

## INTERACCIÓN SUELO-ESTRUCTURA: CONCEPTOS DE DISEÑO\*

*Javier Avilés*<sup>1</sup>

### RESUMEN

Se hace una revisión del problema de interacción dinámica suelo-estructura. Los principales efectos, tanto inerciales como cinemáticos, son identificados y evaluados para condiciones de interacción que usualmente se encuentran en la práctica. Se presentan información y conceptos que son útiles para tener en cuenta los efectos de interacción en el diseño. Estos conceptos son utilizados en la formulación de recomendaciones de diseño sísmico para estructuras de edificios, cuya aplicación se ilustra para el caso del valle de México.

### 1. INTRODUCCIÓN

En el diseño sísmico de estructuras masivas o de construcciones convencionales desplantadas en sitios de terreno blando, la interacción dinámica entre el suelo y la estructura adquiere relevancia significativa. Este fenómeno 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 las propiedades dinámicas de la estructura así como las características del movimiento del terreno en la vecindad de la cimentación.

Si la excitación sísmica en la base de la estructura se considera igual al movimiento de campo libre, es decir el movimiento que se tendría en el suelo en ausencia de la estructura, el efecto de interacción que se presenta es el resultado sólo de la inercia y elasticidad de la estructura y el suelo. Este efecto se conoce como *interacción inercial* y depende básicamente de las propiedades dinámicas del sistema suelo-estructura. El análisis completo de interacción requiere, sin embargo, incorporar un efecto adicional producido por el paso de las ondas sísmicas, que es particularmente importante para cimentaciones enterradas. Este efecto se origina porque la rigidez de la cimentación le impide ajustarse a las deformaciones del suelo causadas por el movimiento de campo libre, apareciendo un fenómeno de difracción de ondas que modifica el movimiento del suelo en la proximidad del cimiento. La superposición de las ondas incidentes y reflejadas por la superficie del terreno, campo libre, con las ondas difractadas por el cimiento al ignorar la presencia de la estructura da como resultado el movimiento efectivo de la cimentación. Este efecto se

---

\* Conferencia Plenaria, XII Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica, Morelia, Michoacán, 1999

1. Instituto Mexicano de Tecnología del Agua, Jiutepec 62550, Morelos

conoce como *interacción cinemática* y depende fundamentalmente de la geometría de la cimentación, la estratigrafía del subsuelo y la naturaleza de la excitación sísmica.

Como se ve, los efectos de la interacción entre el suelo y la estructura es posible descomponerlos en inerciales y cinemáticos (Whitman y Bielak, 1980). El alargamiento del periodo fundamental, el incremento o la reducción del amortiguamiento y la modificación de la ductilidad de la estructura, con respecto a los valores que tendría en su condición de base rígida, son producto de la interacción inercial. Los resultados de la interacción cinemática son la reducción de los componentes de traslación de la cimentación por el efecto promediador de ésta, el cabeceo y la torsión de la cimentación inducidos también por su efecto promediador, así como el filtrado de los componentes de alta frecuencia de la excitación sísmica.

En general es conservador efectuar sólo el análisis de interacción inercial, siempre que los efectos de sitio sean considerados en la determinación de la excitación sísmica de campo libre, la cual suele asignarse como el movimiento de entrada de la cimentación. Aunque esta excitación no tiene componentes de rotación, con frecuencia es más desfavorable que el movimiento efectivo que se obtiene de un análisis de interacción cinemática.

Es sabido que el periodo fundamental de la estructura interactuando con el suelo siempre se incrementa, porque el sistema acoplado tiene una flexibilidad mayor que la de la estructura supuesta con base rígida (Jennings y Bielak, 1973; Veletsos y Meek, 1974). También se sabe que el amortiguamiento del sistema acoplado generalmente se incrementa, porque existe una disipación adicional de energía producto de los amortiguamientos material y geométrico del suelo (Jennings y Bielak, 1973; Veletsos y Meek, 1974). En vista de que la interacción suelo-estructura reduce la efectividad del amortiguamiento estructural, es posible que el amortiguamiento efectivo del sistema llegue a ser menor que el amortiguamiento de la estructura con base rígida, a menos que esta reducción sea compensada por el incremento debido al amortiguamiento del suelo (Avilés y Pérez-Rocha, 1996).

Aún no se han desarrollado criterios prácticos confiables para evaluar el incremento o la reducción en las demandas de ductilidad de sistemas suelo-estructura con respecto a los valores que se tendrían para la estructura supuesta con base rígida. En consecuencia, actualmente no es posible determinar con sencillez la resistencia de fluencia de un sistema acoplado que, ante una excitación dada, se requiere para limitar la demanda de ductilidad a una ductilidad disponible especificada. Solamente se ha mostrado que la ductilidad nominal del sistema acoplado se reduce, según se infiere del comportamiento de una estructura elastoplástica de un grado de libertad, cuya ductilidad es función decreciente del alargamiento del periodo por interacción (Rosenblueth y Reséndiz, 1988; Pérez-Rocha y Avilés, 1996).

Los principales efectos de interacción, expresados por la modificación del periodo fundamental, el amortiguamiento y la ductilidad, conducen a respuestas de la estructura

mayores o menores que las que sufriría en su condición de base rígida, dependiendo de la posición del periodo resonante del espectro de respuesta y los niveles de amortiguamiento y ductilidad. Usualmente, los criterios de diseño adoptados en reglamentos sísmicos consideran los efectos de interacción sólo en el periodo y amortiguamiento. A pesar de que pueden introducirse 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.

Las recomendaciones sísmicas vigentes en nuestro país para tener en cuenta los efectos de interacción son aún muy limitadas. En las NTCDS-RCDF (1995) se considera la influencia de la interacción inercial sólo en el periodo fundamental, mientras que en el MDS-CFE (1993) se hace tanto en el periodo como en el amortiguamiento del modo fundamental. Sin embargo, en ninguna de las dos normas se especifican criterios para incluir los efectos inerciales en la ductilidad estructural, ni para considerar la influencia de la interacción cinemática en la respuesta espectral.

## 2. MÉTODOS DE ANÁLISIS

Las ecuaciones que gobiernan la interacción suelo-estructura pueden resolverse en el dominio de la frecuencia, usando la técnica de la transformada de Fourier, o bien directamente en el dominio del tiempo. Los análisis en el tiempo pueden ser muy elaborados para aplicaciones prácticas, por lo que con fines de diseño suelen preferirse los análisis en la frecuencia. Aún en este caso la solución de las ecuaciones de movimiento es complicada, porque los términos de amortiguamiento del suelo son de tal forma que el sistema acoplado posee modos no clásicos de vibración. Estos modos naturales no necesariamente existen en el dominio real, sino en el complejo. Aunado a ello, las rigideces dinámicas de la cimentación son con rigor función de la frecuencia de excitación, por lo que los modos y frecuencias naturales del sistema acoplado no pueden tratarse como un problema estándar de valores característicos.

En forma general, los métodos de análisis en el dominio de la frecuencia pueden agruparse en directos y de superposición. En los métodos directos, el sistema suelo-estructura completo se analiza ante excitación armónica en un punto de control localizado en la superficie del terreno o bien en la roca basal subyacente. Así se obtiene la función de transferencia del sistema acoplado, que en combinación con la síntesis de Fourier permite determinar la respuesta estructural ante excitación sísmica. En los métodos de superposición el sistema suelo-estructura se descompone en dos sistemas independientes (Kausel y Roesset, 1974; Kausel *et al*, 1978): uno para la interacción cinemática, definido por el sistema supuesto sin masa y sujeto a la excitación sísmica; y otro para la interacción inercial, definido por el sistema real sometido a las fuerzas de inercia que resultan de considerar la aceleración cinemática.

Los métodos de superposición resultan atractivos porque los efectos cinemáticos e inerciales se analizan por separado, lo que permite seleccionar diferentes modelos para su

evaluación. De esta manera, cada aspecto del problema puede resolverse con técnicas continuas o discretas, soluciones exactas o aproximadas, etc. Por tratarse de procedimientos basados en el principio de superposición, las soluciones están restringidas aparentemente a modelos elástico-lineales. No obstante, una forma práctica de tener en cuenta aproximadamente el comportamiento no lineal del suelo consiste en estimar valores equivalentes de sus propiedades mecánicas que sean compatibles con las deformaciones causadas por el movimiento del terreno de campo libre; las no-linealidades adicionales producidas por el movimiento de la estructura pueden despreciarse, ya que la mayor parte del comportamiento inelástico del suelo se debe al movimiento sísmico mismo y no a la interacción suelo-estructura. Además, como el comportamiento mecánico de la estructura interviene sólo en la interacción inercial, pueden emplearse modelos no lineales para evaluar su respuesta a pesar del principio de superposición.

### 2.1 Teorema de superposición

El principio de superposición para la solución de la interacción suelo-estructura establece que la interacción total es la suma de la interacción cinemática más la interacción inercial, como se muestra esquemáticamente en la fig. 1. Para demostrarlo, supóngase que la ecuación general de movimiento del sistema acoplado está dada en notación matricial por

$$\mathbf{M}_s \ddot{\mathbf{U}}_s + \mathbf{C}_s \dot{\mathbf{U}}_s + \mathbf{K}_s \mathbf{U}_s = -\mathbf{M}_s \ddot{\mathbf{U}}_g \quad (1)$$

donde  $\mathbf{M}_s$ ,  $\mathbf{C}_s$  y  $\mathbf{K}_s$  son las matrices del sistema de masa, amortiguamiento y rigidez, respectivamente,  $\mathbf{U}_s$  es el vector de desplazamientos relativos del sistema y  $\mathbf{U}_g$  el vector de desplazamientos del terreno en un punto de control arbitrario.



Fig 1. Teorema de superposición de la interacción suelo-estructura



Esta ecuación es posible descomponerla en dos ecuaciones equivalentes, que en notación matricial resultan ser

$$\mathbf{M}_c \ddot{\mathbf{U}}_c + \mathbf{C}_s \dot{\mathbf{U}}_c + \mathbf{K}_s \mathbf{U}_c = -\mathbf{M}_s \ddot{\mathbf{U}}_g \quad (2)$$

$$\mathbf{M}_s \ddot{\mathbf{U}}_i + \mathbf{C}_s \dot{\mathbf{U}}_i + \mathbf{K}_s \mathbf{U}_i = -\mathbf{M}_i \ddot{\mathbf{U}}_c \quad (3)$$

donde  $\mathbf{U}_s = \mathbf{U}_c + \mathbf{U}_i$  y  $\mathbf{M}_s = \mathbf{M}_c + \mathbf{M}_i$ ; el valor de  $\mathbf{M}_c$  excluye la masa de la estructura, mientras que el de  $\mathbf{M}_i$  excluye la masa del suelo. Sumando las ecs. 2 y 3 se obtiene la ec. 1, con lo que se prueba la equivalencia entre ellas.

El movimiento  $\mathbf{U}_c$  representa la interacción cinemática que resulta de aplicar la excitación sísmica al sistema suelo-estructura suponiendo que la estructura carece de masa, lo que implica que no se generen fuerzas de inercia en ella. Si la cimentación se supone completamente rígida, lo cual generalmente es válido para fines prácticos, las distorsiones provocadas por la variación espacial del movimiento del terreno alrededor de ella no pueden ocurrir, razón por la que no se transmiten deformaciones a la estructura que se mueve entonces como cuerpo rígido. Por consiguiente, para determinar la interacción cinemática no se requiere de la estructura misma, sino solamente de la cimentación rígida carente de masa.

En tanto que el movimiento  $\mathbf{U}_i$  representa la interacción inercial que resulta de cargar solamente la estructura con las fuerzas de inercia definidas por la masa de la estructura y la aceleración debida a la interacción cinemática. Es evidente que los desplazamientos y esfuerzos totales del sistema suelo-estructura se obtienen al sumar los calculados en las dos etapas de interacción.

## 2.2 Solución en tres pasos

El término de carga de la ec. 3 tiene componentes no nulos sólo en los grados de libertad de la estructura, puesto que en  $\mathbf{M}_i$  se excluye la masa del suelo. Entonces, si el problema de interacción se formula en el dominio de la frecuencia, pueden eliminarse los grados de libertad del suelo mediante condensación dinámica. De esta forma, es posible sustituir al suelo por funciones de impedancia para cada uno de los grados de libertad de la cimentación. Por tanto, la solución total para el caso de cimentaciones rígidas puede descomponerse en tres pasos, los cuales se muestran esquemáticamente en la fig. 2 y consisten en lo siguiente:

1. *Interacción cinemática*: Determinación del movimiento de la cimentación rígida sin masa generado por la excitación sísmica. En general, este movimiento efectivo consta tanto de traslaciones como de rotaciones, aun si la cimentación no se encuentra enterrada. Sólo para cimentaciones superficiales sujetas a ondas planas con incidencia vertical, el movimiento de la cimentación es idéntico al de campo libre.

