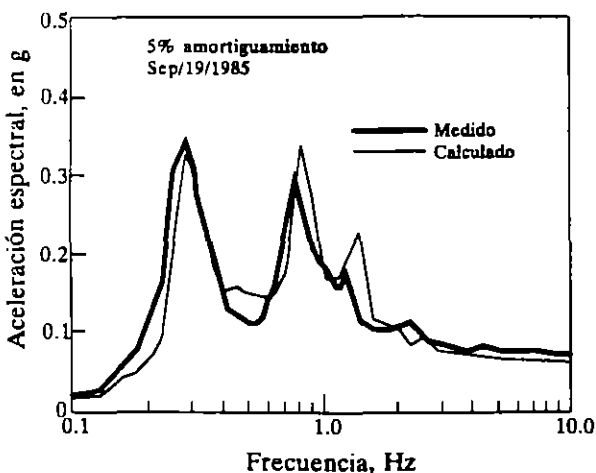


Fig 30. Espectros de respuesta en el sitio CAO

Fig 31. Espectros de respuesta en el sitio CAF

El grado de aproximación que se logra para reproducir los movimientos sísmicos utilizando modelos unidimensionales se puede juzgar comparando los espectros de respuesta obtenidos a partir de los acelerogramas registrados en diversos sitios de la zona del lago y los que se obtienen con estos modelos, como se ilustra en las figs 30 a 33 (Romo, 1991). El modelo usado se ilustra en la fig 34.

La coda observada en algunos acelerogramas registrados en la ciudad de México, constituida por un batido armónico, se ha registrado recientemente en los acelerogramas de los depósitos profundos y al parecer se produce por efectos del trayecto que atraviesan las ondas sísmicas, desde la fuente sísmica hasta el sitio de registro y por efectos de la propia fuente (Ordaz y Singh, 1992). Cuando estas señales se aplican en la base de los depósitos arcillosos, el modelo unidimensional descrito, no sólo reproduce con buena aproximación la coda, sino también la duración de las aceleraciones registradas superficialmente.

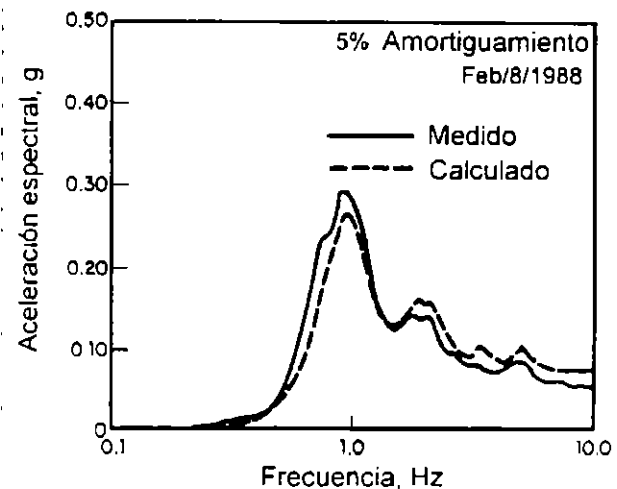
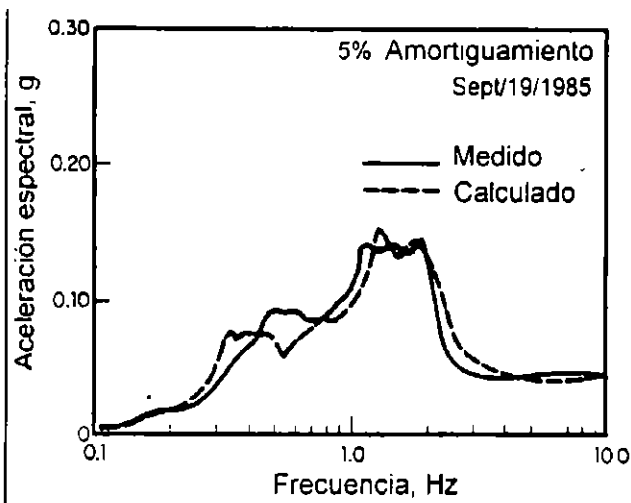


Fig 32. Espectros de respuesta en el sitio VC

Fig 33. Espectros de respuesta en el sitio D54

Otro aspecto de importancia para la ingeniería de cimentaciones es la variación vertical de los movimientos sísmicos, desde la base de un depósito de suelo, hasta su superficie. Los espectros de respuesta que se presentan en la fig 27 corresponden a registros acelerográficos de un arreglo vertical. El más profundo se registró a 102 m donde el terreno es considerablemente más rígido que en la otra estación, localizada a 30 m. Es interesante observar que la amplificación de las ordenadas espectrales ocurre, principalmente, entre esta última y la superficie, precisamente donde se tienen los suelos más blandos. Además, la forma de los espectros de respuesta se modifica al propagarse las ondas desde la base del depósito hacia la superficie: los periodos que sufren más amplificación son los cercanos a 2.3 s y corresponden con mucha aproximación con el periodo dominante del sitio; algunos de los otros picos de estos espectros corresponden con periodos propios de modos superiores de vibración del depósito.

A pesar de que los modelos unidimensionales proporcionan resultados muy satisfactorios en buena parte de la zona del lago de la ciudad de México, no puede descartarse la posibilidad de que en algunos casos las aproximaciones que proporcionan no sean suficientemente buenas. Un enfoque ingenieril para resolver este problema consiste en identificar estas zonas y sitios y luego calibrar los modelos hasta lograr los resultados deseados. En otros sitios es evidente que los modelos unidimensionales no son capaces de reproducir los movimientos observados pues en ellos los efectos bi y tridimensionales dominan la respuesta sísmica. Tal es el caso de depósitos aluviales ubicados en la base de valles cerrados con fronteras inclinadas en donde la

relación entre el espesor de los estratos de suelos blandos y la dimensión más corta del valle es mucho mayor que en el caso de la ciudad de México. En el puerto de Acapulco, por ejemplo, se han identificado varias zonas en donde estos efectos geométricos pueden ser particularmente importantes (Ovando y Romo, 1992); en la ciudad de Puebla también existen depósitos de suelo compresible en donde los modelos unidimensionales no son capaces de reproducir adecuadamente la respuesta sísmica observada y en donde la morfología del sitio sugiere que sólo con modelos más completos se puede aspirar a aproximarse a ella; las ciudades de Colima y ciudad Guzmán también contienen depósitos de suelos blandos que potencialmente deben estudiarse con modelos de dos y tres dimensiones.

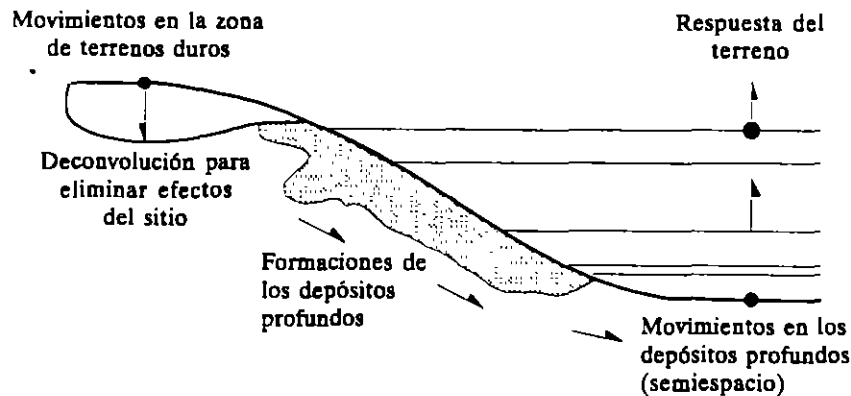


Fig 34. Modelación de los depósitos de suelo blando en análisis unidimensionales

Análisis en dos y tres dimensiones

Para tomar en cuenta las inhomogeneidades laterales del terreno, se pueden realizar análisis bi- y tridimensionales con métodos como el del elemento finito, diferencias finitas, elementos de frontera, el de trazado de rayos y el de Aki-Larner (1970). De los estudios comparativos que existen, se ha observado que en general al aumentar el número de dimensiones se incrementan el factor de amplificación y la frecuencia predominante del sitio. Los requerimientos para realizar análisis bi- y tridimensionales fueron discutidos por Rosenblueth y Ovando (1991) y en un estudio reciente, se discuten los principales avances logrados con modelos analíticos y numéricos en dos y tres dimensiones (Sánchez-Sesma, 1995). Actualmente siguen siendo pocas las aplicaciones prácticas de estos métodos en la zonificación sísmica; sin embargo, dado el rápido desarrollo de la fuerza de cálculo, se espera que en un futuro no muy lejano se utilicen estos procedimientos en la micro-zonificación geosísmica.

3.5 Comportamiento Dinámico de Suelos

Las arcillas exhiben diferentes tipos de comportamiento, dependiendo de la magnitud de las deformaciones que inducen los esfuerzos aplicados. Para deformaciones por cortante pequeñas, del orden de 10^{-4} %, se comportan como materiales elástico viscosos; cuando las deformaciones exceden 10^{-2} %, su rigidez y resistencia dependen del estado e historia de esfuerzos aunque algunos suelos cohesivos manifiestan esta dependencia a deformaciones de tan sólo 10^{-1} %, dependiendo de su índice de plasticidad, I_p , y de su consistencia relativa, I_r . Los resultados experimentales acumulados en el Instituto de Ingeniería, UNAM, durante los últimos años indican que estas dos propiedades índice son los parámetros clave para estudiar el comportamiento de materiales arcillosos, incluyendo el los suelos compresibles del valle de México y el de otras arcillas de mayor consistencia (Romo, 1990, 1991; Romo y Ovando, 1994, 1995).

Módulo de rigidez a deformaciones pequeñas. El módulo de rigidez a deformaciones pequeñas puede obtenerse en el laboratorio con pruebas de columna resonante y, en el campo, con métodos geofísicos para

determinar la velocidad de propagación de onda de corte. Sin embargo, los módulos evaluados con estas dos técnicas difieren, en general, por causas atribuibles a efectos no reproducibles en el laboratorio como el envejecimiento o al remoldeo producido por el muestreo y el manejo de las muestras en el laboratorio (Hardin y Drnevich, 1972; Afifi y Woods, 1971; Anderson y Richart, 1976; Anderson y Stokoe, 1978). En estudios comparativos recientes se demuestra que en arcillas altamente plásticas con consistencias relativas bajas, las diferencias entre las determinaciones de campo y laboratorio son menos importantes que las que se han reportado previamente (Ovando et al, 1995).

Con base en los resultados de ensayos de columna resonante efectuados en arcillas de la ciudad de México obtenidas de varios sitios y profundidades se estableció, que el valor inicial (a deformaciones pequeñas) del módulo de rigidez al corte, G_{max} , es una función del esfuerzo efectivo de consolidación, σ'_c , del índice de plasticidad y de la consistencia relativa. Esta última es

$$I_r = \frac{w_L - w_n}{I_p}$$

en donde w_L es el límite líquido y w_n el contenido de agua natural. La siguiente expresión se obtuvo con un análisis de regresión de mínimos cuadrados:

$$G_{max} = 122 P_a \left(\frac{1}{I_p - I_r} \right)^{(I_p - I_r)} \left(\frac{\sigma'_c}{P_a} \right)^{0.82} \quad (8)$$

en donde p_a es una presión de referencia arbitraria para lograr la homogeneidad dimensional. Las otras variables ya se definieron. La expresión es válida cuando $I_p - I_r$ es positiva, expresando el índice de plasticidad en decimales. La aproximación que se obtiene al emplear la ec 8 es muy buena como se aprecia en la fig 35.