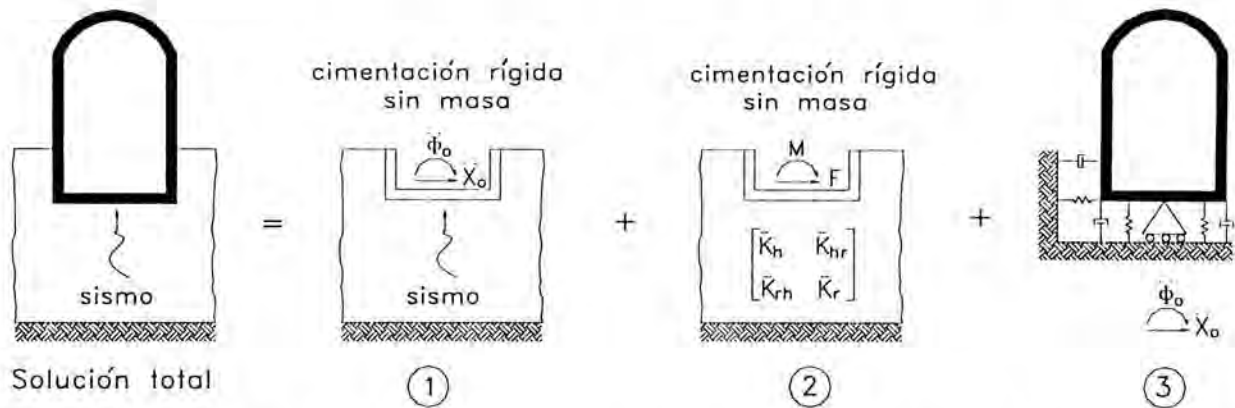


Fig 2. Solución en tres pasos de la interacción suelo-estructura

2. *Funciones de impedancia:* Cálculo de las rigideces dinámicas de la cimentación rígida sin masa, las cuales se definen mediante las fuerzas y los momentos necesarios para producir desplazamientos y rotaciones armónicos unitarios en la cimentación, respectivamente. Las funciones de impedancia son dependientes de la frecuencia de la excitación y representan los resortes y amortiguadores equivalentes del suelo.
3. *Interacción inercial:* Determinación de la respuesta de la estructura real apoyada sobre los resortes y amortiguadores sustitutos del suelo calculados en el paso 2 y sometida en su base al movimiento efectivo calculado en el paso 1. Para ello se recurre al método de la respuesta compleja en la frecuencia, con lo que se obtiene la función de transferencia del sistema.

### 3. INTERACCIÓN CINEMÁTICA

Para la mayoría de las estructuras convencionales resulta conservador efectuar sólo el análisis de interacción inercial. No obstante, para algunas estructuras como las muy rígidas, poco esbeltas y de grandes dimensiones en planta se requiere incluir el análisis de interacción cinemática, a fin de predecir la respuesta estructural con mayor precisión.

La interacción cinemática consiste esencialmente en determinar la excitación efectiva de la cimentación provocada por el movimiento sísmico. Tal excitación representa el movimiento de entrada del cimiento que resulta de superponer el campo libre con el campo difractado por la cimentación supuesta carente de masa y perfectamente rígida. Este es en realidad un movimiento ficticio, puesto que se obtiene ignorando la presencia de la estructura. Para calcularlo es necesario resolver un problema de difracción de ondas que depende de las características del cimiento y el subsuelo, así como del ángulo de incidencia y el tipo de ondas sísmicas.

Como resultado de la interacción cinemática se modifica el movimiento de campo libre, dando lugar a una excitación efectiva de la cimentación compuesta tanto de traslaciones como de rotaciones. En general, las traslaciones sufren reducciones debido a que la variación espacial del movimiento del terreno alrededor de la cimentación es promediada como consecuencia de su gran rigidez. Las rotaciones aparecen por la misma razón, puesto que la cimentación al no poder deformarse para seguir los desplazamientos diferenciales del suelo en contacto tiende a girar. Aunado a estos efectos se presenta un filtrado o eliminación de los componentes de alta frecuencia del movimiento del terreno. Solamente para cimentaciones apoyadas sobre la superficie del terreno y sujetas a ondas planas que se propagan verticalmente no ocurre la difracción de ondas por la cimentación, por lo que la excitación efectiva se reduce al movimiento de campo libre.

### 3.2 Método de Iguchi

Para el análisis riguroso de interacción cinemática normalmente se recurre al uso de métodos de elementos finitos o elementos de frontera los cuales consumen, en general, formidables recursos de cálculo. No obstante, en aplicaciones prácticas la interacción cinemática puede evaluarse utilizando soluciones aproximadas que sean suficientemente eficientes. Iguchi (1984) ha desarrollado un procedimiento que destaca por ser extraordinariamente sencillo y a la vez muy preciso. Según este método, la excitación efectiva del cimienta se obtiene simplemente mediante un promedio pesado de los desplazamientos y esfuerzos de campo libre en la interfaz entre la cimentación y el suelo. En efecto, el movimiento de entrada del cimienta medido en un punto de referencia arbitrario  $(x_o, y_o, z_o)$  se estima como

$$\mathbf{U}_o = \mathbf{H}^{-1} \iint \mathbf{A}^T \mathbf{U}_g dS + \mathbf{K}^{-1} \iint \mathbf{A}^T \mathbf{T}_g dS \quad (4)$$

donde:

$$\mathbf{H} = \iint \mathbf{A}^T \mathbf{A} dS \quad (5)$$

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & z - z_o & y_o - y \\ 0 & 1 & 0 & z_o - z & 0 & x - x_o \\ 0 & 0 & 1 & y - y_o & x_o - x & 0 \end{bmatrix} \quad (6)$$

Los vectores  $\mathbf{U}_g$  y  $\mathbf{T}_g$  representan los desplazamientos y esfuerzos de campo libre, respectivamente, en la superficie de contacto  $S$  entre la cimentación y el suelo. El movimiento de cualquier punto  $(x, y, z)$  en la frontera  $S$  se obtiene mediante el producto de la matriz de transformación  $\mathbf{A}$  por el vector  $\mathbf{U}_o$ . Las integrales de las ecs. 4 y 5 se extienden a lo largo de la frontera  $S$ . Puede notarse que el segundo término del lado derecho de la ec. 4 es nulo para cimentaciones superficiales, ya que la superficie del terreno está libre de esfuerzos.

Resulta evidente que para el cálculo de la excitación efectiva del cimiento es suficiente conocer la geometría de la cimentación, las impedancias del suelo y el movimiento de campo libre. Las funciones de impedancia aquí utilizadas son las reportadas en forma de tablas por Mita y Luco (1989). Con ellas se han determinado aplicando el método de Iguchi los movimientos de entrada de una cimentación cuadrada enterrada en un semiespacio viscoelástico ante la incidencia oblicua de ondas  $SV$ ,  $P$  y ondas superficiales de Rayleigh, propagándose paralelamente a uno de los lados de la cimentación.

Las figs. 3-5 muestran resultados para relaciones de enterramiento  $D/L = 0.5$  y  $1.5$ , siendo  $D$  la profundidad de desplante y  $L$  el semiancho de la cimentación; se consideró la fracción de amortiguamiento  $\xi = 0.05$  y la relación de Poisson  $\nu = 1/3$  para el suelo. Las curvas indican la variación de las funciones de transferencia  $X_o/X_g$  y  $L\Phi_o/X_g$  con la frecuencia adimensional  $\eta = \omega L/\beta$ , donde  $\beta$  es la velocidad de ondas de cortante del suelo,  $X_o$  y  $\Phi_o$  son respectivamente los componentes de traslación horizontal y cabeceo del movimiento efectivo de la cimentación y  $X_g$  es el movimiento horizontal de campo libre en la superficie del terreno. Si bien la interacción cinemática reduce significativamente el desplazamiento lateral de la cimentación, también genera un cabeceo considerable de la misma. Estos efectos son más pronunciados para ondas de Rayleigh y ondas  $SV$  con ángulo de incidencia mayor que el crítico ( $\gamma = 30^\circ$ ), sobre todo en el cabeceo inducido. En la práctica usualmente se ignora la naturaleza de la excitación sísmica en los análisis de interacción. Es indudable, sin embargo, que el movimiento de entrada de la cimentación depende claramente del ángulo de incidencia y el tipo de excitación.

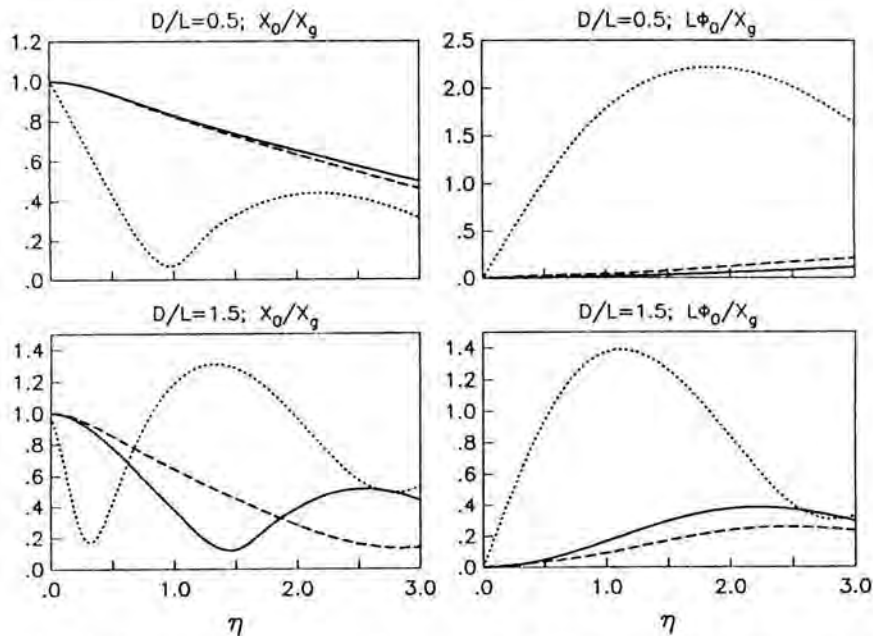


Fig 3. Amplitud de los movimientos efectivos de la cimentación para ondas  $SV$  con incidencia respecto a la vertical  $\gamma = 0^\circ$  (—),  $30^\circ$  (---) y  $60^\circ$  (.....)



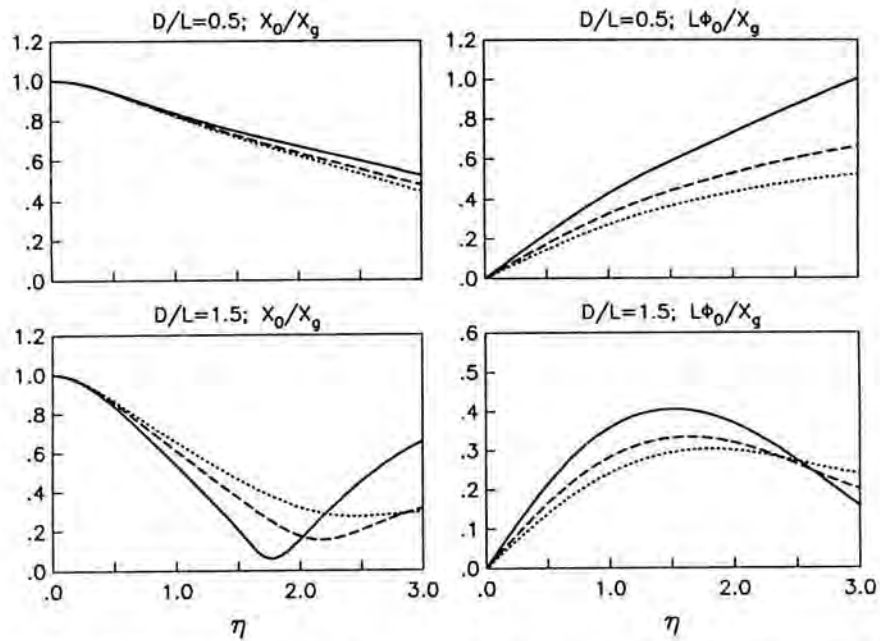


Fig 4. Amplitud de los movimientos efectivos de la cimentación para ondas  $P$  con incidencia respecto a la vertical  $\gamma = 30^\circ$  (—),  $60^\circ$  (---) y  $90^\circ$  (.....)