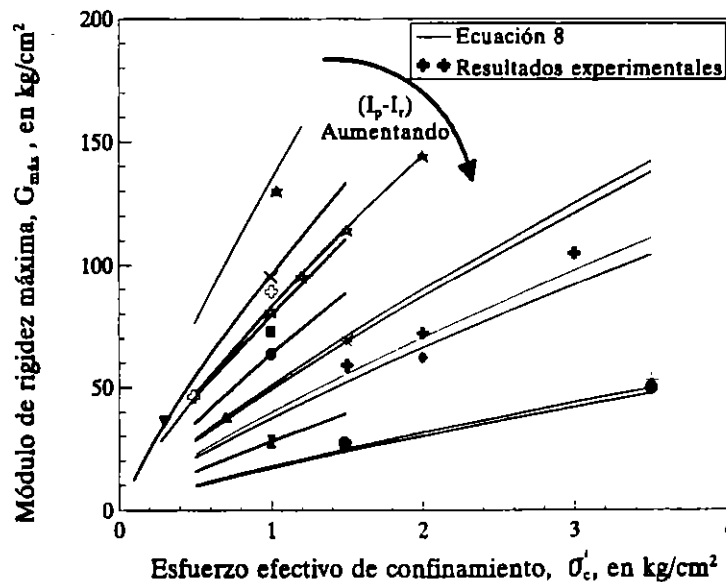


Fig 35. Variación de G_{max} con el esfuerzo efectivo de confinamiento y con $(I_p - I_r)$

Después de 1985 se llevó a cabo una campaña de mediciones de campo para medir en el sitio las velocidades de propagación de ondas P y ondas S en diversos sitios de la ciudad de México en donde también se realizaron ensayos de penetración con cono eléctrico. La gráfica de la fig 36 presenta un resultado típico en

el que se observa que, cualitativamente, los perfiles de velocidad de propagación de ondas y el de resistencia a la penetración, son semejantes; por lo tanto, estas dos cantidades son correlacionables. Para establecer la correlación entre la velocidad de propagación de ondas de corte, V_s , y la resistencia a la penetración medida con un cono eléctrico, q_c , se supuso que el suelo es un medio elasto-plástico y que su comportamiento esfuerzo-deformación a pequeñas deformaciones está gobernado por una ley hiperbólica. Además, la penetración de la punta cónica se estudió con la teoría de expansión de cavidades (Ovando y Romo, 1991). La expresión resultante se discute en siguiente capítulo.

Módulo de rigidez a deformaciones grandes. El efecto de la amplitud de la deformación de cortante, γ , y del esfuerzo confinante, σ'_c , en el valor del módulo de rigidez se ilustra en la fig 37 y en las curvas de rigidez normalizada, G/G_{max} , contra γ correspondientes, en la fig 38. Como se ve, las arcillas de la ciudad de México se comportan como materiales casi elásticos hasta deformaciones por cortante que varían entre 0.2 y 0.5 %. El factor que determina el límite de comportamiento elástico de estas arcillas es la diferencia ($I_p - I_r$) lo que modifica conclusiones anteriores en las que se había reportado que la forma de las curvas de G/G_{max} contra γ dependía únicamente de I_p (Dobry y Vucetic, 1987; Romo et al, 1988).

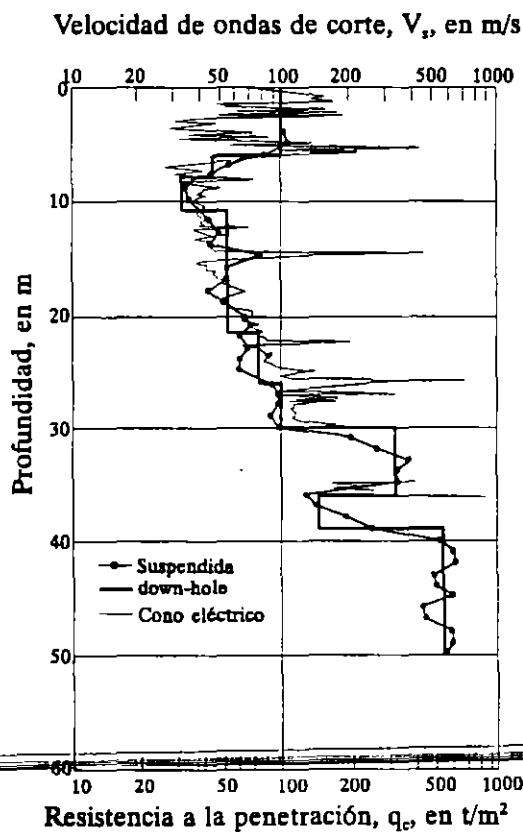


Fig 36. Perfiles típicos de resistencia de punta y velocidades de propagación de ondas S en la ciudad de México

Los resultados experimentales de las figs 37 y 38 se modelaron usando una ley hiperbólica a la que se agregaron las reglas de Masing para tomar en cuenta el carácter cíclico de las excitaciones sísmicas. La ecuación empleada está dada por la ec 12 (Romo, 1990). Posteriormente se discute el uso de dicho modelo. El comportamiento dinámico de suelos arcillosos de otro origen, con rangos de plasticidad diferentes, también se ha representado con modelos del mismo tipo. En otro trabajo de estas memorias, por ejemplo, se desarrolla uno para suelos marinos de la sonda de Campeche, en el Golfo de México (Romo y Ovando, 1995).

Degradación del módulo de cortante por fatiga. Una manera de cuantificar este fenómeno y de evaluar su importancia es observando la reducción de la rigidez por cortante durante pruebas de carga cíclica. Como se aprecia en la fig 39, construida con base en los resultados de ensayos de corte simple cíclico en arcillas de la ciudad de México (Cuanalo, 1993), depende de la amplitud del esfuerzo cortante cíclico y del número de ciclos aplicados. En esa figura se aprecia que la rigidez se reduce bruscamente cuando se aplica un cierto número de ciclos que depende de la amplitud del esfuerzo cortante cíclico; cuando esto ocurre, también se manifiesta un incremento sustancial de la presión de poro, fig 40. Resultados semejantes se han obtenido de ensayos triaxiales cíclicos. El otro factor que determina la importancia de la fatiga es el esfuerzo de confinamiento (ver ec 14).

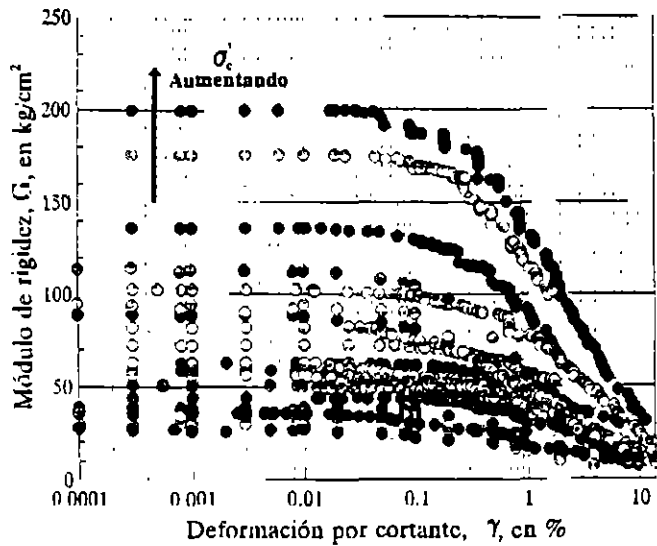


Fig 37. Módulos de rigidez dinámicos para arcillas de la ciudad de México

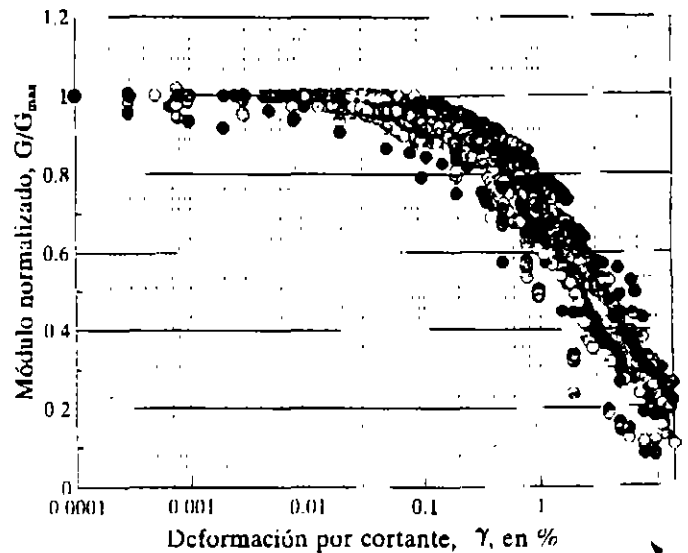


Fig 38. Módulos de rigidez normalizados para arcillas de la ciudad de México

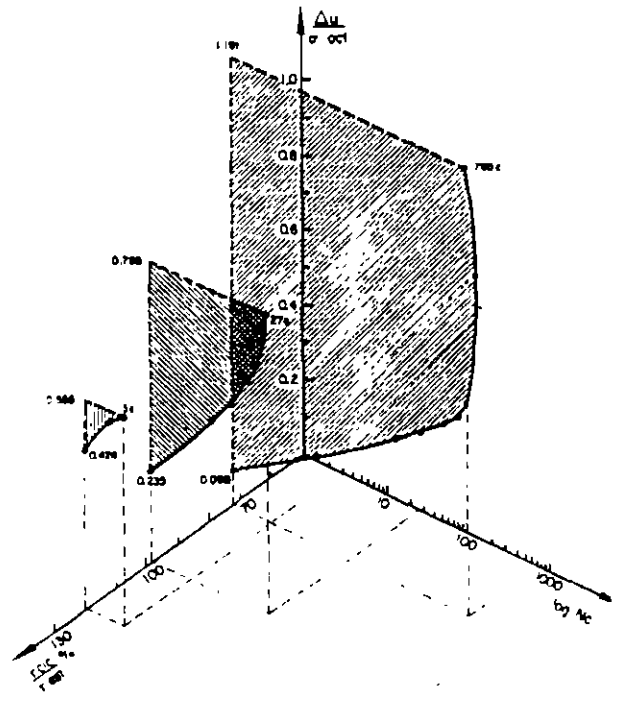
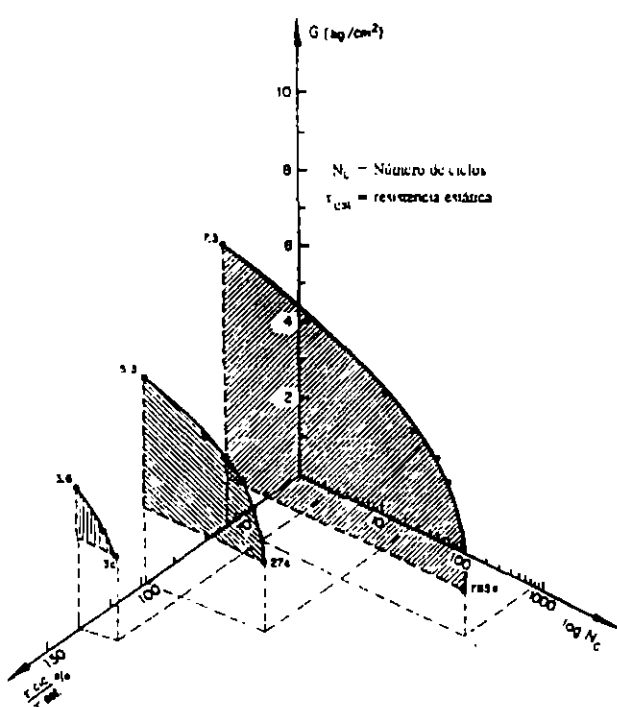


Fig 39. Fatiga de la arcilla de la ciudad de México en pruebas de corte simple cíclico (Cuanalo, 1993)

Fig 40. Presión de poro normalizada de la arcilla de la ciudad de México en pruebas de corte simple cíclico (Cuanalo, 1993)

Relación de amortiguamiento. La capacidad de las arcillas de la ciudad de México para disipar energía, expresada en términos de la fracción del amortiguamiento crítico, λ , varía con la deformación por cortante en la forma indicada en la fig 41. Las arcillas de la ciudad de México disipan poca energía a deformaciones pequeñas; cuando $\gamma < 0.01$ % el valor de la fracción del amortiguamiento crítico, λ , es aproximadamente 2 % y a deformaciones aún más pequeñas, puede alcanzar valores tan bajos como 0.5 % (λ_{min} , ver ec 13). Por otro lado, cuando las deformaciones crecen, su valor aumenta y alcanza valores del orden de 13 % a deformaciones angulares cercanas a 10 % (λ_{max} , ver ec 13). Este último valor es menor que el observado en otras arcillas de menor plasticidad en las que λ_{max} puede adquirir valores de 20 a 26 %, lo cual sugiere que la relación de amortiguamiento también depende del índice de plasticidad y, a reserva de demostrarlo con más datos experimentales, de la consistencia relativa.

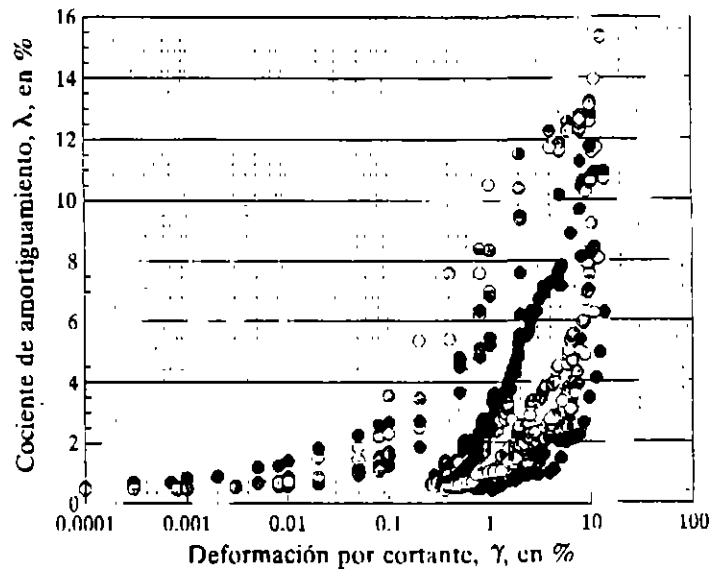


Fig 41. Amortiguamientos para arcillas de la ciudad de México

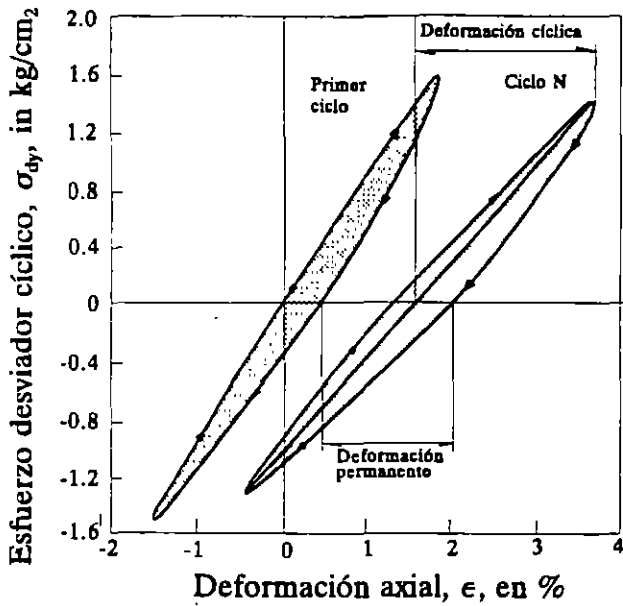


Fig 42. Componentes de la deformación cíclica

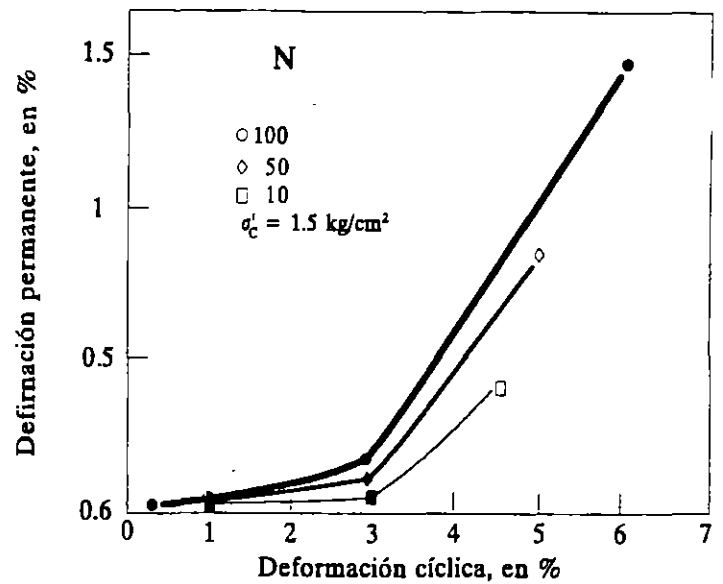


Fig 43. Acumulación de deformaciones permanentes en función de la deformación cíclica

Comportamiento esfuerzo-deformación. Las deformaciones que experimenta una muestra de suelo sometida a cargas cíclicas se pueden separar en dos componentes, las cíclicas y las permanentes que, en este trabajo, se definen como se muestra en la fig 42. En la arcilla de la ciudad de México la deformación cíclica a partir de la cual las deformaciones permanentes crecen sustancialmente (deformación crítica) es de 3% aproximadamente, fig 43, de acuerdo con los resultados de ensayos triaxiales y de corte simple (Romo et 1988; Cuanalo, 1993). La magnitud de la deformación permanente no sólo depende de la amplitud de deformación cíclica y del número de ciclos sino de la amplitud del esfuerzo cortante cíclico y de la historia previa de esfuerzos. Por otro lado, experimentalmente se ha observado que la resistencia dinámica excede a la estática entre 30 y 60%, dependiendo de las condiciones de ensayo (Romo, 1991).

Presión de poro. La experiencia experimental acumulada indica que la presión de poro dinámica generada durante ensayos triaxiales y de corte simple cíclico es despreciable, aún para estados de esfuerzo cercanos al de falla (Romo, 1991). Aparentemente, la magnitud de la presión de poro generada bajo condiciones dinámicas también está relacionada con la plasticidad de los suelos. Los que tienen índices de plasticidad mayores, acumulan menos presión de poro que los materiales de baja plasticidad. Este aspecto del comportamiento dinámico de las arcillas debe estudiarse aún más, incluyendo investigaciones con mediciones de campo de la presión de poro generada durante temblores.

4. EVALUACION DE ESPECTROS ESPECIFICOS PARA EDIFICIOS

La determinación de los movimientos sísmicos de campo libre incluye una evaluación sismotectónica y el conocimiento de las fuentes sísmicas regionales y locales que puedan afectar al sitio específico. Es preciso, también, evaluar la historia de la sismicidad de la región, los sismos más severos asociados con las fuentes sísmicas importantes, así como la recurrencia de estos sismos. Con base en este tipo de información se llevan a cabo análisis probabilistas y/o deterministas para estimar los movimientos sísmicos esperados en un afloramiento rocoso, o en la roca basal.

Conocidos los movimientos sísmicos en terreno firme, se utilizan técnicas de propagación de ondas sísmicas (usualmente se emplean modelos unidimensionales) para definir los movimientos sísmicos del terreno. Una vez conocido el medio ambiente sísmico de campo libre, se realizan análisis de interacción suelo-estructura para evaluar los efectos de este fenómeno en los movimientos del terreno y así definir las características de la excitación a la que estará sometida una estructura en particular. La influencia de la interacción dinámica en los movimientos de campo libre puede ser significativa en el caso de estructuras desplantadas en suelo blando capaz de amplificar notablemente las ondas sísmicas que arriban al sitio donde se localiza la estructura.

4.1 Métodos para Estimar la Máxima Magnitud Sísmica

Existe una amplia gama de procedimientos para estimar la magnitud del temblor máximo que puede generar una fuente sísmica. Todos los métodos se basan en correlaciones empíricas entre la magnitud y algunos parámetros clave de la falla geológica, tales como longitud de ruptura, desplazamiento ocurrido en la superficie de la falla después de un sismo, longitud y ancho de la falla estimados de estudios de las réplicas que siguen al evento principal.

Las correlaciones empíricas existentes, entre los parámetros mencionados y la magnitud, se han obtenido, en general, usando la información mundial disponible en análisis de regresión. Cada relación tiene limitaciones como la inhomogeneidad en la calidad de los datos empíricos, volumen de datos limitado, inconsistencias en el agrupamiento de datos provenientes de diversas provincias tectónicas, efectos de directividad y locales.

Los parámetros como longitud de la falla, desplazamiento por evento sísmico y tasa de deslizamiento de cada fuente telúrica, se determinan de estudios geológicos y sismológicos. Con esta información y los procedimientos empíricos antes mencionados se calculan las magnitudes máximas de los temblores asociados a cada falla. Debido a las incertidumbres involucradas en todo el proceso, es conveniente usar todos los métodos disponibles y determinar varios valores de la magnitud máxima. La selección del valor de la magnitud máxima para una fuente es el resultado de la aplicación de un razonamiento que involucra la comprensión de las características de la falla, del ambiente tectónico regional y de los datos sísmicos regionales. El uso de varios métodos para estimar la magnitud sísmica máxima para una fuente puede resultar más confiable que emplear un sólo procedimiento.

Un compendio de este tipo de expresiones que relacionan los parámetros clave de la falla con la magnitud del sismo se da en Idriss (1985), y Joyner y Boore (1988). Todas tienen forma semejante a la de la ec 2.

4.2 Periodo de Recurrencia de Sismos Significativos

La actividad sísmica de una fuente se refleja directamente en los intervalos de recurrencia de los sismos significativos. Los periodos de retorno se pueden estimar a partir de los datos sobre la tasa de deslizamiento y el desplazamiento por evento que se tengan de una fuente en particular. Cuando no se dispone de este tipo de información ni se cuenta con suficientes registros, se preparan gráficas que relacionan la frecuencia de ocurrencia contra la magnitud para sismos de baja y moderada magnitud y se extrapolan a magnitudes mayores para obtener estimaciones de la tasa media de ocurrencia de sismos más severos. Esta técnica tiene limitaciones porque se basa en sismicidad regional que puede no ser representativa de los intervalos de recurrencia para una falla específica. Además, como se muestra en la fig 7, existen zonas en que se generan temblores que ocurren aleatoriamente y, otros, de gran magnitud, que son recurrentes en tiempos más o menos constantes.

La tasa de excedencia $\lambda = \lambda(M)$ de una magnitud dada, M , en una falla geológica o en una región sísmica está dada por $\lambda = \lim_{t \rightarrow \infty} (n/t)$ donde n es el número de temblores cuya magnitud excede el valor de M en el tiempo de observación t . El periodo (o intervalo) de recurrencia correspondiente a esta magnitud es $1/\lambda$.

4.3 Leyes de atenuación

Para caracterizar los movimientos sísmicos del terreno para fines de diseño sísmico se han utilizado parámetros como la aceleración máxima, la velocidad máxima, ordenadas espectrales y espectros de Fourier. El más usado en la práctica ingenieril es el espectro de respuesta ya que se usa directa o indirectamente en el diseño de las estructuras.

Aunque en el pasado se le ha puesto mayor atención al desarrollo de relaciones para estimar la aceleración máxima del terreno, últimamente se han aumentado los esfuerzos para evaluar velocidades máximas y las formas espectrales. Existen procedimientos analíticos que consideran aspectos de la fuente-trayectoria-sitio y también se han introducido conceptos de vibraciones casuales así como simulaciones con el método de Monte Carlo. Joyner y Boore (1988) así como Idriss (1985) presentan diversos procedimientos empíricos para definir aceleraciones, velocidades y espectros de respuesta. Para los sismos de la zona de subducción en las costas de Guerrero, Singh y Ordaz (1990) proponen leyes de atenuación empíricas para estimar la aceleración y la velocidad máximas en terreno firme aplicables en la línea que une a la costa de Guerrero con la ciudad México.

4.4 Determinación de Espectros de Piso (Caso en la Ciudad de México)

La determinación de espectros de diseño consignados en los reglamentos de construcciones en general incluyen los aspectos ya mencionados además de hacer consideraciones sobre el riesgo de falla y su costo asociado. En el Distrito Federal, debido a que los sismos grandes de subducción son los más importantes, se decidió tratar con detalle estos temblores característicos asignando una distribución gama a los tiempos entre los eventos de esta índole originados en cada uno de los tramos en que se dividió la zona de subducción, y analizar como resultados de procesos de Poisson múltiples el resto de los temblores de subducción y todos los demás que fueran significativos para el diseño.

Para definir las distribuciones de probabilidad de los movimientos del terreno en sitios representativos del valle de México se emplearon fórmulas de atenuación empíricas y análisis unidimensionales para evaluar los efectos del terreno. Con base en esta información se calcularon los

espectros de respuesta esperados para sitios representativos en la ciudad de México. Luego se tomó una decisión de consenso para reducir las ordenadas espectrales por un factor de 0.4 apoyándose en consideraciones de sobrerresistencia y comportamiento no lineal de las estructuras (Rosenblueth et al, 1989).

En el ejemplo que se describe a continuación se usó como representativo del medio ambiente sísmico en terreno firme del valle de México el espectro del Reglamento de Construcciones del Distrito Federal (1991), el cual se define en la tabla 2.