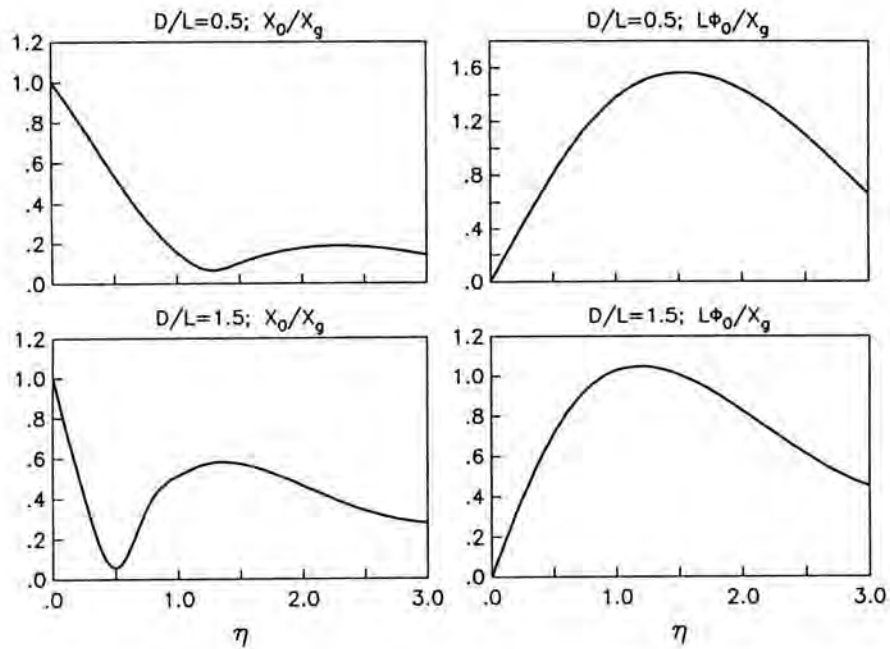


Fig 5. Amplitud de los movimientos efectivos de la cimentación para incidencia de ondas superficiales de Rayleigh

#### 4. FUNCIONES DE IMPEDANCIA

En el pasado los efectos de interacción se tomaban en cuenta reemplazando al suelo por resortes y amortiguadores constantes, los cuales se calculaban para cimentaciones idealizadas como discos superficiales apoyados sobre suelo uniforme. Este criterio ha evolucionado notablemente. El estado actual del conocimiento permite analizar la interacción suelo-estructura de una forma más realista usando el concepto de rigideces dinámicas o funciones de impedancia. Efectivamente, las técnicas actuales sustituyen al suelo por resortes y amortiguadores dependientes de la frecuencia de excitación, teniendo en cuenta aspectos como la profundidad de desplante de la cimentación y el perfil estratigráfico del subsuelo, los cuales influyen significativamente en el fenómeno de interacción entre el suelo y la estructura.

Las también llamadas funciones de rigidez del suelo se definen como la relación en estado estacionario entre la fuerza (momento) excitadora 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, los amortiguamientos material y geométrico del suelo. Físicamente representan los resortes y amortiguadores equivalentes del suelo de soporte.

Usualmente, la rigidez dinámica suele expresarse mediante una función compleja dependiente de la frecuencia de excitación, de la forma (Gazetas, 1983)

$$\tilde{K}_m = K_m^o [k_m(\eta) + i\eta c_m(\eta)](1 + i2\xi) \quad (7)$$

donde  $m$  indica el modo de vibración de la cimentación, que puede ser de traslación o rotación;  $K_m^o$  es la rigidez estática mientras que  $k_m$  y  $c_m$  son los coeficientes de impedancia dependientes de la frecuencia adimensional  $\eta$ . El factor complejo  $(1 + i2\xi)$  intenta aislar el efecto del amortiguamiento material del suelo,  $\xi$ , en los coeficientes de rigidez y amortiguamiento.

Por otra parte, si  $K_m$  representa el resorte y  $C_m$  el amortiguador equivalentes del suelo, la función de impedancia se define alternativamente mediante la expresión compleja

$$\tilde{K}_m = K_m(\omega) + i\omega C_m(\omega) \quad (8)$$

Igualando las partes real e imaginaria de las ecs. 7 y 8 se encuentran las relaciones entre el resorte y amortiguador con los coeficientes de impedancia, que resultan ser

$$K_m = K_m^o (k_m - 2\xi\eta c_m) \quad (9)$$

$$C_m = K_m^a (\eta c_m + 2\xi k_m) / \omega \quad (10)$$

El término  $K_m$  representa un resorte lineal que expresa tanto la rigidez como la inercia del suelo; la dependencia de la frecuencia se debe a la influencia que ésta tiene en la inercia, ya que la rigidez del suelo es esencialmente independiente de la frecuencia. En tanto que el término  $C_m$  representa un amortiguador viscoso que expresa los amortiguamientos material y geométrico del suelo; el primero es prácticamente independiente de la frecuencia y se debe a comportamiento histerético, mientras que el segundo es dependiente de la frecuencia y se debe a la radiación de ondas.

El cálculo de funciones de impedancia implica la solución de un problema de valores de frontera mixto, utilizando la teoría de propagación de ondas. Los desplazamientos en la interfaz entre el suelo y la cimentación están prescritos por movimientos armónicos unitarios de esta última, mientras que los esfuerzos en la superficie del terreno son nulos. Las soluciones analíticas que se han publicado están orientadas principalmente a la obtención de las rigideces estáticas, pero no de los coeficientes de impedancia, por lo que es necesario acudir a la aplicación de métodos numéricos. Tassoulas y Kausel (1983) han desarrollado un eficiente método de elementos finitos para cimentaciones axisimétricas enterradas en depósitos de suelo estratificado horizontalmente. La principal ventaja de este método radica en el uso de hiperelementos que se discretizan sólo en la dirección vertical, así como de fronteras transmisoras consistentes que reproducen rigurosamente el comportamiento físico del medio infinito.

Aplicando éste método se ha elaborado una base de datos (Avilés y Pérez-Rocha, 1992) para las rigideces estáticas y los coeficientes de impedancia de cimentaciones circulares enterradas en un estrato de suelo viscoelástico con base rígida. Un efecto de gran importancia que frecuentemente pasan por alto los ingenieros de la práctica es que para un estrato de suelo existen frecuencias críticas por debajo de las cuales el amortiguamiento por radiación no es activado (Meek y Wolf, 1991). Este efecto se desvanece para estratos profundos, como puede apreciarse en los resultados de las figs. 6 y 7 para profundidades relativas del estrato  $E/R=3$  y 10, respectivamente, siendo  $E$  el espesor del estrato y  $R$  el radio de la cimentación; se consideró la relación de enterramiento  $D/R=0.5$ , relación de Poisson  $\nu=0.5$  y fracción de amortiguamiento  $\xi=0.05$ . Las curvas señalan la variación de los coeficientes de rigidez  $k_m$  y amortiguamiento  $c_m$  con la frecuencia adimensional  $\eta = \omega R/\beta$  para los modos de traslación horizontal y cabeceo. Para frecuencias menores que la primera frecuencia resonante del estrato de suelo, los valores del amortiguamiento son muy bajos puesto que reflejan la pérdida de energía sólo por amortiguamiento histerético; el amortiguamiento por radiación es nulo en este rango. Naturalmente, los valores del amortiguamiento serían cero para un suelo puramente elástico.

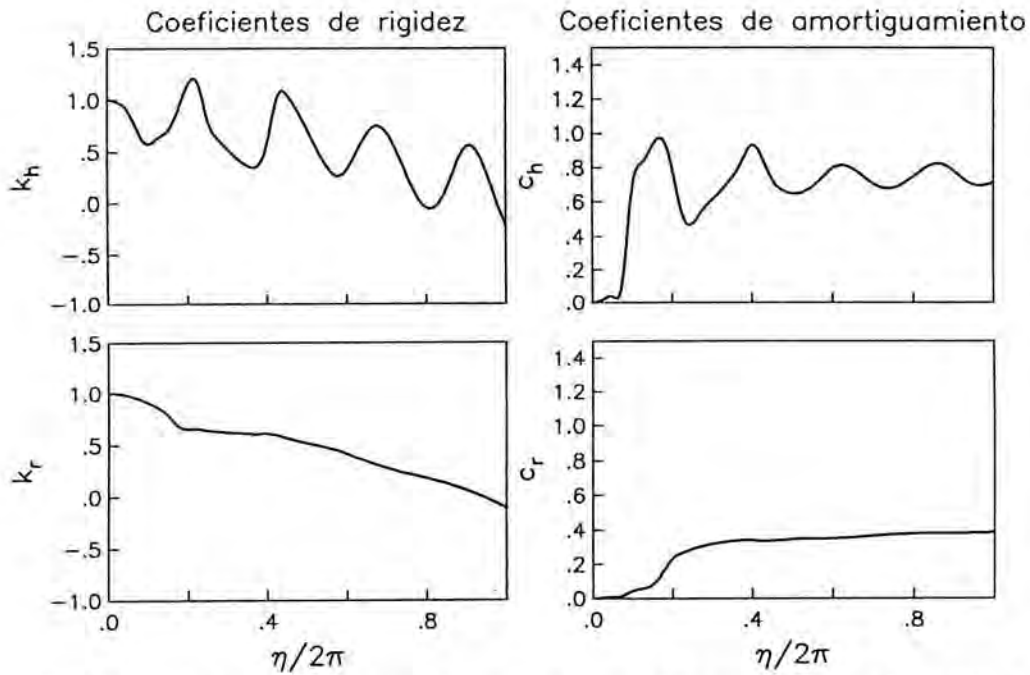


Fig 6. Coeficientes de rigidez y amortiguamiento para los modos de traslación horizontal (subíndice  $h$ ) y cabeceo (subíndice  $r$ ) en un estrato de suelo con  $E/R = 3$

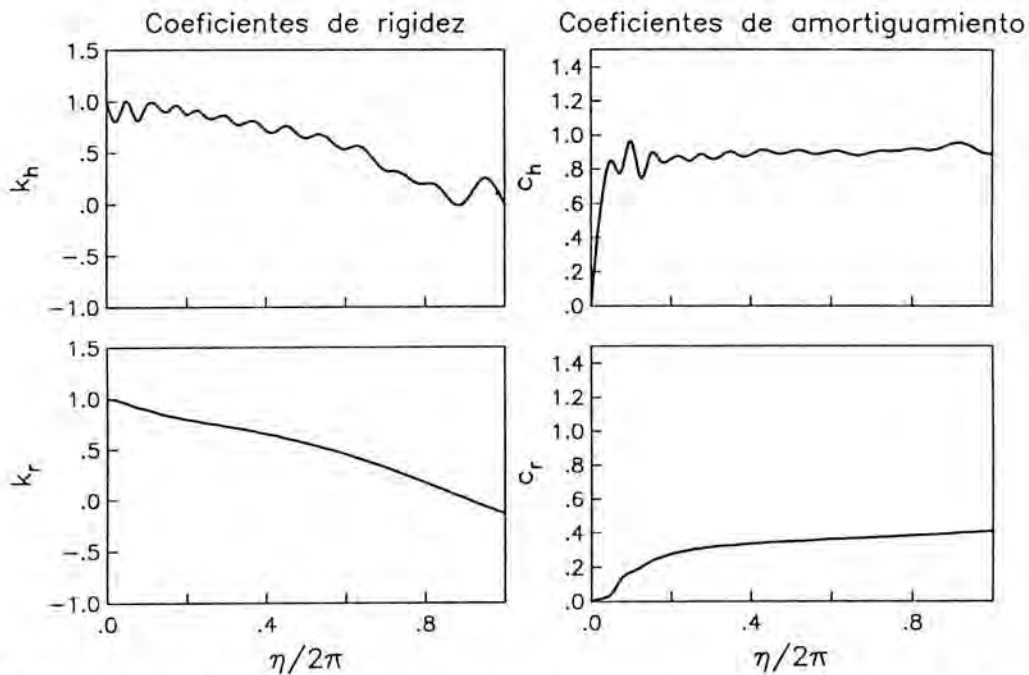


Fig 7. Coeficientes de rigidez y amortiguamiento para los modos de traslación horizontal (subíndice  $h$ ) y cabeceo (subíndice  $r$ ) en un estrato de suelo con  $E/R = 10$



Las frecuencias críticas del estrato de suelo están definidas por las frecuencias fundamentales en ondas de cortante o compresión propagándose verticalmente, según se trate de oscilaciones de la cimentación en traslación horizontal o cabeceo, respectivamente. Esto se debe a que las oscilaciones de traslación horizontal inducen principalmente ondas  $S$ , mientras que las de cabeceo ondas  $P$ . Las frecuencias fundamentales adimensionales en vibración transversal y vertical están dadas por

$$\eta_1^s = \frac{\pi R}{2 E} \quad (11)$$

$$\eta_1^p = \eta_1^s \frac{\alpha}{\beta} \quad (12)$$

donde  $\alpha$  es la velocidad de ondas de compresión del suelo.

## 5. INTERACCIÓN INERCIAL

Para fines de diseño, los efectos de interacción suelen tenerse en cuenta sólo en el modo fundamental de vibración. Si la estructura real de varios grados de libertad responde en su condición de base rígida esencialmente como un oscilador elemental, el sistema suelo-estructura puede reemplazarse por un sistema equivalente representado como se muestra en la fig. 8. Los parámetros  $T$  y  $\zeta$  del oscilador expresan el periodo fundamental y amortiguamiento asociado de la estructura supuesta con base indeformable. En tanto que  $M$  y  $H$  se interpretan como la masa y altura efectivas de la estructura, respectivamente; esto es, la masa que participa en el modo fundamental y la altura de la resultante de las fuerzas de inercia correspondientes.