En la determinación de los espectros de piso para el diseño de estructuras importantes localizadas en las zonas geosísmicas II y III del Distrito Federal (ver fig 10), lo más conveniente es partir de los movimientos sísmicos definidos para la zona I (ver fig 10) en términos del espectro de aceleraciones dado en la tabla 2, ya que incluye los resultados de los estudios requeridos para evaluar los movimientos sísmicos del terreno, además de partir de las condiciones sísmicas estipuladas en el Reglamento.

4.4.2 Condiciones de Análisis

En la evaluación de los efectos de los sismos en las estructuras es muy importante establecer la relación que existe entre las características de los movimientos sísmicos, las condiciones geológicas y geotécnicas del sitio, y la respuesta de las estructuras a estos movimientos sísmicos del terreno. Las condiciones geológicas y geotécnicas en general afectan las características de los temblores, por lo que es necesario cuantificar estos efectos para establecer criterios de diseño aceptables. Asimismo, al interactuar la estructura con el suelo adyacente, modifica los movimientos sísmicos del terreno, lo cual hace necesario evaluar los efectos de esta interacción en los movimientos sísmicos desarrollados en la estructura.

La respuesta del depósito de suelo se afecta por la interacción suelo-estructura y la evaluación de esta respuesta depende significativamente de la manera como se asignan los sismos de diseño. En algunos casos se introduce un conservadurismo innecesario en el diseño al especificar que la aceleración máxima del terreno permanece constante con la profundidad o por la asignación de un espectro de banda ancha inadecuado para las condiciones geológicas y geotécnicas del sitio. En ocasiones se proponen aceleraciones máximas que son irreales para cierto tipo de depósitos de suelo o se especifican componentes de alta frecuencia en suelos donde no pueden naturalmente desarrollarse.

Para evitar estos conservadurismos es preciso definir apropiadamente los movimientos sísmicos de campo libre para el sitio específico donde se edificara la estructura, y usando este espectro de campo libre, analizar el problema de interacción suelo-edificio para definir el espectro de piso.

4.4.3 Metodología

En este trabajo se adoptó un procedimiento de análisis basado en el método de la respuesta compleja que hace uso de la técnica de los elementos finitos. Para considerar el carácter aleatorio de los movimientos sísmicos se emplean las teorías de vibraciones casuales y del valor extremo (Romo, 1976). Con este procedimiento, el análisis de respuesta de un sistema suelo-estructura se puede llevar a cabo como se muestra esquemáticamente en la fig 44. La excitación dinámica se proporciona en términos de un espectro de aceleraciones y se puede especificar que actúa en la superficie del campo libre en cualquier estrato del campo libre o en la base del depósito de suelo. Los cálculos numéricos se realizaron con una versión modificada del programa de computadora PLUSH (Romo et al, 1981), el cual ha demostrado su capacidad para reproducir los movimientos sísmicos registrados durante varios eventos sísmicos en edificios desplantados en las arcillas blandas de la ciudad de México (Romo y Bárcena, 1992)

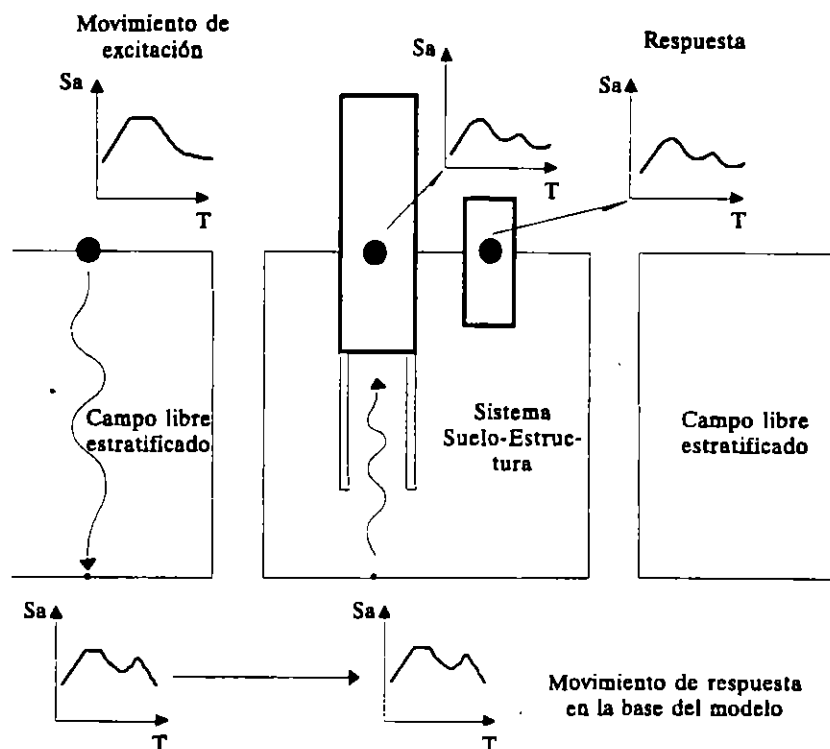


Fig 44. Sistema suelo-estructura excitado con el movimiento sísmico de campo libre en la superficie del terreno.

Se consideró un modelo como el de la fig 44, cuya base (semiespacio) se define donde aparecen depósitos profundos. La excitación dinámica se representó por el espectro medio más una desviación estándar calculado en el inciso 4.4.6 y el punto de control se asignó en la superficie del campo libre

4.4.4 Caracterización Estratigráfica

El perfil estratigráfico del sitio se obtuvo de los sondeos de cono estático, como se muestra en la fig 45 (cortesía de Carlos E. Gutiérrez). La caracterización dinámica de la estratigrafía mostrada en la fig 35 se obtuvo usando un procedimiento propuesto por Ovando y Romo (1991) que permite calcular las velocidades de ondas de corte, V_s , a partir de las resistencias de punta, q_c , obtenidas de sondeos de cono hincado a una velocidad aproximada de 2cm/s. La expresión analítica propuesta por estos autores resultó de la comparación entre perfiles de resistencia de punta, q_c , y perfiles de velocidades de ondas de corte, V_s , obtenidos en perforaciones contiguas y en diferentes sitios de la ciudad de México. El marco teórico de referencia que usaron para llegar a esta correlación fue la teoría de expansión de cavidades cilíndricas y un modelo hiperbólico para tomar en cuenta el comportamiento no lineal de las arcillas. La relación entre V_s y q_c que obtuvieron es

$$V_s = \eta \left(\frac{q_c}{N_{kh} \gamma_s} \right)^{1/3} \quad (10)$$

donde V_s tiene unidades de m/s, q_c está dada en t/m^2 y γ_s (peso volumétrico del suelo) en t/m^3 . Los valores de los parámetros η y N_{kh} dependen del tipo de suelo y su intervalo de variación está consignado en la tab

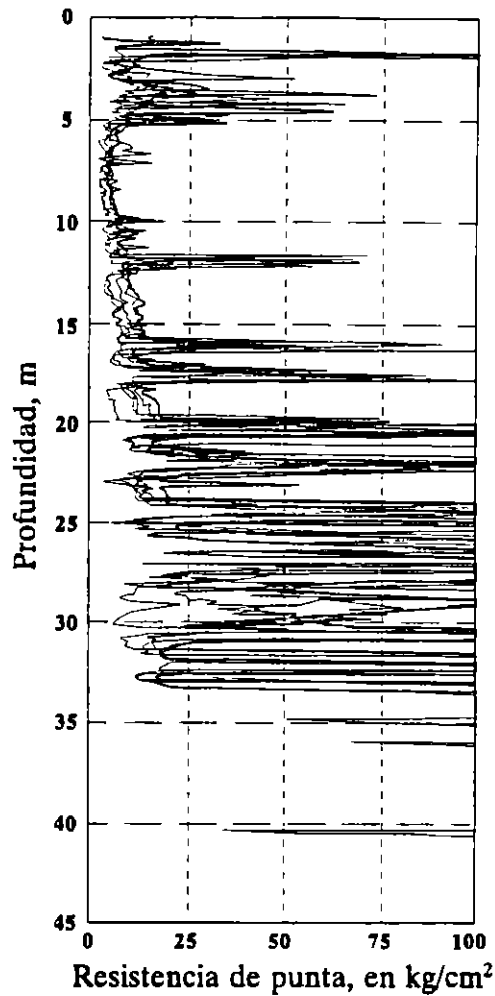


Fig 45. Sondeos de cono en el sitio (Cortesía de Carlos E. Gutiérrez)

Tabla 3. Valores de los parámetros η y N_{kh} de la ec 3

Tipo de suelo	Valores de N_{kh}			Valores de η
	máximo	medio	mínimo	
Arcillas del lago Texcoco preconsolidado y virgen	14.0	9.5	6.7	23.33
Arcillas del lago Xochimilco-Chalco	14.0	9.9	7.0	26.40
Suelos areno-limosos de las capas duras del valle de México	16.0	11.1	8.0	40.00

El módulo de máxima rigidez, $G_{\text{máx}}$, se puede calcular usando la siguiente expresión de la teoría de la elasticidad

$$V_s = \left(\frac{G}{\gamma_s g} \right)^{0.5}$$

donde g es la aceleración de la gravedad en m/s^2 .

Sustituyendo la ec 10 en la ec. 9 se obtiene la siguiente relación entre G (que corresponde a la máxima rigidez del suelo, $G_{m\acute{a}x}$) y q_c :

$$G_{m\acute{a}x} = \left(\frac{\eta}{g} \right) \frac{q_c}{N_{kh}} \quad (11)$$

Los valores de $G_{m\acute{a}x}$ usados en los análisis de respuesta del sitio y de interacción dinámica suelo-estructura se obtuvieron con la ec 11, usando los valores de V_s reportados en la tabla 4.

4.4.5 Comportamiento Dinámico de los Suelos

En los problemas de respuesta sísmica de un sitio y de interacción dinámica suelo-estructura se generan dos tipos de no linealidades en la respuesta del suelo. La primera se debe al paso de las ondas sísmicas, la cual afecta a todo el medio; la segunda, a la interacción entre la cimentación y el suelo cercano a la cimentación. Ambos aspectos deben considerarse en el cálculo de la respuesta de sistemas suelo-estructura ya que los materiales térreos por un lado pierden rigidez al deformarse y por otro, aumenta su capacidad para disipar energía. La magnitud de los cambios en la rigidez y amortiguamiento de las arcillas depende de sus características y del nivel de deformaciones inducidas por la acción de los sismos. El efecto combinado de estas variaciones puede modificar apreciablemente las características de los movimientos sísmicos en campo libre y los que actúan en la base de la estructura, por lo que debe evaluarse con la mayor aproximación posible.

El comportamiento no lineal de los suelos que componen la estratigrafía del sitio se estimó a través de investigaciones en el laboratorio con ensayos de columna resonante y triaxiales dinámicos en muestras de suelo extraídas de diferentes sitios en la zona arcillosa de la ciudad de México. En forma analítica, los resultados experimentales se expresan con el siguiente modelo (Romo, 1991):

$$G(\gamma) = G_{m\acute{a}x} [1 - H(\gamma)] \quad (12)$$

donde

$$H(\gamma) = \left[\frac{\left(\frac{\gamma}{\gamma_r} \right)^{2B}}{1 + \left(\frac{\gamma}{\gamma_r} \right)^{2B}} \right]^{A'}$$

$$A' = A + I_r$$

$G(\gamma)$	es el módulo de rigidez al corte en función de γ
γ	es la deformación de corte en %
$G_{m\acute{a}x}$	es el valor de $G(\gamma)$ para $\gamma \leq 10^{-4}\%$
A, B y γ_r	son parámetros del suelo

La influencia de diferentes factores en los parámetros involucrados en la ec 12 y el amortiguamiento se discute en otro trabajo (Romo y Ovando, 1994) cuyos principales aspectos se resumen a continuación

Los valores de A , B y γ_r dependen del índice de plasticidad y para los suelos del sitio se pueden usar los valores reportados en las figs 46 a 48

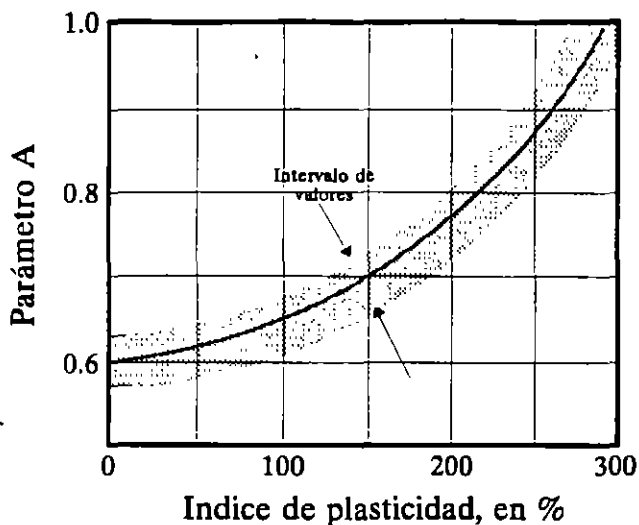


Fig 46. Efecto del índice de plasticidad en el parámetro A

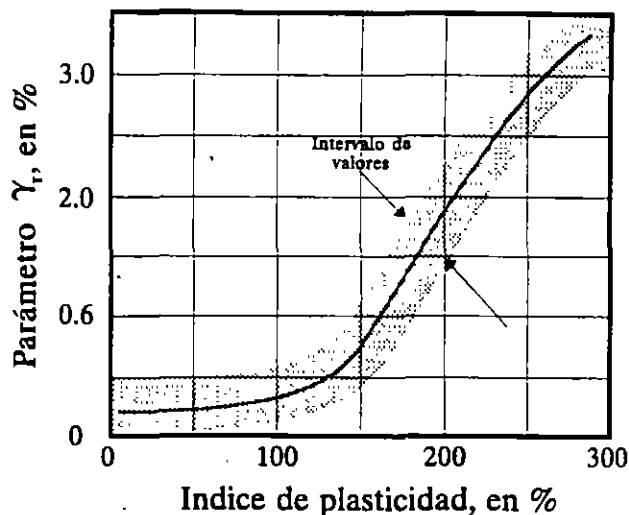


Fig 47 Efecto del índice de plasticidad en el parámetro γ_r

La dependencia del amortiguamiento, λ , en términos de la deformación de corte y del módulo de cortante, $G/G_{m\acute{a}x}$, se expresa de la siguiente manera

$$\lambda = (\lambda_{m\acute{a}x} - \lambda_{m\acute{i}n}) H(\gamma) + \lambda_{m\acute{i}n} \quad (13)$$

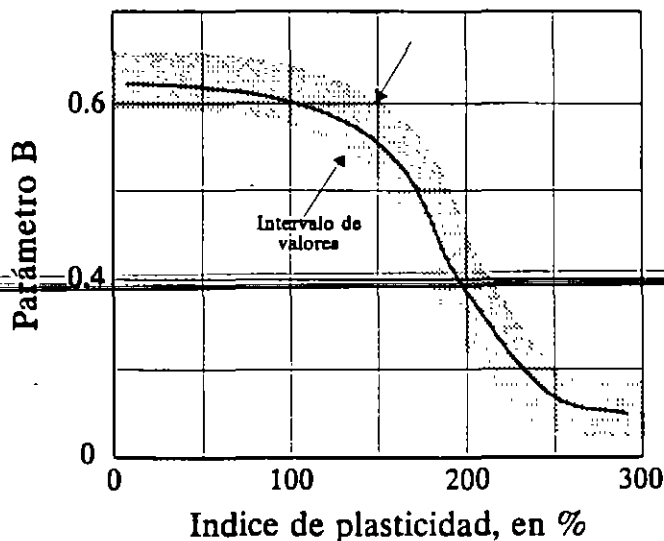


Fig 48. Efecto del índice de plasticidad en el parámetro B

donde $\lambda_{m\acute{a}x}$ es el amortiguamiento máximo que desarrolla la arcilla, el cual se ha observado que es del orden del 13%, $\lambda_{m\acute{i}n}$ es el amortiguamiento mínimo (valor de λ para deformaciones de corte del orden de 10^{-4} %)

obtenido en los ensayos de laboratorio, el cual es aproximadamente igual a 0.5% (Romo y Ovando, 1994), la función $H(\gamma)$ está definida por la ec 12.

El efecto de la fatiga en el comportamiento de las arcillas se incluye en el modelo de la ec 6 afectando el módulo de rigidez, G , de acuerdo con la siguiente ley (Idriss et al, 1978):

$$G_N = G_5 N^{-t} \quad (14)$$

donde G_N y G_5 son los módulos de rigidez máxima correspondientes a los ciclos de carga N y 5; t es el parámetro de degradación el cual está dado por (Romo, 1991):

$$t = 0.0122 \varepsilon_c, \text{ para consolidación anisotrópica} \quad (15)$$

$$t = 0.0299 \varepsilon_c, \text{ para consolidación isotrópica}$$

donde $\varepsilon_c = 2\gamma/(1+\nu)$ es la deformación axial cíclica y ν es la relación de Poisson.

Tabla 4. Propiedades dinámicas de los suelos del sitio

Prof (m)	V_s (m/s)	γ_s (t/m^3)	I_p (%)	Relación de Poisson	G/G_{\max}	λ^* (%)
0-3	120-160	1.40	80	0.35	Curvas correspondientes a los I_p 's (ec 12)	Curvas de amortiguamiento de la arcilla de la ciudad de México (ec 13)
3-6	91-122	1.35	80	0.38		
6-9	40-58	1.20	220	0.49		
9-12	52-74	1.20	220	0.49		
12-15	65-94	1.20	220	0.49		
15-18	80-129	1.20	220	0.49		
18-21	114-165	1.30	120	0.40		
21-25	126-183	1.25	220	0.49		
25-29	138-200	1.28	120	0.40		
29-33	151-218	1.30	150	0.40		
33-37	255-368	1.79	150	0.30		

Semiespacio: $V_s = 800 \text{ m/s}$, $\gamma_s = 2.0 \text{ t/m}^3$, $\lambda = 2\%$

4.4.6 Determinación de los Movimientos de Campo Libre

De acuerdo con el procedimiento utilizado para calcular la respuesta sísmica del sistema suelo-estructura, se tienen que definir primero los movimientos de campo libre. Para esto se utiliza un método de análisis basado en la teoría de propagación de ondas sísmicas en medios estratificados horizontalmente (Lysmer y Drake, 1972; Chen et al, 1981). Para tomar en cuenta las características aleatorias de los temblores se hace uso de las teorías de vibraciones casuales y del valor extremo (Romo, 1976). El análisis de respuesta de un depósito de suelo se puede llevar a cabo con el procedimiento esquematizado en la fig 49. La excitación dinámica se proporciona en términos de un espectro de aceleraciones y se puede especificar en un afloramiento de roca (fig 49), dentro del perfil estratigráfico en el semiespacio, en la superficie del depósito de un suelo cercano al sitio o en cualquier estrato del depósito de suelo. Los cálculos numéricos se realizan con el programa de computadora FIELD (Romo et al, 1981) el cual ha demostrado su capacidad para

reproducir los movimientos del terreno registrados durante varios sismos en la ciudad de México y otros sitios de la República (Romo, 1986; Romo, 1991).

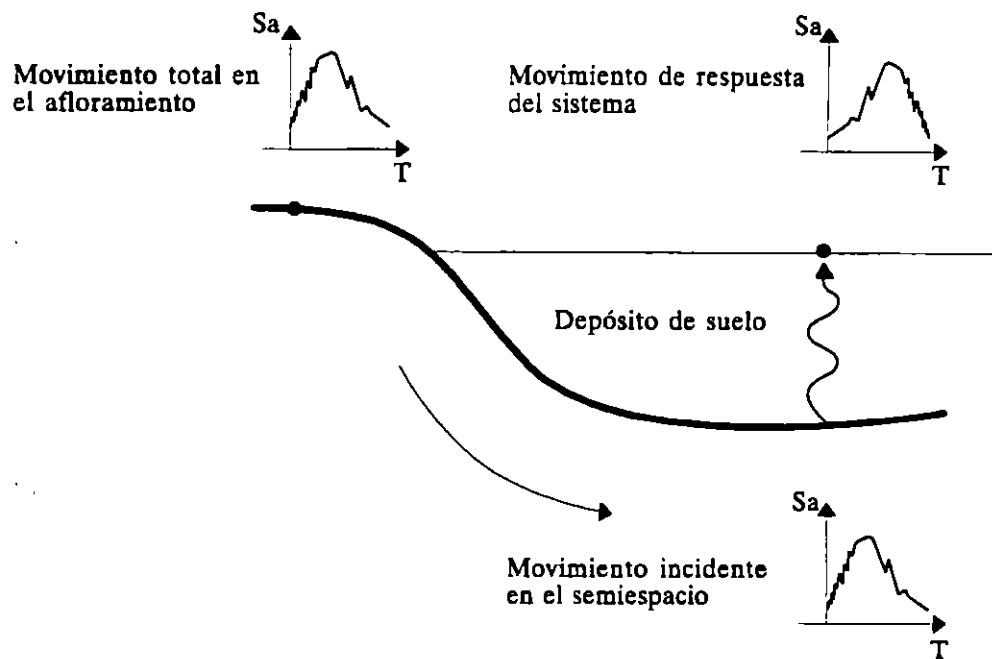


Fig 49. Sistema excitado con el movimiento del semiespacio que aflora

Para el sitio bajo estudio se considera un modelo como el de la fig 49, en el que el semiespacio se define a partir de la elevación a la que aparecen, en la estratigrafía, los depósitos profundos (ver tabla 4). El afloramiento de terreno firme se supone representado por el de terreno firme de la zona de lomas (zona I, según el Reglamento de Construcciones del Distrito Federal, 1987; ver fig 10). Consecuentemente, los movimientos sísmicos están representados por el espectro de aceleraciones correspondientes a la zona geosísmica I definido en la tabla 2. Al considerar este espectro como excitación dinámica se están implícitamente incluyendo todas las fuentes generadoras de sismos que afectan al valle de México. De acuerdo con Rosenblueth et al (1987) son cuatro los mecanismos más significativos: el de subducción en el Pacífico, el de falla normal en la zona de Oaxaca, el de falla lateral en Acambay y el de dislocaciones de fallas geológicas dentro del valle de México. La variabilidad en contenidos de frecuencia y en amplitudes de los movimientos sísmicos que generan estos cuatro mecanismos están incluidos en el medio ambiente sísmico representado por el espectro de la zona I consignado en el Reglamento

Debido a las incertidumbres inherentes a la determinación de las propiedades dinámicas incluidas en la tabla 4, se desarrollan 25 perfiles aleatorios dentro de los límites de valores de V_s indicados en la tabla 4. Se considera que la variación de las velocidades entre estos límites tiene una distribución uniforme y que las velocidades de estratos contiguos son estadísticamente independientes. (Estas dos consideraciones son conservadoras ya que llevan a dispersiones importantes en los valores de V_s que en la realidad no se presentan. Esto repercute directamente en la amplitud del intervalo de periodos naturales del depósito de suelo que se analizan).

Las respuestas calculadas de las 25 estratigrafías se presentan en la fig 50 en términos de espectros de aceleraciones (5% de amortiguamiento) calculados en la superficie del terreno. Los movimientos sísmicos del terreno, en términos de espectros medio y medio (\pm) una desviación estándar, resultantes del análisis estadístico de los 25 espectros de la fig 50, se muestran en la fig 51. Estos espectros representan al medio

ambiente sísmico de campo libre. El espectro medio + una desviación estándar se utiliza como excitación dinámica del sistema suelo-estructura en el cálculo de los espectros de interacción.