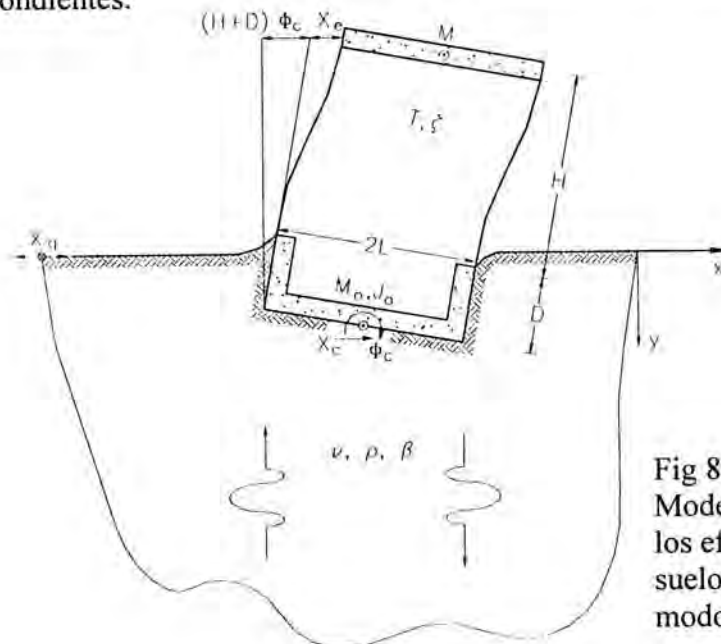


Fig 8.  
Modelo para considerar los efectos de interacción suelo-estructura en el modo fundamental

Los parámetros modales  $M$  y  $H$  se obtienen igualando el cortante basal y momento de volteo de la estructura vibrando en su modo fundamental con los del oscilador elemental, lo que conduce a los siguientes parámetros efectivos:

$$M = \frac{(\mathbf{Z}^T \mathbf{M} \mathbf{J})^2}{\mathbf{Z}^T \mathbf{M} \mathbf{Z}} \quad (13)$$

$$H = \frac{\mathbf{Z}^T \mathbf{M} \mathbf{H}}{\mathbf{Z}^T \mathbf{M} \mathbf{J}} \quad (14)$$

donde  $\mathbf{M}$  es la matriz de masas de la estructura,  $\mathbf{Z}$  el vector de amplitudes del modo fundamental,  $\mathbf{J}$  un vector formado por unos y  $\mathbf{H}$  un vector con las alturas de desplante de cada nivel.

Este sistema en el que se han despreciado los grados de libertad en traslación vertical y torsión es el que hemos de analizar en cada una de dos direcciones horizontales. Consta de tres grados de libertad definidos por la deformación de la estructura,  $X_c$ , y por el desplazamiento y la rotación de la cimentación,  $X_c$  y  $\Phi_c$ , relativos al movimiento de entrada del cimiento. No posee modos naturales clásicos de vibración debido al tipo de amortiguamiento que lo caracteriza, por lo que no es posible evaluar la respuesta estructural mediante la técnica estándar de superposición modal. Aunque el sistema puede analizarse mediante un método paso a paso que tenga en cuenta explícitamente el comportamiento no lineal y amortiguamiento de la estructura, resulta más conveniente utilizar el método de la respuesta compleja en la frecuencia.

Los parámetros adimensionales que se han identificado para evaluar la interacción suelo-estructura son los siguientes (Avilés y Pérez-Rocha, 1998b): la relación de masas de la cimentación y estructura,  $M_o/M$ ; la relación de momentos de inercia de masa de la cimentación y estructura,  $J_o/M(H+D)^2$ ; la densidad relativa de la estructura y el suelo,  $M/4\rho L^2 H$ ; los coeficientes de amortiguamiento del suelo y la estructura,  $\xi$  y  $\zeta$ ; la relación de Poisson del suelo,  $\nu$ ; la relación de enterramiento de la cimentación,  $D/L$ ; la relación de esbeltez de la estructura,  $H/L$ ; la rigidez relativa de la estructura y el suelo,  $H/\beta T_o$ ; y la flexibilidad de la cimentación,  $L/\beta T_o$ . Los parámetros  $M_o$  y  $J_o$  son respectivamente la masa de la cimentación y el momento de inercia de dicha masa con respecto al eje de rotación de la base,  $\rho$  es la densidad de masa del suelo y  $T_o$  es un periodo característico de la excitación. Para los resultados aquí reportados se asignaron los siguientes valores:  $M_o/M = 0.25$ ,  $J_o/M(H+D)^2 = 0.05$ ,  $M/4\rho L^2 H = 0.15$ ,  $\xi = \zeta = 0.05$  y  $\nu = 1/3$ , los cuales son representativos de suelos y edificios típicos.

### 5.1 Periodo y amortiguamiento efectivos

Se entiende como periodo y amortiguamiento efectivos del sistema suelo-estructura a las propiedades dinámicas relevantes de la estructura modificadas por la interacción con el suelo. Estos parámetros pueden obtenerse por medio de una analogía entre el sistema real excitado con el movimiento de entrada de la cimentación y un oscilador de reemplazo excitado con el movimiento de campo libre en la superficie del terreno, como se ilustra en la fig. 9. La ventaja práctica de este enfoque es que la máxima respuesta estructural la podemos calcular usando espectros de respuesta estándar de campo libre, aplicables al periodo y amortiguamiento del sistema (Avilés y Pérez-Rocha, 1998b).

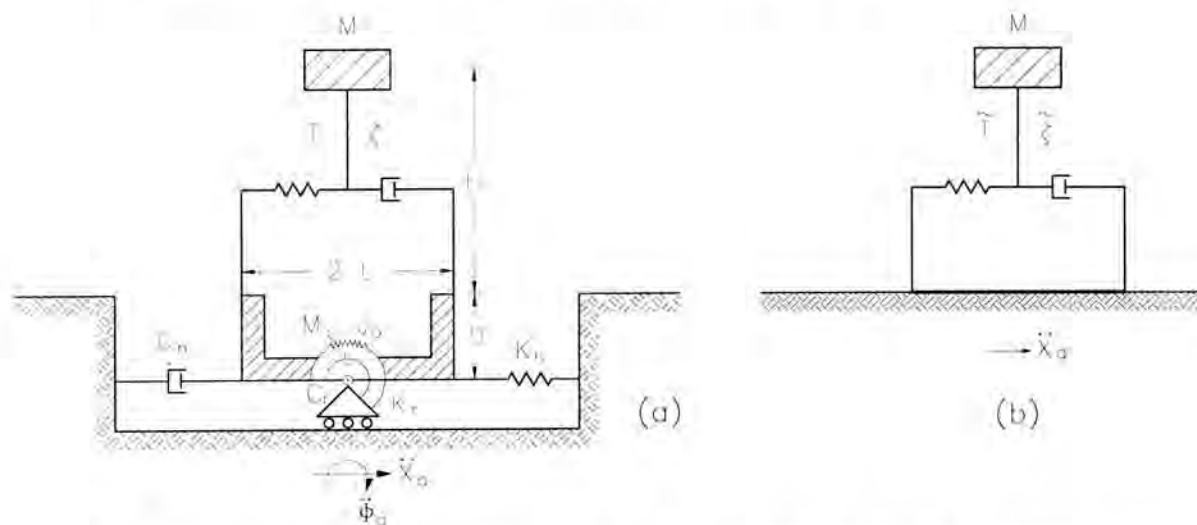


Fig 9. (a) Sistema suelo-estructura sujeto al movimiento efectivo de la cimentación y (b) oscilador de reemplazo sujeto al movimiento de campo libre

Es posible determinar el periodo y amortiguamiento efectivos directamente de la función de transferencia del sistema suelo-estructura. Si procedemos a analizar el sistema acoplado ante excitación armónica, usando el método de la respuesta compleja en la frecuencia, hemos de calcular el cociente  $\Omega^2 X_e / \omega^2 X_g$  que relaciona la pseudoaceleración estructural con la aceleración de campo libre en la superficie del terreno;  $\Omega = 2\pi/T$  es la frecuencia fundamental de la estructura con base rígida. La frecuencia y respuesta resonantes medidas en la función de transferencia del sistema acoplado se igualan entonces a las cantidades correspondientes del oscilador de reemplazo.

Al determinar el periodo y amortiguamiento efectivos de esta manera se logra un excelente acuerdo entre los espectros de respuesta armónica del sistema suelo-estructura y el oscilador de reemplazo, como se muestra en la fig. 10 para un sistema con  $D/L = 1$ ,  $H/L = 1$  y  $H/\beta T = 0.2$ . Las abscisas denotan la relación entre el periodo de la excitación  $T_o = 2\pi/\omega$  y el periodo natural de la estructura con base rígida. Los resultados que se

despliegan corresponden a tres casos: 1) la condición de base indeformable, 2) sin efectos de interacción cinemática y 3) con efectos de interacción cinemática. Como se esperaba, el periodo del sistema se alarga y su amortiguamiento aumenta con respecto a los valores del caso 1. Resalta el hecho de que los periodos resonantes son prácticamente iguales en los casos 2 y 3, lo que significa que el periodo del sistema es poco sensible a la interacción cinemática. En cambio, la diferencia en las respuestas resonantes refleja claramente este efecto en el amortiguamiento del sistema.

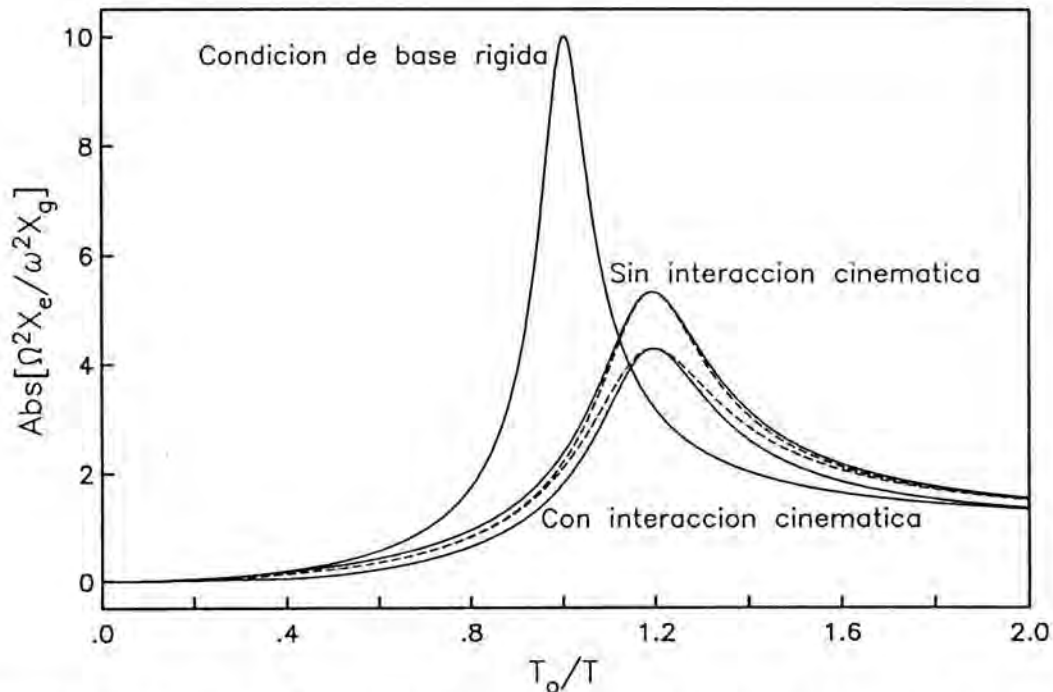


Fig 10. Funciones de transferencia para un sistema suelo-estructura con y sin interacción cinemática; sistema real (—) y oscilador de reemplazo(---)

Con esta forma de proceder se ha evaluado la variación del periodo y amortiguamiento efectivos para distintas condiciones de interacción y tipos de excitación sísmica. En la fig. 11 se muestran los resultados obtenidos para la incidencia vertical de ondas de cortante en sistemas con  $D/L = 0, 0.5$  y  $1.5$  y  $H/L = 1$  y  $3$ . Se observa que la intensidad de la interacción está controlada por la rigidez relativa de la estructura y el suelo, ya que los efectos en el periodo y amortiguamiento se intensifican al incrementarse el valor de  $H/\beta T$ . En general, el periodo del sistema aumenta con la esbeltez de la estructura, mientras que su amortiguamiento disminuye. El enterramiento de la cimentación tiende a reducir el periodo efectivo en estructuras altas ( $H/L = 3$ ), pero inesperadamente lo alarga en estructuras bajas ( $H/L = 1$ ); en ambos casos, el amortiguamiento efectivo se incrementa con el enterramiento, especialmente en estructuras bajas. Estos resultados se comparan con los obtenidos despreciando la interacción cinemática. Como se anticipó, el periodo del sistema casi no es modificado por este efecto; lo mismo sucede con el amortiguamiento del



sistema en estructuras altas. Contrariamente, en estructuras bajas la interacción cinemática incrementa notablemente el amortiguamiento del sistema.