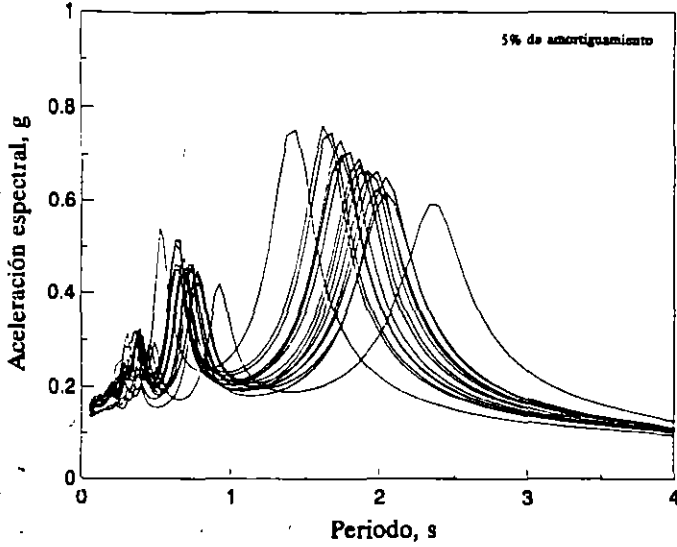


Fig 50. Movimientos superficiales de campo libre

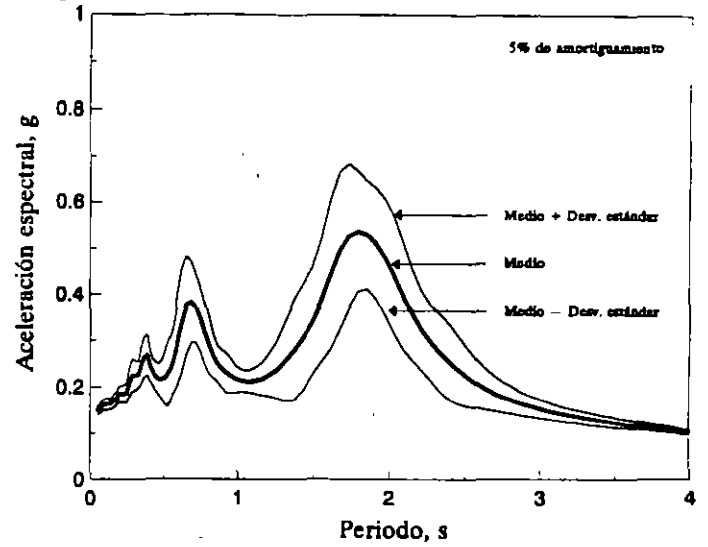


Fig 51. Espectros de campo libre en la superficie del terreno

En relación a los periodos naturales del depósito de suelo que se desprenden de la fig 51, debe comentarse que estos son periodos inelásticos debido a la respuesta no lineal del suelo ante una excitación tan severa como la especificada en el Reglamento para la zona I. Por esta razón el periodo elástico de un depósito de suelo puede incrementarse en un 50%.

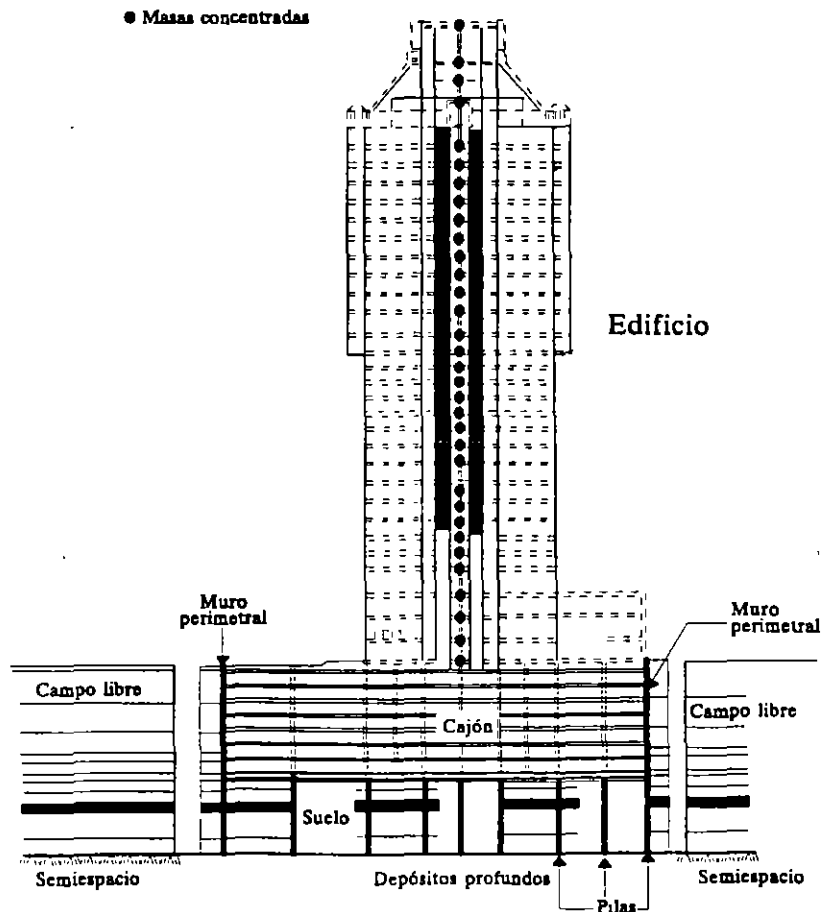


Fig 52. Modelación del sistema suelo-cimentación-edificio (Cortesía de Carlos E. Gutiérrez)

4.4.7 Modelación del Sistema Suelo-Estructura

El edificio se modeló con un sistema de vigas y masas concentradas como se indica en la fig 52. Su cimentación (cuya planta de localización de pilas se muestra en la fig 53) y suelo de apoyo se modelaron con elementos finitos. El suelo se discretizó con elementos sólidos isoparamétricos de cuatro nudos, el cajón y las pilas de apoyo se representaron con elementos viga con tres grados de libertad (dos de traslación y uno de rotación) por nudo.

Las rigideces y masas concentradas usadas en el modelado de la estructura y del cajón de cimentación fueron proporcionados por el Ing. Carlos E. Gutiérrez. Debido a que el procedimiento de análisis es esencialmente bidimensional, las rigideces de las pilas que se utilizan en los análisis se obtienen suponiendo un modelo de viga de cortante en el que se asegura que el desplazamiento horizontal de la losa de apoyo es el mismo para la distribución de pilas real y para la distribución de las siete hileras de pilas equivalentes. Para los diámetros de proyecto de las pilas y suponiendo un f_y' del concreto de 250 kg/cm^2 la rigidez equivalente que resulta de la anterior consideración es $G = 534 \text{ kg/cm}^2$ por metro. En la fig 52 se muestra la distribución de pilas (en la dirección corta) y el cajón de cimentación que se usaron en el modelado del sistema suelo-cimentación. El muro tablestaca perimetral (ver fig 52) se supuso ligado estructuralmente al cajón de cimentación y se consideró con un espesor de 0.80m y propiedades semejantes a las de las pilas.

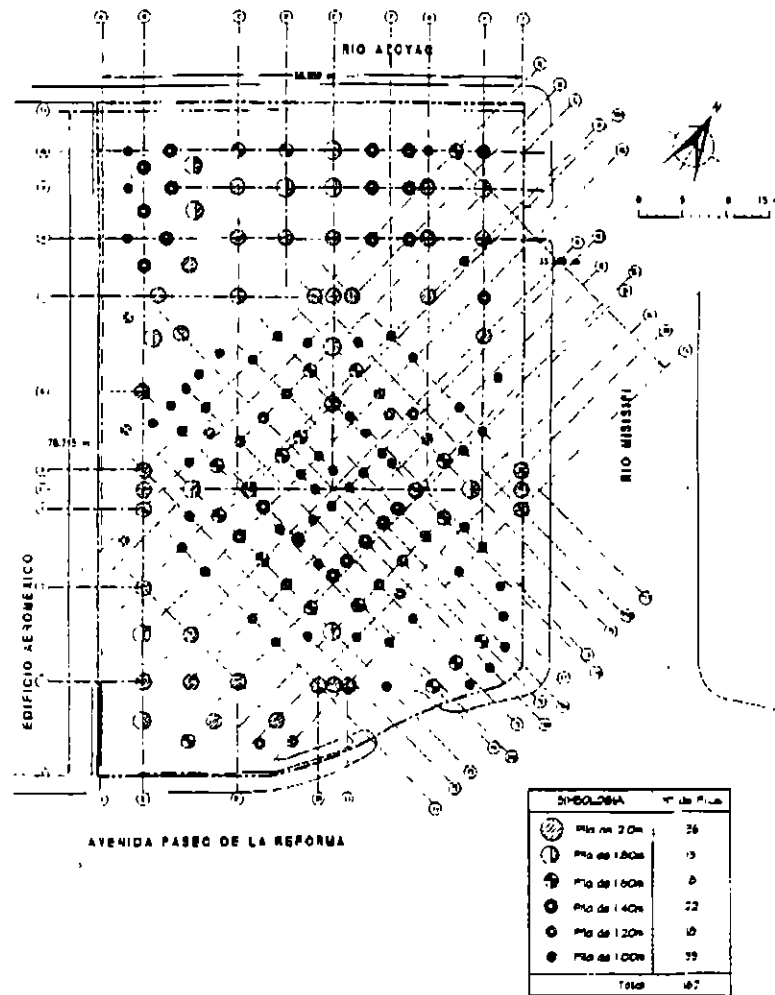


Fig 53. Distribución de pilas (Cortesía de Carlos E. Gutiérrez)

El amortiguamiento del edificio y de las pilas se supuso igual a 3%. El comportamiento de las pilas, cajón y estructura se supuso elástico lineal.

Las propiedades dinámicas del suelo de apoyo (módulo de rigidez y amortiguamiento) se modelaron siguiendo la metodología descrita en los incisos 4.4.4 y 4.4.5. Con estos procedimientos, los efectos no lineales inducidos por el paso de las ondas sísmicas y por la interacción suelo-estructura se incluyen directamente en los análisis dinámicos, por lo que los resultados reflejan estos efectos.

El procedimiento basado en el método de los elementos finitos presentado en el inciso 4.4.3 y descrito detalladamente en Romo et al (1981), permite analizar estructuras bidimensionales, aunque se puede hacer una aproximación tridimensional al permitir la disipación de energía generada por el fenómeno de interacción suelo-cimentación tanto en el plano de análisis como en su dirección ortogonal. Debido a que el análisis es plano, es preciso calcular la respuesta de la estructura en ambas direcciones considerando una rebanada con ancho igual a la dimensión (en planta) en la dirección perpendicular al plano de análisis. Sin embargo, debido a las características geométricas y de rigidez del edificio y su cimentación (cajón más pilas) resulta evidente que la dirección corta es más desfavorable ya que al ser más flexible su respuesta será mayor que la de la dirección larga. En este artículo sólo se presenta la respuesta del sistema suelo-estructura en dirección corta.

4.4 8 Espectros de Piso

El objetivo principal de los análisis de interacción es calcular los espectros de piso (espectros de interacción) para el análisis detallado del edificio. Por esta razón, la respuesta del sistema suelo-estructura se presenta en términos de espectros de interacción en la base de la torre (nivel del terreno). El resultado del análisis de interacción se muestra en la fig 54 en términos del espectro de aceleraciones de 5% de amortiguamiento. En la misma gráfica se incluye el espectro de campo libre (medio + una desviación estándar) correspondiente a la superficie del terreno.

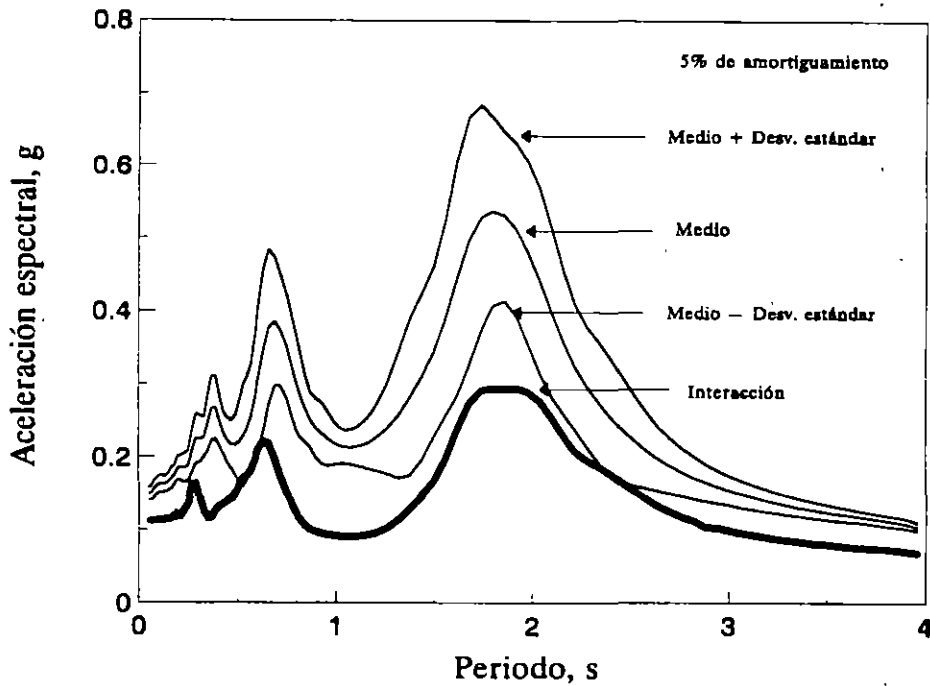


Fig 54. Efecto de la interacción en los movimientos superficiales

De la comparación mostrada en la fig 54, se desprende que el efecto de la interacción suelo-cimentación-edificio en los movimientos superficiales es menos significativo en el intervalo de periodos cortos. Las ordenadas del espectro de campo libre disminuyen hasta en un 50% por la presencia del sistema cimentación-edificio. Esta atenuación en principio parece demasiado alta; sin embargo, si se tiene en mente que la cimentación está compuesta por 162 pilas cuyos diámetros van desde 1.0m hasta 2.0m apoyadas en el material firme de los depósitos profundos, más un cajón desplantado a 23.0m de profundidad, confinados por un muro perimetral que se apoya en los depósitos profundos, resulta comprensible que una cimentación de tal rigidez y condiciones de apoyo no amplifique significativamente los movimientos sísmicos en los depósitos profundos. De hecho, existe evidencia experimental (ver fig 55) que muestra que efectivamente para el caso de cimentaciones profundas y rígidas, los movimientos en el terreno se atenúan significativamente (respecto a los de campo libre) y pueden ser (al menos en ciertos intervalos de periodo) semejantes o, incluso, menores a los de los depósitos profundos. En esta figura el espectro en la superficie del terreno se atenúa significativamente, por efecto de la interacción dinámica suelo-estructura, con respecto al espectro observado a 20m de profundidad (en arcilla blanda) y es semejante al espectro observado a 40m de profundidad (en los depósitos profundos).

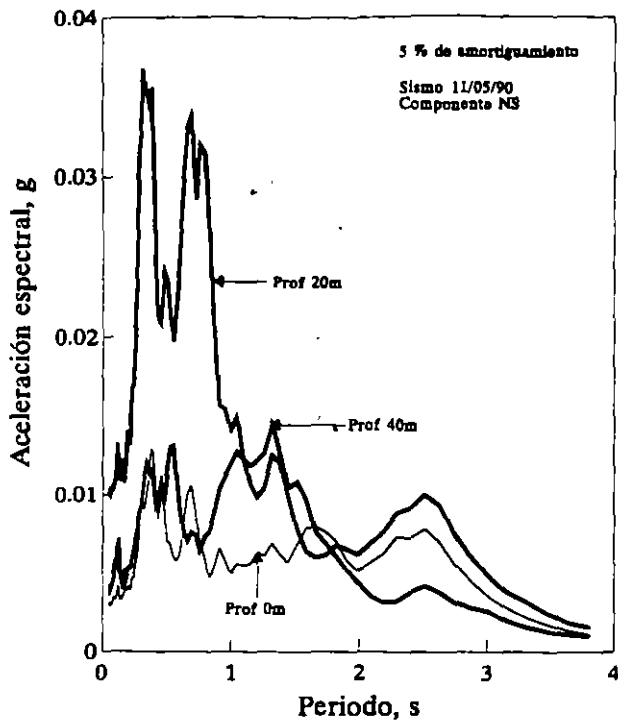


Fig 55. Efecto de la interacción y profundidad en los movimientos del terreno (mediciones bajo un edificio de la zona del lago)

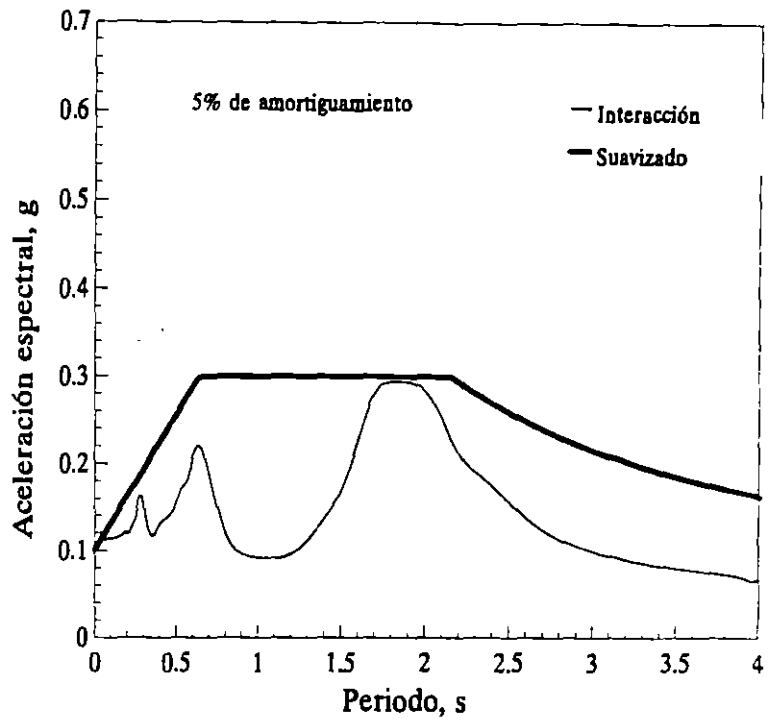


Fig 56. Espectros de interacción propuesto para el diseño del edificio

Con base en los resultados de interacción dinámica se definió el espectro suavizado de la fig 56 para el diseño del edificio. Este espectro se elaboró tomando en cuenta los lineamientos del Reglamento Construcciones del Distrito Federal, 1987 (RCDF 87) en el sentido de que el periodo T_a (inicio de la parte horizontal del espectro) es igual a $0.35T_s$, donde T_s es el periodo (inelástico) del depósito de suelo que es de 1.80s (ver fig 51), lo cual da $T_a = 0.64s$. El periodo T_b (fin de la parte horizontal del espectro) se obtuvo multiplicando el periodo T_s por 1.2 para tomar en cuenta las incertidumbres inherentes en la determinación del periodo natural de la torre y el (eventual) alargamiento de su periodo por el efecto de la interacción inercial. El valor de T_b resulta = 2.16s. La rama descendente se adoptó con una caída igual a la del espectro de la zona III consignado en el RCDF 87, el cual es proporcional a $1/T$. De esta manera se están incluyendo las incertidumbres que existen respecto a los diferentes mecanismos de falla estructurales que pueden generarse.

La representación analítica del espectro resultante es la siguiente:

$$S_a = 0.10 + \frac{0.2}{0.64} T \quad ; \quad \text{para } 0 \leq T \leq 0.64s$$

$$S_a = 0.30 \quad ; \quad \text{para } 0.64 < T \leq 2.16s$$

$$S_a = 0.30 \left(\frac{2.16}{T} \right) \quad ; \quad \text{para } 2.16 < T$$

Este espectro es elástico y para su uso (en el análisis estructural detallado del edificio) debe aplicarse en la base de la estructura, la que debe considerarse empotrada (base fija, el suelo debe excluirse) en su base (nivel de la superficie del terreno). El cabeceo del conjunto cimentación-edificio es despreciable debido a la

condición de apoyo (por punta) de las pilas en los depósitos profundos. Por esto, en este caso sólo debe considerarse el modo de vibración horizontal.

5. CONCLUSIONES

Se presenta un resumen de los estudios disponibles sobre zonificación geosísmica que se ha realizado en la República Mexicana. Las propuestas se basan tanto en observaciones de registros movimientos sísmicos, en donde se tienen, como en mediciones del periodo natural del terreno por medio de la técnica de microtemores. En algunos lugares esta información está complementada con estudios geotécnicos que proporcionan datos relevantes sobre las características estratigráficas de los depósitos de suelo. Esta información es de importancia básica en la definición del tipo de terreno. En este trabajo se propone clasificar el tipo de suelo de acuerdo con el periodo natural que se determine a partir de mediciones de vibración ambiental y estudios geotécnicos en el sitio. Un depósito de suelo se clasifica como suelo tipo III si su periodo natural excede 0.75s, como tipo II si su periodo está entre 0.15 y 0.75 y tipo I si es menor que 0.15s. A esta clasificación del tipo de suelo con base en periodos habrá que agregarle la capacidad que tiene el terreno para amplificar los movimientos sísmicos relativos a un terreno firme de referencia. Con base en la información recabada en este trabajo sobre efectos locales se propone la fig 57 como opción para zonificar geosísmicamente una región. En las ordenadas de esta figura se da la amplificación máxima del terreno y en las abscisas el periodo natural del suelo.

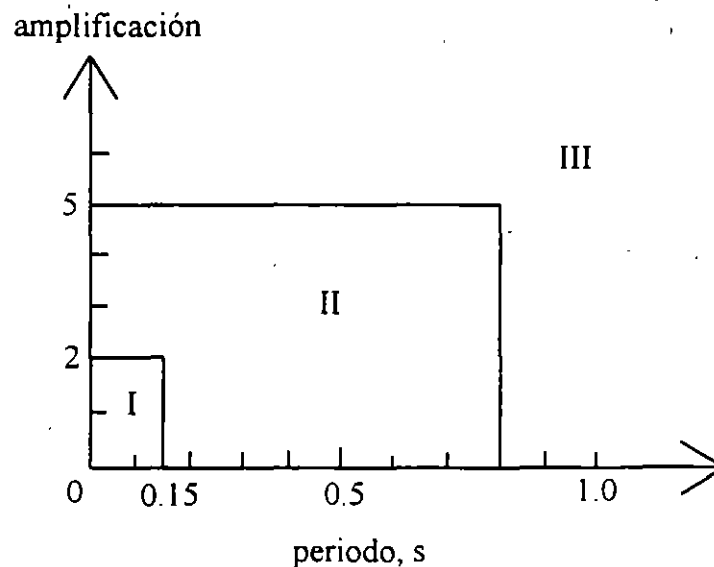


Fig 57. Propuesta para zonificar geosísmicamente una región

Se presenta la zonificación geosísmica de la República Mexicana en términos de cuatro niveles de intensidad, y se proporcionan los espectros de diseño (de campo libre) para cada una de ellas y los tres tipos de suelo. Este mismo tipo de información se incluye para la ciudad de México y para varias ciudades se dan los periodos naturales que permiten definir el tipo de suelo. Con estos datos es posible seleccionar el espectro de diseño correspondiente para prácticamente todo el territorio nacional. Debe notarse, sin embargo que la aplicación directa de esta metodología puede llevar a determinaciones del medio ambiente sísmico en un sitio específico, un tanto conservadoras debido a la poca información sobre las características de los movimientos sísmicos en muchas áreas del país.

Por tal motivo se recomienda que en los casos de obras civiles que así lo ameriten se realicen estudios específicos para evaluar los movimientos sísmicos de campo libre y, en su caso, de interacción. En este trabajo se discuten procedimientos para tales fines. Una alternativa, que se apega a los códigos de construcción vigentes en los diversos estados y el Distrito Federal, es considerar el espectro reglamentario especificado para terreno tipo I como representativo del medio ambiente sísmico de la zona bajo estudio.

Luego, evaluar los efectos de sitio utilizando procedimientos de análisis unidimensionales que consideren un tren de ondas compuesto por ondas sísmicas S, y que se basen en la teoría de vibraciones casuales y del valor extremo con el fin de que se utilice directamente como excitación del depósito de suelo el espectro reglamentario. En esta etapa de análisis deben incluirse las incertidumbres inherentes en la evaluación de las propiedades dinámicas de los suelos así como su respuesta ante sollicitaciones sísmicas. Cuando éstas son severas, se pueden inducir efectos no lineales significativos que afecten de manera importante los movimientos de campo libre. Los resultados de estos análisis usualmente se reportan en términos de un espectro medio y uno medio más una desviación estándar para varios amortiguamientos estructurales.

Para condiciones del suelo y de la estructura en que el efecto de la interacción entre ambos y la cimentación sea apreciable, conviene evaluar qué tanto afecta este fenómeno a los movimientos de campo libre. En este artículo se presenta un ejemplo que muestra que en el caso de suelos muy blandos, como el de la ciudad de México, las cimentaciones profundas pueden modificar significativamente los espectros de campo libre. El efecto de la interacción cinemática los atenúa notablemente debido a la fijación que se induce en el edificio y a la gran cantidad de energía que se disipa por radiación. En casos como el presentado en este trabajo, la cimentación profunda actúa como un disipador de energía colocado en la base de la estructura, lo cual apunta hacia la posibilidad de realizar diseños de cimentaciones acordes a las condiciones geosísmicas locales con base en estudios de interacción.