En las figs. 12-14 se muestran los resultados obtenidos para la incidencia inclinada de ondas  $SV$ ,  $P$  y ondas superficiales de Rayleigh, respectivamente, en sistemas con  $D/L = 0$  y  $1.5$  y  $H/L = 1$  y  $3$ . Independientemente del enterramiento de la cimentación, en estructuras altas se presenta una importante reducción del amortiguamiento del sistema para ondas de Rayleigh, debido al gran cabeceo que experimenta el cimiento ante este tipo de ondas. Un efecto similar ocurre para ondas  $SV$  cuyo ángulo de incidencia es mayor que el crítico ( $\gamma = 30^\circ$ ), pero no sólo en estructuras altas, sino también en estructuras bajas. Es innegable que el efecto del paso de las ondas sísmicas no debería ignorarse, porque la capacidad de amortiguamiento del medio de soporte depende tanto de la disipación de energía por amortiguamiento material y geométrico del suelo, como de la pérdida de energía por la difracción de las ondas incidentes por la cimentación.

## 5.2 Soluciones aproximadas

El uso de criterios aproximados para el periodo y amortiguamiento efectivos es muy útil en la estimación de los efectos de interacción conforme se especifica en reglamentos sísmicos. Despreciando la masa de la cimentación y su momento de inercia, así como el acoplamiento en las rigideces de traslación y rotación del suelo, se han derivado varias expresiones de aplicación práctica (Avilés y Pérez-Rocha, 1996). Una solución que ha ganado aceptación por su sencillez y precisión establece las siguientes expresiones para el periodo y amortiguamiento del sistema (Avilés y Pérez-Rocha, 1992):

$$\tilde{T} = (T^2 + T_h^2 + T_r^2)^{1/2} \quad (15)$$

$$\tilde{\zeta} = \zeta \left( \frac{T}{\tilde{T}} \right)^3 + \frac{\zeta_h}{1 + 2\zeta_h^2} \left( \frac{T_h}{\tilde{T}} \right)^2 + \frac{\zeta_r}{1 + 2\zeta_r^2} \left( \frac{T_r}{\tilde{T}} \right)^2 \quad (16)$$

donde:

$$T_h = 2\pi \left( \frac{M}{K_h} \right)^{1/2} \quad (17)$$

$$T_r = 2\pi \left( \frac{M(H+D)^2}{K_r} \right)^{1/2} \quad (18)$$

son los periodos naturales que tendría la estructura si fuera infinitamente rígida y su base sólo pudiera trasladarse o girar, respectivamente; además:

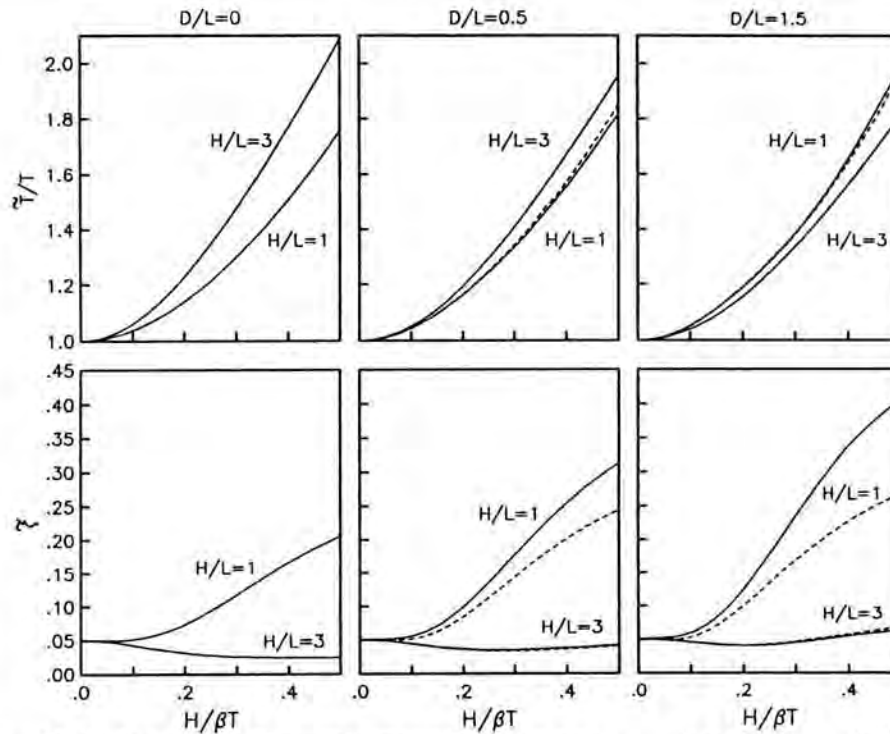


Fig 11. Periodos y amortiguamientos efectivos con (—) y sin (---) efectos de interacción cinemática para ondas de cortante incidentes verticalmente

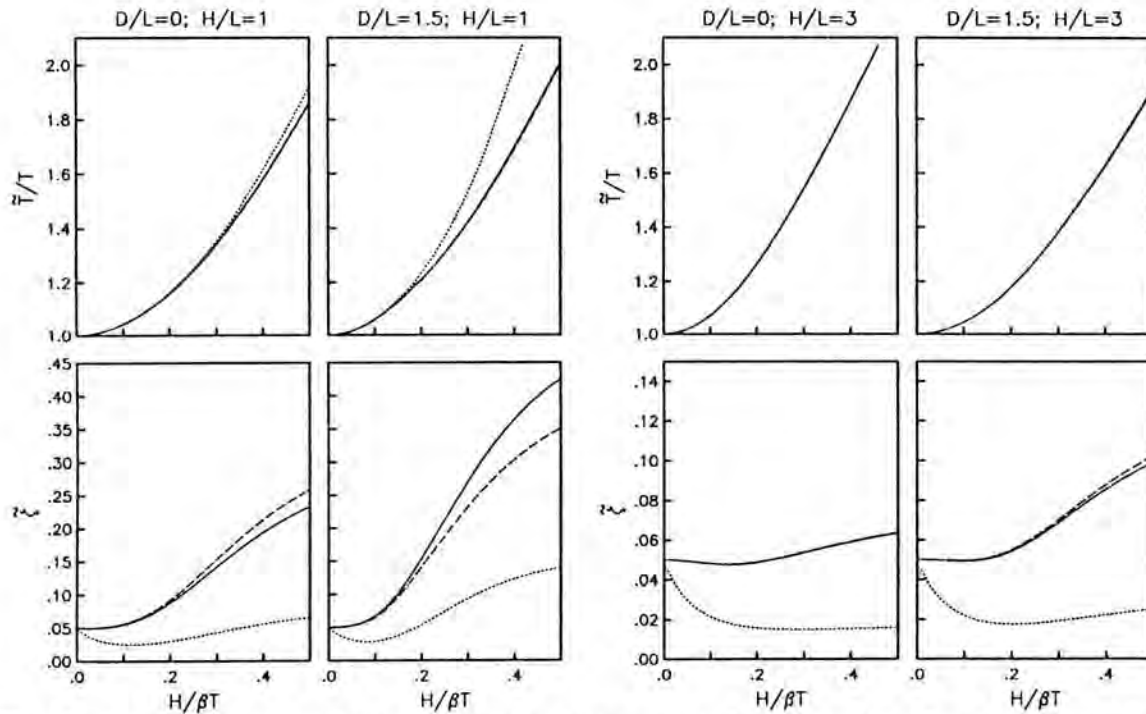


Fig 12. Periodos y amortiguamientos efectivos para ondas SV con incidencia respecto a la vertical  $\gamma = 0^\circ$  (—),  $30^\circ$  (---) y  $60^\circ$  (.....)

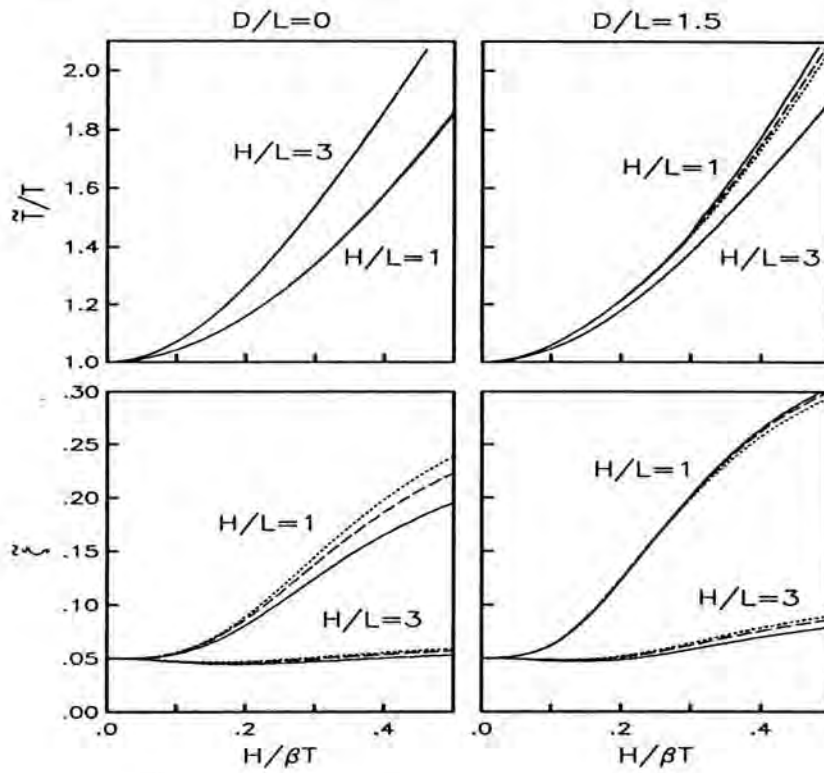


Fig 13.  
Periodos y amortiguamientos efectivos para ondas  $P$  con incidencia respecto a la vertical  
 $\gamma = 30^\circ$  (—),  $60^\circ$  (---) y  $90^\circ$  (.....)

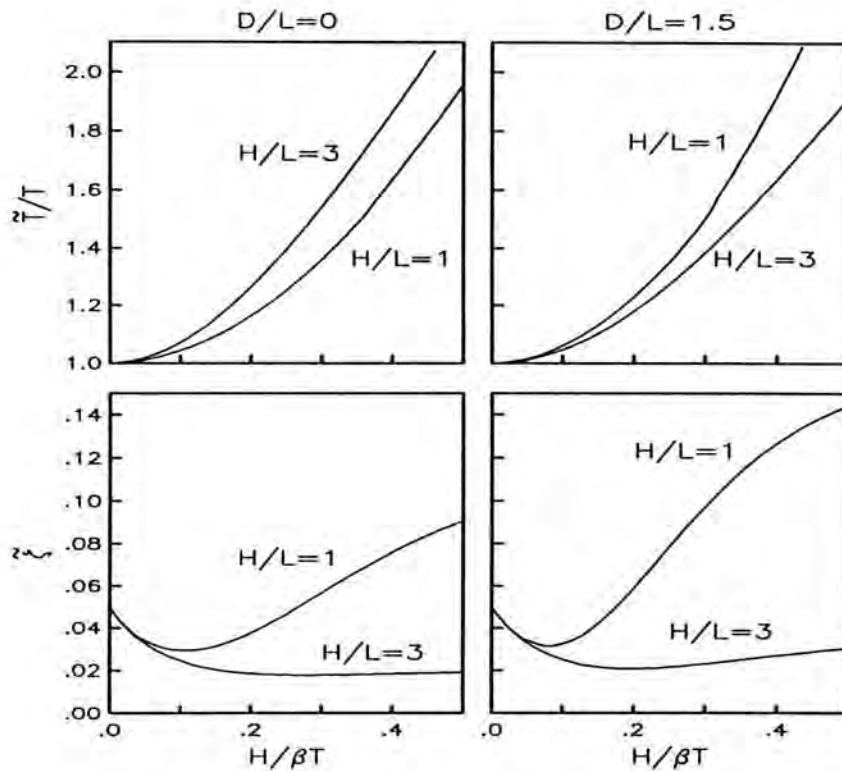


Fig 14.  
Periodos y amortiguamientos efectivos para incidencia de ondas superficiales de Rayleigh

$$\zeta_h = \frac{\pi C_h}{\tilde{T} K_h} \quad (19)$$

$$\zeta_r = \frac{\pi C_r}{\tilde{T} K_r} \quad (20)$$

son los coeficientes de amortiguamiento del suelo en los modos de traslación y rotación, respectivamente.

Con rigor, el periodo del sistema habría que calcularlo mediante iteraciones, ya que los resortes  $K_h$  y  $K_r$  deberían ser evaluados para una excitación armónica de periodo  $\tilde{T}$ . Sin embargo, una aproximación razonable se obtiene usando los valores de las rigideces estáticas, o aún mejor, los valores de las rigideces dinámicas correspondientes al periodo fundamental de la estructura con base rígida. El amortiguamiento del sistema se determina directamente una vez conocido su periodo efectivo.

Estas expresiones han sido deducidas ignorando la interacción cinemática. No obstante, se ha demostrado (Avilés y Pérez-Rocha, 1998b) que este efecto puede ser incluido con sólo modificar el amortiguamiento del sistema como

$$\tilde{\zeta}^* = \frac{\tilde{\zeta}}{\left[ \frac{X_o}{X_g} + (H + D) \frac{\Phi_o}{X_g} \right]} \quad (21)$$

El periodo del sistema no requiere ser modificado, pues como ya se ha visto es prácticamente independiente de la interacción cinemática. De acuerdo con esta expresión, el amortiguamiento del sistema puede aumentar o disminuir al incluir este efecto, dependiendo de la reducción de la traslación efectiva  $X_o$  y el incremento de la rotación efectiva  $\Phi_o$  de la cimentación. Puede confirmarse además que la interacción cinemática es excluida si  $X_o = X_g$  y  $\Phi_o = 0$ , con lo cual se recupera el amortiguamiento del sistema asociado a la interacción inercial solamente.

Utilizando como excitación de campo libre el temblor de Manzanillo del 9 de octubre de 1995, se calcularon espectros de respuesta con efectos de interacción haciendo uso del concepto del oscilador de reemplazo, el cual es caracterizado con el periodo y amortiguamiento efectivos determinados aproximadamente según los criterios aquí descritos. Considerando que la excitación sísmica proviene de la incidencia vertical de ondas de cortante, se obtuvieron espectros de pseudoaceleración  $Sa = \Omega^2 X_e$  normalizados con la aceleración de la gravedad  $g$ , los cuales se muestran en las figs. 15 y 16 para sistemas con  $L/\beta T_o = 0.08$  y  $0.2$ , respectivamente,  $D/L = 0.5$  y  $1.5$  y  $H/L = 1$  y  $3$ . Las



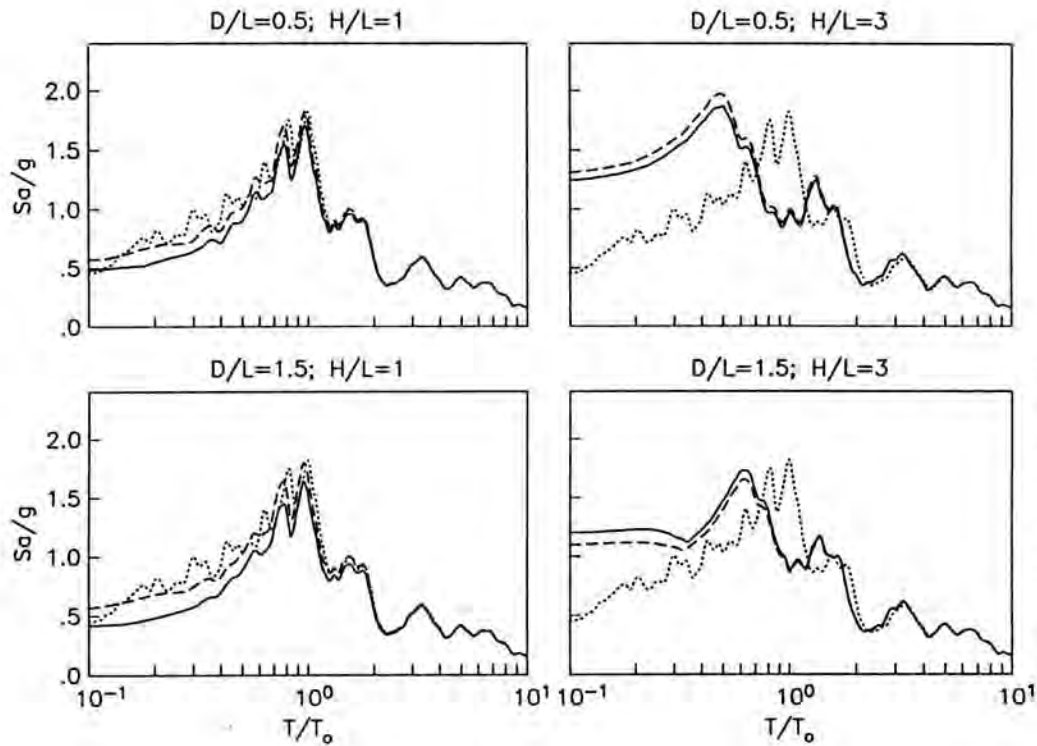


Fig 15. Espectros de respuesta para  $L/\beta T_0 = 0.08$  sin efectos de interacción (.....), considerando sólo la interacción inercial (---) e incluyendo la interacción cinemática (—)

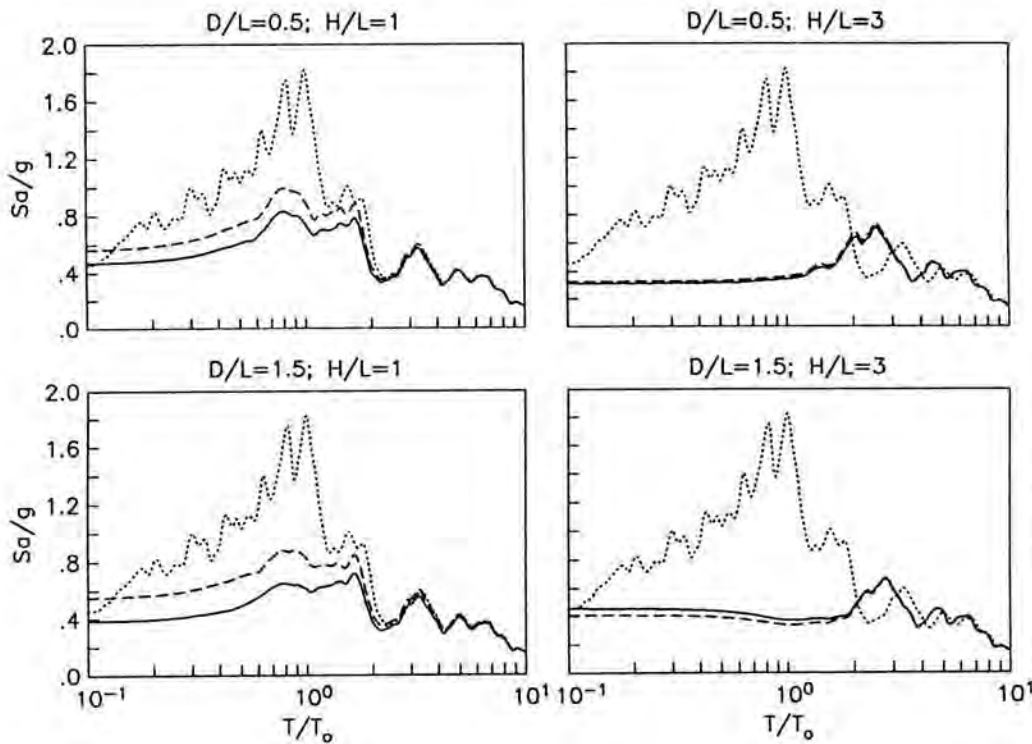


Fig 16. Espectros de respuesta para  $L/\beta T_0 = 0.2$  sin efectos de interacción (.....), considerando sólo la interacción inercial (---) e incluyendo la interacción cinemática (—)

abscisas denotan la relación entre el periodo natural de la estructura con base rígida y el periodo de la excitación correspondiente a la aceleración espectral máxima de campo libre, que en este caso es  $T_o = 0.25$  s. Se exhiben resultados para tres situaciones: 1) ignorando la interacción suelo-estructura, es decir, analizando la estructura con base rígida ante el movimiento de campo libre; 2) considerando solamente la interacción inercial, esto es, analizando el sistema suelo-estructura ante el movimiento de campo libre; y 3) incluyendo la interacción cinemática, es decir, analizando el sistema suelo-estructura ante el movimiento de entrada de la cimentación. Del examen de estos resultados se pueden sacar las siguientes conclusiones:

1. Como era de esperarse, los efectos de interacción son más pronunciados para  $L/\beta T_o = 0.2$  (cimentación flexible) que para  $L/\beta T_o = 0.08$  (cimentación rígida). Por ejemplo, para una cimentación con  $L=10$  m, estos valores corresponderían a suelos con  $\beta = 200$  y  $500$  m/s, respectivamente.
2. Los efectos de interacción son considerables en la región espectral  $T/T_o < 2$  correspondiente a estructuras rígidas de periodo corto, e insignificantes en la región espectral  $T/T_o > 2$  correspondiente a estructuras flexibles de periodo largo. Para sistemas con la misma flexibilidad de la cimentación, la interacción afecta más a las estructuras altas ( $H/L = 3$ ) que a las bajas ( $H/L = 1$ ).
3. Los efectos de interacción inercial son, en general, más importantes que los de interacción cinemática. Para estructuras altas, los efectos de interacción pueden resultar en reducciones o incrementos de la respuesta espectral, dependiendo de los valores de  $L/\beta T_o$  y  $T/T_o$  involucrados. No obstante, un incremento en la respuesta espectral generalmente está asociado a combinaciones irreales de parámetros del sistema. Para  $L/\beta T_o = 0.08$ , por ejemplo, la interacción incrementa significativamente la respuesta máxima de estructuras altas en la región espectral de periodo corto. Sin embargo, semejantes estructuras normalmente caen en la región espectral de periodo largo, donde los efectos de interacción son despreciables.
4. Independientemente de la flexibilidad de la cimentación, la interacción cinemática reduce la respuesta máxima de estructuras bajas. Entre más grande es el enterramiento, mayores son las reducciones por interacción. Esto es debido a que, en este caso, el amortiguamiento del sistema aumenta significativamente con la profundidad de desplante de la cimentación.

## 6. CONCEPTOS DE DISEÑO

Persiste la necesidad de desarrollar criterios de diseño sísmico para tener en cuenta adecuadamente los efectos de interacción en la práctica. De lo aquí planteado se deduce que los principales efectos en la estructura son el alargamiento del periodo fundamental de base

rígida y la modificación del amortiguamiento asociado. El alargamiento del periodo es producto de la flexibilidad del medio de soporte. En tanto que la modificación del amortiguamiento resulta de la capacidad del suelo para disipar energía no sólo por comportamiento histerético y radiación de ondas, sino también por la difracción de las ondas incidentes por la cimentación.

Aquí nos confinaremos a considerar los efectos de interacción en sistemas simétricos y lineales. Aunque seguramente habrá casos en que la torsión y el comportamiento no lineal de la estructura producen efectos adicionales dignos de considerarse, no los tomaremos en cuenta. Esto obedece a que todavía no disponemos de criterios fidedignos para cuantificarlos en estructuras diseñadas conforme a reglamento. Los efectos de interacción en la ductilidad estructural y respuesta torsional han recibido poca atención y aún no son bien entendidos (Pérez-Rocha y Avilés, 1996; Suárez *et al*, 1998). Lo mismo sucede con la influencia de la interacción en cimentaciones con pilotes (Aguilar y Avilés, 1999). Actualmente se encuentran en proceso algunas investigaciones tendientes a dilucidar estos efectos, que nos permitan en corto plazo reflejarlos en los criterios de diseño sísmico.

### 6.1 Procedimiento de cálculo

Para estimar la máxima respuesta de estructuras con varios grados de libertad es aceptable suponer que la interacción suelo-estructura afecta sólo el componente de respuesta debido al modo fundamental de vibración (Jennings y Bielak, 1973); la contribución de los modos superiores se determina ignorando los efectos de interacción. El procedimiento de cálculo que se propone puede resumirse en los siguientes pasos:

1. Utilizando las ecs. 13 y 14, calcular la masa  $M$  y altura  $H$  efectivas de la estructura con base indeformable vibrando en su modo fundamental.
2. Calcular el periodo fundamental de la estructura con base rígida,  $T$ , y mediante la aplicación de la ec. 15, determinar el periodo del sistema suelo-estructura,  $\tilde{T}$ .
3. Definir el amortiguamiento de la estructura con base rígida,  $\zeta$ , y mediante la aplicación de la ec. 16, determinar el amortiguamiento del sistema suelo-estructura,  $\tilde{\zeta}$ .
4. Aplicando la ec. 21, modificar el amortiguamiento efectivo  $\tilde{\zeta}$  que considera sólo la interacción inercial a fin de obtener el amortiguamiento efectivo  $\tilde{\zeta}^*$  que incluye la interacción cinemática.
5. Usando espectros de respuesta estándar para el movimiento de campo libre especificado, estimar la pseudoaceleración estructural  $\tilde{A}$  correspondiente a los valores de  $\tilde{T}$  y  $\tilde{\zeta}^*$ .

6. Determinar el valor máximo de la fuerza cortante de la estructura modificada por interacción, como

$$\tilde{V} = M \tilde{A} \quad (22)$$

7. Determinar el valor máximo del desplazamiento de la estructura modificado por interacción, mediante

$$\tilde{\Delta} = \frac{\tilde{V}}{K} + \frac{\tilde{V}(H+D)^2}{K_r} \quad (23)$$

donde  $K = 4\pi^2 M/T^2$  es la rigidez de la estructura. El primer término del lado derecho de esta expresión representa la deformación de la estructura y el segundo la contribución de la rotación de la cimentación. Este desplazamiento debería emplearse en el cálculo de los efectos de segundo orden y la revisión de choques contra estructuras adyacentes.

## 6.2 Consecuencias de la interacción

La máxima respuesta de una estructura interactuando con el suelo depende del parámetro de respuesta considerado, así como de las características de la excitación sísmica y el sistema mismo. Concretamente, la interacción suelo-estructura puede incrementar o reducir la máxima respuesta estructural dependiendo de las características del espectro de respuesta de campo libre y de los valores del periodo y amortiguamiento efectivos del sistema.