6. AGRADECIMIENTOS

Los autores hacen patente su agradecimiento a Arturo Paz y Roberto Soto por su valiosa participación en la edición de este artículo.

7. REFERENCIAS

- Afifi S S y Woods R D, 1971, Long-term pressures effects on shear modulus of soils, *Journal of Soil Mechanics and Foundation Engineering Division, ASCE*, Vol 97, SM10, pp 1445-1460
- Anderson D G y Richart F E Jr, 1976, Effects of straining on shear modulus of clays, *Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE*, Vol 102; GT9, pp 975-987
- Anderson D G y Stokoe K H II, 1978, Shear modulus: A time-dependent soil property, *Dynamic Geotechnical Testing, ASTM STP 654*, pp 66-90
- Aki K y Larner K L, 1970, Surface motion of a layered medium having an irregular interface due to incident plane SH waves, *J. Geophys. Res.* 75, 1921-1941
- Arias A, 1973, Earthquake intensity and smoothed earthquake spectra, *Proc. 5th World Conf. on Earthq. Engng.*, Roma
- Auvinet G, 1976, Información general acerca del subsuelo de 17 ciudades de México, Puebla, Pue., *Memorias de la VIII Reunión Nacional de Mecánica de Suelos, SMMS, Vol II*, pp 183-210
- Bárcena A y Romo M P, 1993, RADSH: Programa de computadora para analizar depósitos de suelos estratificados horizontalmente sujetos a excitaciones dinámicas aleatorias, *Informe Interno, Instituto de Ingeniería, UNAM, México, febrero*
- Cuanalo O, 1993, Estudio experimental de interfase arcilla-concreto, *Tesis de maestría, Facultad Ingeniería, UNAM, División de Estudios de Posgrado*
- Chávez-García F y Cuenca J, 1995, Site effects and microzonation, presentado para su posible publicación en *Earthquake Spectra*
- Chávez-García F J et al, 1995; Seismic microzonation of the city of Puebla, Mexico, *Proc. Third Intl. Conf. on Recent Advances in Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics, Vol II*, pp 545-548, April
- Chen J C, Lysmer J y Seed H B, 1981, Analysis of local variations in field seismic ground motion, *Report No UCB/EERC-81/03, University of California, Berkeley.*
- Dobry R and Vucetic M, Dynamic properties and seismic response of soft clay deposits, *Proceedings International Symposium on Geotechnical Engineering of Soft Soil*, 2, 49-85
- Esquivel R, 1976, Información general acerca del subsuelo de 17 ciudades de México, Jalapa, Ver., *Memorias de la VIII Reunión Nacional de Mecánica de Suelos, SMMS, Vol II*, pp 95-101, noviembre
- Esteva L y Ordaz M, 1989, Riesgo sísmico y espectros de diseño en la República Mexicana, *Informe Interno, Instituto de Ingeniería, UNAM*
- Gama G A, 1992, Propuesta de microzonificación sísmica para la ciudad de Chilpancingo, Guerrero, *Tesis de Maestría, Instituto Politécnico Nacional*

- Gutenberg B, 1957, Effects of ground on earthquake motion, Bull Seismological Society of America, Vol 47, pp 221-250
- Gutiérrez C et al, 1989, Registro de temblores pequeños y medición de microtemblores en Acapulco para microzonificación de la ciudad, VIII Congreso Nal. de Ing Sísmica, SMIS, Vol I, pp A41-A50
- Hardin B O y Black W L, 1968, Vibration modulus of normally consolidated clay, Journal of Soil Mechanics and Foundation Engineering Division, ASCE, Vol 94, SM2, pp 353-368
- Hardin B O y Drnevich V P, 1972, Shear modulus and damping in soil: design equations and curves, Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, Vol 98, GT7, pp 667-692
- Haskell, N A, 1960, Crustal reflection of plane SH waves, J. Geophys. Res. 65, 4147-4150
- Idriss I M, 1985, Evaluating seismic risk in engineering practice, Proc XI ICSMFE, Vol 1, pp 255-320
- Jara et al, 1993, Zonificación sísmica de la ciudad de Morelia, Michoacán, Memorias del X Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica, SMIS, pp 175-181
- Joyner W B y Boore D M, 1988, Measurement, characterization and prediction of strong ground motion, Proc. of the Conference Earthquake Engineering and Soil Dynamics II, ASCE, pp 43-102, June
- Kelleher J, Skyes L y Oliver J, 1973, Possible criteria for predicting earthquake locations and their application to major plate boundaries of the Pacific and the Caribbean, J. Geophysics Research, 78 (4), pp-2547-2585 (citado por Esteva y Ordaz, 1989)
- Lermo J et al, 1989, Estimación de periodos dominantes y amplificación relativa del suelo en la zona urbana de Colima, Memorias del VIII Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica, SMIS, Vol I, pp A51-A61.
- Lermo J et al, 1989, Estudio del periodo dominante del suelo en la zona urbana de Ciudad Guzmán, Jal., Memorias del VIII Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica, SMIS, Vol I, pp A87-A96
- Lermo J y Chávez-García F, 1994, Are microtremors useful in site response evaluation?, Bulletin of the Seismological Soc. of America, vol 84, No 5, 1350-1364
- Lermo et al, 1995a, Efectos de sitio en la ciudad de Jalapa, México. Microzonificación sísmica preliminar, Memorias del XX Congreso Nacional de la Academia Nacional de Ingeniería, julio, en prensa
- Lermo J et al, 1995b, Efectos de sitio en el Puerto de Veracruz, México. Microzonificación sísmica preliminar, Memorias del XX Congreso Nacional de la Academia Nacional de Ingeniería, julio, en prensa
- Lysmer J y Drake L A, 1992, A finite element method for seismology, Methods in Computational Physics, Vol II, Cap. 4, pp 181-216, Academic Press
- Mooser F, 1990, Estratigrafía y estructuras del Valle de México, Memorias del Simposio El Subsuelo de la Cuenca del Valle de México y su Relación con la Ingeniería de Cimentaciones a Cinco Años del Sismo, SMMS, pp 29-36

- Nakamura Y, 1989, A method for dynamic characteristics estimation of subsurface using microtremor on the ground surface, QRT of RTRI, vol 30, No 1, 25-33
- Ordaz M y Singh S K, 1992, Source spectra and spectral attenuation of seismic waves from Mexican earthquakes and evidence of amplification in the hill zone of México City; Bull. Seism. Soc. Am., 82, pp 24-43
- Ovando E, Jurado T, Méndez E y Camacho L, 1989, Recopilación y análisis de datos geotécnicos de Acapulco, Informe Técnico, Fundación Javier Barros Sierra, México
- Ovando E y Romo M P, 1990, Direcciones principales de movimiento en la ciudad de México, Informe Interno, Instituto de Ingeniería, UNAM
- Ovando E y Romo M P, 1991, Estimación de la velocidad de ondas S en la arcilla de la ciudad de México con ensayos de cono, Sismodinámica, 2, pp 107-123
- Ovando E y Romo M P, 1992, Geotechnical aspects for the microzonation of Acapulco, Memorias X Conferencia Mundial de Ingeniería Sísmica, Madrid, 6179-6185
- Ovando E, Romo M P y Díaz L, 1993, Ground movements in Mexico City during recent earthquakes; Proc., Third International Conference on Case Histories in Geotechnical Engineering, St. Louis, Mo., vol III, 1769-1775
- Ovando E, Contreras R y Sámano A, 1995, Seismic cone-test in Mexico City, Memorias, X Congreso Panamericano de Mecánica de Suelos e Ingeniería de Cimentaciones, Guadalajara, México (en prensa)
- Reid H F, 1910, The California earthquake of April 18, 1906, The Mechanics of the Earthquake, Vol 2, Report of the State Earthquake Investigation Commission, Carnegie Institute of Washington, Publication 87, Washington D C. (cited by Shearer and Orcutt)
- Romo M P, 1976, Soil-structure interaction in a random seismic environment, PhD dissertation, University of California, Berkeley
- Romo M P et al et al, 1981, PLUSH: A computer program for probabilistic finite element analysis of seismic soil-structure interaction, Report No UCB/EERC 77-1, University of California, Berkeley
- Romo M P y Jaime A, 1986, Características dinámicas de arcillas del valle de México y respuesta sísmica del suelo, Informe del Instituto de Ingeniería, UNAM, al DDF, abril
- Romo M P, 1987, Foundation engineering in Mexico City: Seismic aspects, Proceedings International Symposium on Geotechnical Engineering of Soft Soils, 2, 213-224, ciudad de México
- Romo M P y Seed H B, 1987, Analytical modelling of dynamic soil response in the Mexico Earthquake of Sept. 19, 1985, Proc. of the Intl. Conf. The Mexico Earthquakes-1985, ASCE, pp 148-162
- Romo M P, Jaime A y Taboada V, 1988, Comportamiento cíclico de arcilla normalmente consolidada de la ciudad de México, Informe Interno, Instituto de Ingeniería, UNAM, México

- Romo M P, 1990, Determinación de espectros de respuesta específicos para Acapulco, Gro., Informe Instituto de Ingeniería, UNAM, al Gobierno del Estado de Guerrero, marzo
- Romo M P, 1991, Comportamiento dinámico de la arcilla de la ciudad de México y sus repercusiones en la ingeniería de cimentaciones, *Sismodinámica*, 2, pp 125-143
- Romo M P y Bárcena A, 1992, Análisis de interacción dinámica suelo-estructura en la ciudad de México, Informe Instituto de Ingeniería, UNAM, al DDF, noviembre
- Romo M P y Ovando E, 1994, Comportamiento dinámico y estático de los suelos de los proyectos Alameda y Torre Chapultepec, Informe Instituto de Ingeniería, UNAM, a Reichmann Internacional, junio
- Romo M P y Ovando E, 1995, A model for the dynamic behavior of a Mexican marine clay, *Memorias, X Congreso Panamericano de Mecánica de Suelos e Ingeniería de Cimentaciones*, Guadalajara, México (en prensa)
- Rosenblueth E, 1952, Teoría del diseño sísmico sobre mantos blandos, *Ediciones ICA, Serie B*, 14, pp 3-12, México
- Rosenblueth E, 1987, Modelos probabilísticos de la ocurrencia de temblores, *Memorias del Simposio Generación, Propagación y Efectos de Temblores*, SMMS, SMIS, SMF, UGM, abril
- Rosenblueth E, Ordaz M, Sánchez-Sesma F y Singh S K, 1989, Design spectra for Mexico's Federal District, *Earthquake Spectra*, 5, No 1, pp 273-291
- Rosenblueth E y Ovando E, 1991, Geotechnical lessons from Mexico City and other recent earthquakes, *Proc. Second Int. Conf. on Recent Advances in Geotech. Earth. Engng. and Soil Dynamics*, vol II, 1799-1811, Univ. of Missouri, Rolla
- Sánchez-Sesma F J, 1995, The computation of site effects during strong ground motion, in *Computer Analysis and Design of Earthquake Resistant Structures*, editado por D. E. Beskos, en preparación.
- Seed H B y Sun J I, 1989, Implications of site effects in the Mexico City earthquake of Sept. 19, 1995 for earthquake-resistant design criteria in the San Francisco Bay area of California, *Report No UCB/EERC-89/03*, march
- Singh S K, Bazán E y Esteva L, 1980, Expected earthquake magnitude at a fault, *Bull. Seism. Soc Am*, 70, pp 903-914
- Singh S K y Ordaz M, 1990, Sismicidad y movimientos fuertes en México: Una visión actual, Informe CENAPRED, noviembre
- Singh S K et al, 1993, Efectos de sitio en la zona de terreno firme del valle de México, *Mems X Conf Nacional de Ingeniería Sísmica, SMIS*, pp 119-124
- SMIS, 1993, Base Nacional de Datos de Sismos Fuertes. Catálogo de Estaciones Acelerográficas 1960-1992, Sociedad Mexicana de Ingeniería Sísmica

- Suárez G, 1991, El sismo de Jalapa del 3 de enero de 1920, Revista de Ingeniería Sísmica, SMIS, 42, pp 3-15
- Technical Committee for Earthquake Geotechnical Engineering, 1993, Manual for zonation on seismic geotechnical hazards, Japanese Society of Soil Mechanics and Foundation Engineering, December
- Thomson W T, 1950, Transmission of elastic waves through a stratified solid medium, J. Appl. Phys. 21, 89-93