Esto puede ilustrarse por medio de los espectros de respuesta de las figs. 17-19 para tres sitios del valle de México, cuyas características se indican en la tabla 1. Como excitaciones de campo libre se utilizaron los acelerogramas del sismo de Michoacán del 19 de septiembre de 1985 registrados en esas estaciones. Los resultados excluyen la interacción cinemática y pertenecen a sistemas con  $D/L = 0$  y  $0.5$ ,  $H/L = 3$  y  $R/\beta = 0.23$  (fig. 17),  $0.26$  (fig. 18) y  $0.31$  (fig. 19)  $s$ ; los valores seleccionados para  $R/\beta$  corresponden a una cimentación con  $R=20$   $m$ . Los efectos de interacción son más pronunciados en el sitio *SCT*, donde incluso llegan a ser relativamente más importantes que los efectos de sitio. Aquí, los espectros de respuesta sin ( $R/\beta = 0$ ) y con ( $R/\beta = 0.26$   $s$ ) interacción se cruzan en un periodo menor que el periodo dominante del sitio ( $T_s = 2$   $s$ ). Para estructuras con periodo fundamental menor o mayor que este periodo de intersección, se producen respectivamente extraordinarias amplificaciones o reducciones de la respuesta espectral debido al corrimiento que sufre el periodo resonante del espectro de respuesta con efectos de interacción.



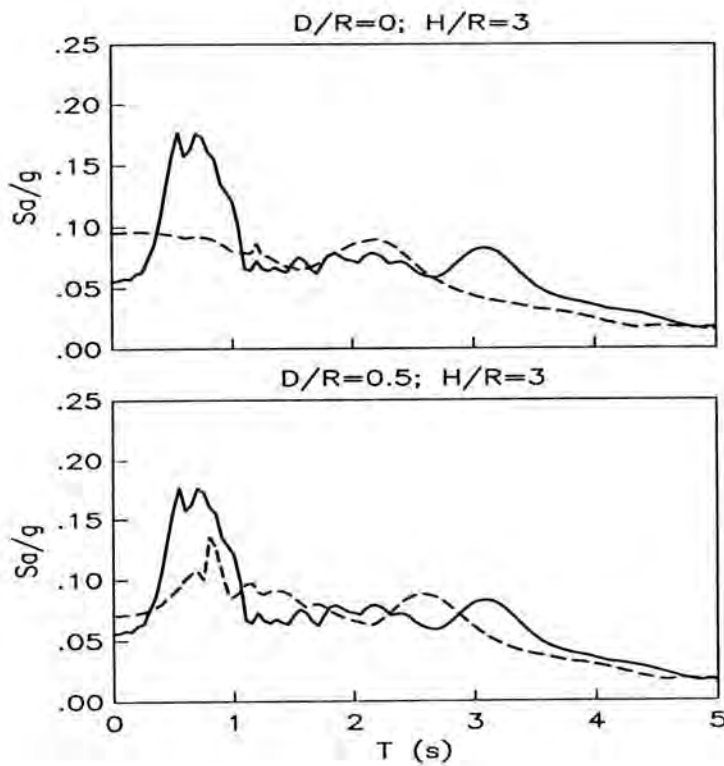


Fig 17.  
 Espectros de respuesta para el sitio *VIV* considerando sólo la interacción inercial, para  $R/\beta = 0$  (—) y 0.23 (---) s

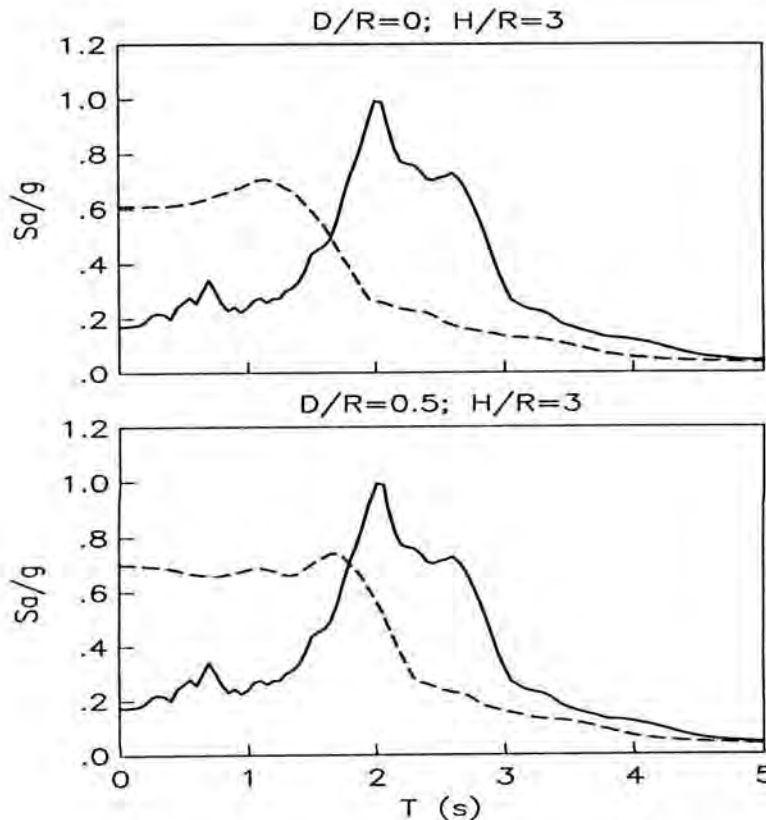


Fig 18.  
 Espectros de respuesta para el sitio *SCT* considerando sólo la interacción inercial, para  $R/\beta = 0$  (—) y 0.26 (---) s

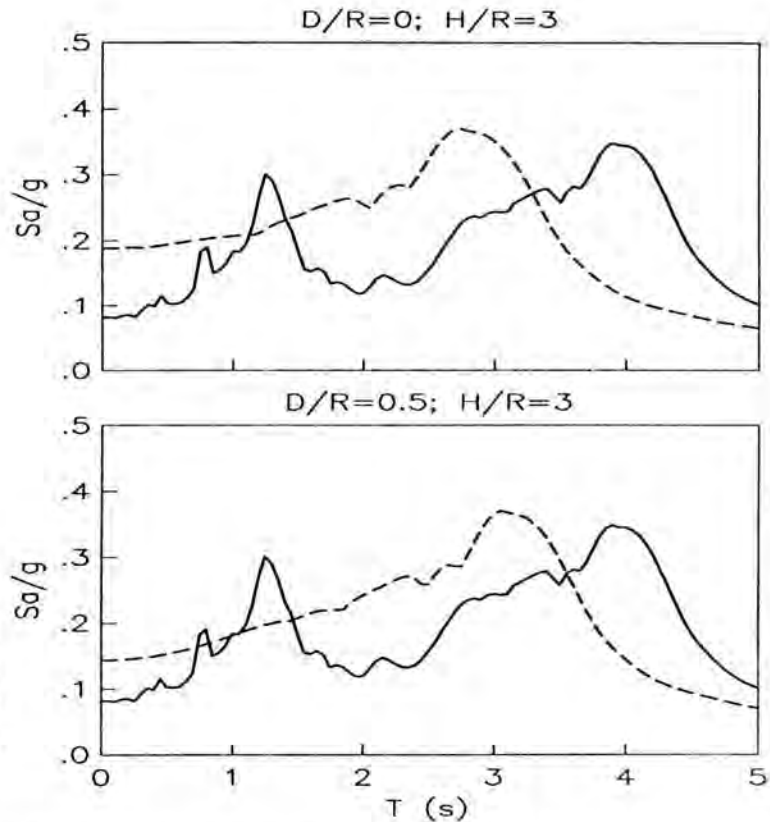


Fig 19. Espectros de respuesta para el sitio CAO considerando sólo la interacción inercial, para  $R/\beta = 0$  (—) y  $0.31$  (---) s

Tabla 1. Características del subsuelo en tres sitios del valle de México

Sitio	$E$ (m)	$\beta$ (m/s)	$T_s$ (s)	$\nu$
VIV	13	87	0.6	0.45
SCT	38	76	2.0	0.47
CAO	56	64	3.5	0.49

Para excitaciones sísmicas representadas por espectros de diseño suavizados, las posibilidades que se tienen al considerar los efectos de interacción en la respuesta espectral son las descritas a continuación, dependiendo de las regiones del espectro donde caigan el periodo fundamental de la estructura con base rígida y el periodo efectivo del sistema:

1. Si el periodo fundamental de la estructura con base rígida cae en la rama ascendente del espectro,  $T < T_a$ , la interacción puede incrementar o reducir la respuesta espectral dependiendo de los valores del periodo y amortiguamiento efectivos del sistema. En este caso, el alargamiento del periodo incrementa la respuesta, mientras que un aumento del amortiguamiento tiene el efecto contrario.
2. Si el periodo fundamental de la estructura con base rígida cae en la parte plana del espectro,  $T_a < T < T_b$ , la interacción reducirá la respuesta espectral. La magnitud de la

reducción depende de los valores del periodo y amortiguamiento efectivos del sistema. Cuando el alargamiento del periodo sea tal que  $\tilde{T} > T_b$ , habrá una reducción adicional a la debida al aumento del amortiguamiento.

3. Si el periodo fundamental de la estructura con base rígida cae en la rama descendente del espectro,  $T > T_b$ , la interacción reducirá la respuesta espectral tanto por el alargamiento del periodo como por el aumento del amortiguamiento.

También es posible que el periodo fundamental de la estructura con base rígida caiga en la rama ascendente del espectro y el periodo efectivo del sistema en la rama descendente. No obstante, en la práctica esto es muy difícil ya que usualmente se tiene que  $\tilde{T}/T < T_b/T_a$ , incluso para espectros de sitio con ancho de meseta reducido.

### 6.3 Influencia de la interacción en el cortante basal

Debido a la excepcional deformabilidad de las arcillas del valle de México, los efectos de sitio e interacción suelo-estructura que se presentan durante sismo alcanzan niveles muy superiores a los usuales en otras partes del país. Pese a que ambos tipos de fenómeno se relacionan entre sí, es conveniente reconocerlos y evaluarlos de forma independiente (Avilés y Pérez-Rocha, 1998a). En particular, las amplificaciones dinámicas del subsuelo llegan a ser extraordinariamente grandes cuando los periodos predominantes de la excitación y el sitio son similares. De igual forma, la interacción puede hacer que la respuesta estructural sea considerablemente elevada cuando el periodo efectivo del sistema se acerca al periodo dominante del terreno y el amortiguamiento efectivo del sistema es menor que el de la estructura con base rígida.

Los conceptos descritos con anterioridad han suministrado las bases para la formulación de recomendaciones de diseño sísmico. Cuando se ignoran los efectos de interacción, el método estático de análisis sísmico establece que el cortante basal es igual a

$$V_o = \frac{a}{Q} W_o \quad (24)$$

donde  $Q(T)$  es el factor reductivo de la respuesta elástica y  $a(T, \zeta)$  la ordenada espectral correspondientes al periodo fundamental y amortiguamiento asociado de la estructura con base rígida. La contribución de los modos superiores de vibración está considerada implícitamente en el uso del peso total de la estructura  $W_o$  en lugar de su peso efectivo  $W$ .

Como se ha reconocido previamente, los efectos de interacción se toman en cuenta suponiendo que sólo afectan la contribución del modo fundamental de vibración, por lo que el cortante basal modificado por interacción resulta ser

$$\tilde{V}_o = \frac{a}{Q} W_o - \left( \frac{a}{Q} - \frac{\tilde{a}}{\tilde{Q}} \right) W \quad (25)$$

donde  $\tilde{Q}(\tilde{T})$  es el factor reductivo de la respuesta elástica y  $\tilde{a}(\tilde{T}, \tilde{\zeta})$  la ordenada espectral correspondientes al periodo y amortiguamiento efectivos del sistema. El segundo término del lado derecho de esta expresión representa la reducción del cortante basal por efectos del alargamiento del periodo y la modificación del amortiguamiento. El signo de este término podría ser negativo, con lo que en lugar de una reducción tendríamos un incremento del cortante basal.

Para el valle de México, la ordenada del espectro de aceleraciones como fracción de la aceleración de la gravedad la podemos expresar de la siguiente manera:

$$a = a_o + (\zeta c - a_o) \frac{T}{T_a}; \quad \text{si } T < T_a \quad (26)$$

$$a = \zeta c; \quad \text{si } T_a \leq T \leq T_b \quad (27)$$

$$a = \zeta c \left( \frac{T_b}{T} \right)^r; \quad \text{si } T > T_b \quad (28)$$

donde  $T_a$  y  $T_b$  son los límites inferior y superior de la meseta espectral, respectivamente,  $a_o$  es el coeficiente de aceleración del terreno,  $c$  el coeficiente sísmico y  $r$  un exponente que define la caída del espectro. Los valores de estos parámetros se consignan en la tabla 2 para los distintos tipos de terreno de cimentación.

Tabla 2. Parámetros de los espectros de diseño para el valle de México

Tipo de terreno	$a_o$	$c$	$T_a$ (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	2.9	1

En la especificación del espectro de diseño básico está implícito un valor de amortiguamiento estructural de 5%. Con el factor de amortiguamiento  $\zeta$  se escala este espectro a fin de determinar ordenadas espectrales para otros valores de amortiguamiento; una buena aproximación de dicho factor está dada por (Rosenblueth y Reséndiz, 1988)

$$\zeta = \left( \frac{0.05}{\tilde{\zeta}} \right)^k \quad (29)$$

donde  $k=0.5$  y  $0.6$  para terrenos tipo II y III, respectivamente; en terreno tipo I no es admisible considerar los efectos de interacción.

Si se conoce el periodo dominante del terreno,  $T_s$ , es posible determinar espectros de sitio para diseño sísmico, modificando el coeficiente sísmico y los periodos característicos de la meseta espectral como se indica a continuación:

$$c = \frac{1.6T_s}{4 + T_s^2} \quad (30)$$

Terreno tipo II: 
$$\begin{cases} T_a = 0.64 T_s \\ T_b = 1.2 T_s \end{cases} \quad (31)$$

Terreno tipo III: 
$$\begin{cases} T_a = \max(0.35T_s, 0.64 s) \\ T_b = 1.2 T_s \end{cases} \quad (32)$$

En terreno tipo I no es aceptable modificar el espectro de diseño por efectos del periodo dominante del terreno.

Siguiendo el procedimiento aquí descrito para la determinación de espectros de sitio, se examinó la influencia de la interacción en el cortante basal de diseño. Para ello, se repitieron los mismos cálculos que produjeron los espectros de respuesta de las figs. 17-19, pero utilizando como excitaciones sísmicas espectros de diseño reglamentarios en lugar de señales de aceleración reales. En las figs. 20-22 se muestran los espectros de diseño modificados por interacción para los sitios *VIV*, *SCT* y *CAO*, respectivamente, junto con los espectros reglamentarios originales. Para estructuras simples de un solo nivel, estos resultados reflejan directamente la influencia de la interacción en el cortante basal elástico, ya que en este caso  $\tilde{V}_o = \tilde{a}W_o$ . Aunque las tendencias son similares a las observadas anteriormente, los efectos de interacción se manifiestan menos acentuados debido a la robustez de los

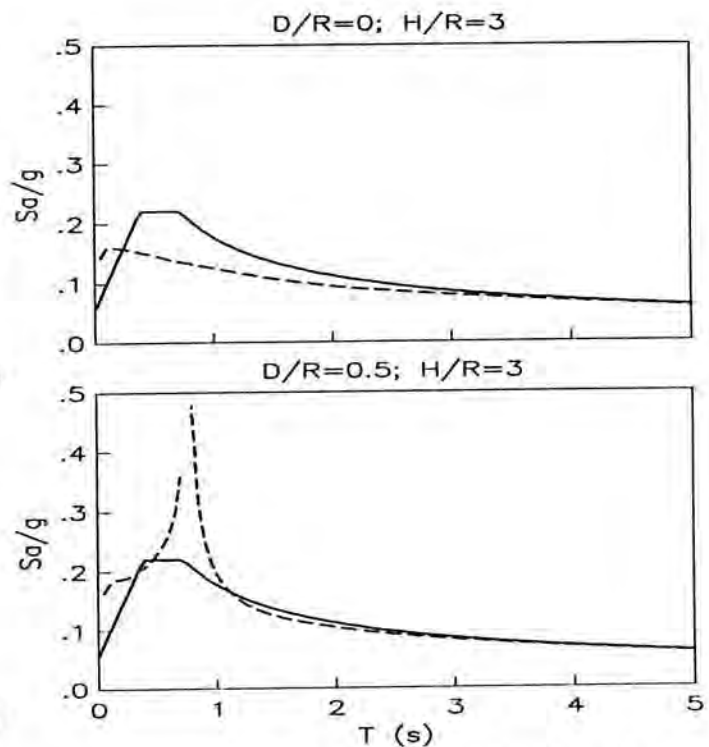


Fig 20. Espectros de diseño para el sitio *VIV* con (---) y sin (—) efectos de interacción



Fig 21.  
Espectros de diseño para el sitio  
SCT con (---) y sin (—) efectos de interacción

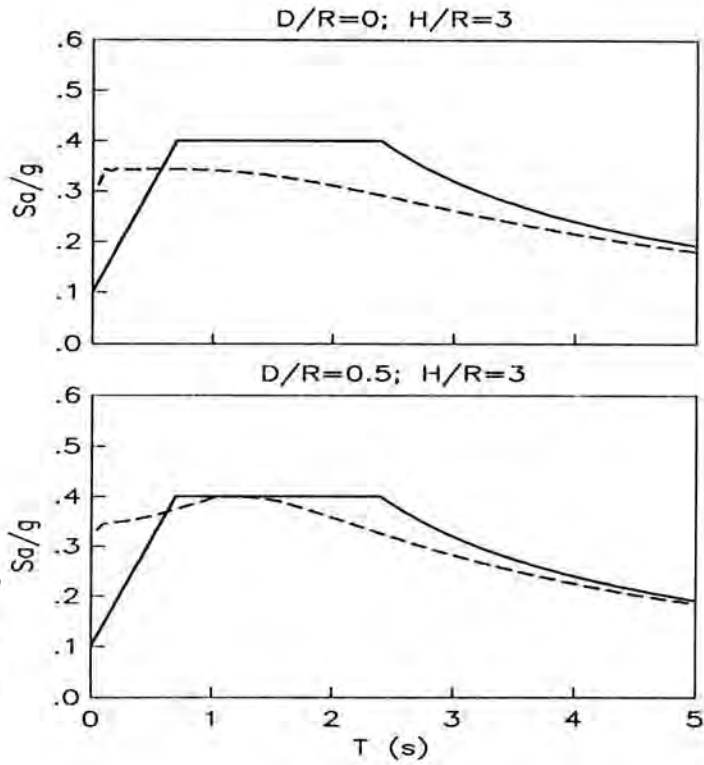
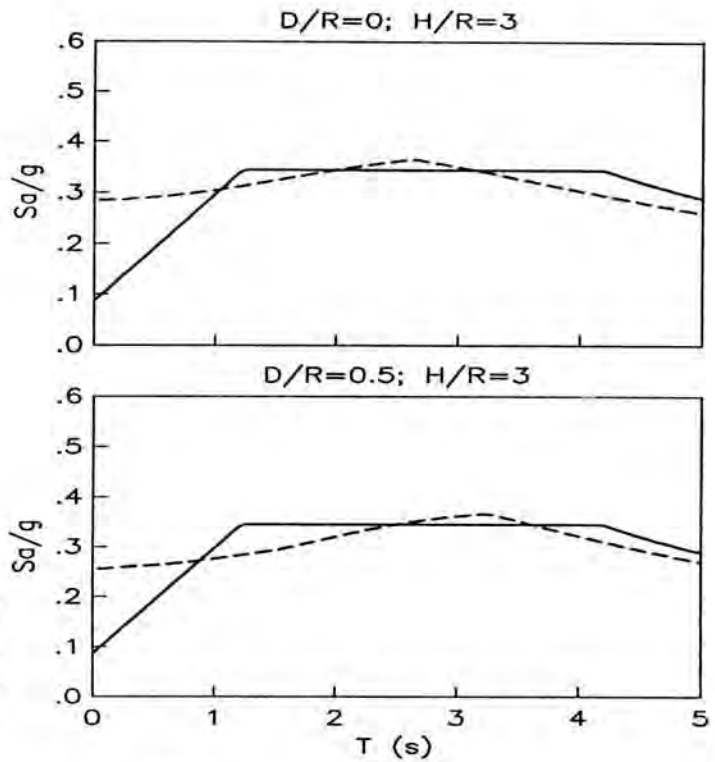


Fig 22.  
Espectros de diseño para el sitio  
CAO con (---) y sin (—) efectos de interacción



espectros de diseño, que enmascara algunos de los efectos revelados en los espectros de respuesta. No obstante, las reducciones y los incrementos por interacción llegan a ser de tal magnitud que no deberían ser despreciados en el diseño.

## 7. CONCLUSIONES

Se ha hecho una revisión del problema de interacción dinámica suelo-estructura. Se desarrollaron información y conceptos que son útiles para la formulación de recomendaciones de diseño sísmico para estructuras de edificios. Los efectos de interacción se tienen en cuenta mediante la modificación de las propiedades dinámicas relevantes de la estructura supuesta con base indeformable.

Se evaluaron las consecuencias de la interacción con referencia en los espectros de diseño reglamentarios especificados para el valle de México. El cortante basal de diseño puede ser mayor o menor que el correspondiente a la condición de base rígida, dependiendo de los parámetros críticos involucrados como son el periodo dominante del sitio, el enterramiento de la cimentación, la esbeltez de la estructura y la flexibilidad de la cimentación.

Pese a los avances logrados, persiste la necesidad de mayor investigación en tópicos que a juicio del autor comprenden la influencia de la interacción en sistemas inelásticos, los efectos de interacción en la respuesta torsional, el comportamiento de estructuras soportadas por pilotes y los efectos de interacción en estructuras adyacentes.

## 8. AGRADECIMIENTO

El autor agradece la colaboración de Martha Suárez y Luis Eduardo Pérez-Rocha, quienes prepararon varios de los resultados aquí presentados.

## 9. REFERENCIAS

1. Aguilar R y Avilés J (1999), "Efecto de grupo de pilotes en la respuesta sísmica de estructuras", *XII Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica*, Morelia.
2. Avilés J y Pérez-Rocha L (1992), "Resortes y amortiguadores equivalentes del suelo", *Boletín del Centro de Investigación Sísmica*, FJBS, Vol. 2, pp. 22-81.
3. Avilés J y Pérez-Rocha L (1996), "Evaluation of interaction effects on the system period and the system damping due to foundation embedment and layer depth", *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, Vol. 15, pp. 11-27.
4. Avilés J y Pérez-Rocha L (1998a), "Site effects and soil-structure interaction in the Valley of Mexico", *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, Vol. 17, pp. 29-39.

5. Avilés J y Pérez-Rocha L (1998b), "Effects of foundation embedment during building-soil interaction", *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 27, pp. 1523-1540.
6. Gazetas G (1983), "Analysis of machine foundation vibrations: state of the art", *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, Vol. 2, pp. 2-42.
7. Iguchi M (1984), "Earthquake response of embedded cylindrical foundations to SH and SV waves", *Proc. 8th World Conference on Earthquake Engineering*, San Francisco, California.
8. Jennings P y Bielak J (1973), "Dynamics of building-soil interaction", *Bulletin of the Seismological Society of America*, Vol. 63, pp. 9-48.
9. Kausel E y Roesset J (1974), "Soil-structure interaction for nuclear containment structures", *Proc. ASCE Power Division Specialty Conference*, Boulder, Colorado.
10. Kausel E, Whitman R, Morray J y Elsabee F (1978), "The spring method for embedded foundations", *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 48, pp. 377-392.
11. MDS-CFE (1993), "Manual de diseño por sismo", *Comisión Federal de Electricidad e Instituto de Investigaciones Eléctricas*.
12. Meek J y Wolf J (1991), "Insights on cutoff frequency for foundation on soil layer", *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 20, pp. 651-665.
13. Mita A y Luco J (1989), "Impedance functions and input motions for embedded square foundations", *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, Vol. 115, pp. 491-503.
14. NTCDS-RCDF (1995), "Normas técnicas complementarias para diseño por sismo", *Reglamento de Construcciones para el Distrito Federal*, Gaceta Oficial del Departamento del Distrito Federal.
15. Pérez-Rocha L y Avilés J (1996), "Non-linear response of soil-structure systems", *Proc. 11th Eleventh World Conference on Earthquake Engineering*, Acapulco, Mexico.
16. Rosenblueth E y Reséndiz D (1988), "Disposiciones reglamentarias de 1987 para tener en cuenta interacción dinámica suelo-estructura", *Series del Instituto de Ingeniería*, UNAM, No. 509.
17. Suárez M, Avilés J y Sánchez-Sesma F (1998), "Evaluación de las recomendaciones para torsión estipuladas en reglamento considerando los efectos de interacción suelo-estructura", *XI Congreso Nacional de Ingeniería Estructural*, Monterrey.

18. Tassoulas J y Kausel E (1983), "Elements for the numerical analysis of wave motion in layered strata", *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 19, pp. 1005-1032.
19. Veletsos A y Meek J (1974), "Dynamic behaviour of building-foundation systems", *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 3, pp. 121-138.
20. Veletsos A (1977), "Dynamics of structure-foundation systems", *Structural and Geotechnical Mechanics*, Ed. W Hall, Prentice Hall, Inc., New Jersey.
21. Veletsos A (1993), "Design concepts for dynamics of soil-structure interaction", *Developments in Dynamic Soil-Structure Interaction*, Eds. P Güllkan y R Clough, Kluwer Academic Publishers, The Netherlands.
22. Whitman R y Bielak J (1980), *Design of Earthquake Resistant Structures: Foundations*, Ed. E Rosenblueth, Pentech Press, England.