

Capítulo 5.

EFFECTOS DE LA INTERACCIÓN SUELO-ESTRUCTURA SOBRE LAS CARACTERÍSTICAS DINÁMICAS

5.1. INTRODUCCIÓN.

Al analizar el comportamiento sísmico de estructuras, los efectos cinemáticos y de inercia asociados a la interacción suelo-estructura (Soil Structure Interaction, SSI) afecta a las características dinámicas del sistema de interacción e influyen en el movimiento del suelo alrededor de la cimentación. Por lo tanto, es importante evaluar las variaciones del período del sistema asociadas con la rigidez del suelo, así como las variaciones del amortiguamiento modal asociadas con el amortiguamiento del material en el suelo y, especialmente, con los efectos de radiación.

Los efectos de la interacción suelo-estructura (SSI) sobre las características dinámicas del sistema suelo-estructura se han estudiado ampliamente tanto para cimentaciones superficiales como para las cimentaciones embebidas utilizando ambos modelos 3D y modelos 2D. En los trabajos de Jennings y Bielak (1976), Veletsos y Meek (1974), Luco (1980), Wolf (1985) o Bielak (1975), todos introducen la analogía de un oscilador de reemplazo de base fija (Single Degree of Freedom, SDOF) cuyo periodo y amortiguamiento puede representar el comportamiento dinámico del sistema de estructura-cimentación. Se utilizan, en todos estos trabajos pioneros, algunos supuestos simplificadores, con el fin de obtener resultados o expresiones del periodo y amortiguamiento efectivos del sistema: la influencia de los términos acoplados de la matriz impedancia del suelo se despreciaron y, para cimentaciones embebidas, los efectos cinemáticos de ondas incidentes no fueron considerados, utilizando como excitación de la base un movimiento horizontal armónico con una amplitud constante. En cambio, el efecto del embebimiento de la cimentación considerando la interacción cinemática e inercial se han tenido en cuenta por Avilés y Pérez Rocha [9] (para 3D cimentaciones rectangulares), por Avilés y Suárez (2002) (para las cimentaciones axisimétricas embebidas en un estrato), y por Todorovska (1992) y Todorovska y Trifunac (1991, 1992), que presentan un modelo 2D con soluciones analíticas de las impedancias y los efectos cinemáticos para edificios muy

altos sobre cimentaciones cilíndricas rígidas. Así Todorovska y Trifunac (1991, 1992) y Aviles et al. (1998) para los problemas con cimentaciones cuadradas embebidas, estudiaron los efectos del tipo de ondas y su ángulo de incidencia sobre la frecuencia y amortiguamiento del sistema.

Respecto edificios pilotados, y en la medida de conocimiento de los autores, existen pocos estudios en la literatura científica que examinaron los efectos de SSI por sus características dinámicas [15-18]. Rainer (1975) utiliza una metodología de subestructuración para analizar el amortiguamiento modal de una superestructura apoyada sobre pilotes. Kaynia y Mahzooni (1996) utilizó una formulación basada en funciones de Green tridimensionales, también para cimentaciones pilotada, y un modelo de estructura de un solo grado de libertad (SDOF), con el fin de calcular las fuerzas sísmicas de cizalla en el pilote durante las fases de interacción sísmica cinemática e inercial para diferentes cimentaciones pilotadas. Por otra parte, Aguilar y Avilés (2003) analizan cimentaciones pilotadas mediante la ampliación del procedimiento de Avilés y Pérez-Rocha (1998) para cimentaciones embebidas y por lo tanto ellos estudiaron los efectos de la interacción suelo-estructura (SSI) en el período y amortiguamiento del sistema para una configuración específica de 8×8 pilotes. Además, Maravas et al. presenta una metodología sencilla con el fin de estudiar los efectos de SSI sobre estructuras a cortante de una planta cimentadas con un solo pilote obteniendo su periodo y amortiguamiento. Sin embargo, no existen estudios paramétricos de esta naturaleza para cimentaciones embebidas en semiespacio poroelástico, con diferente embebimiento.

Siguiendo las obras de referencia para los sistemas con cimentaciones superficiales y embebidas, el objetivo de este trabajo es evaluar la influencia de SSI en el período y el amortiguamiento de las estructuras a cortante basada en cimentaciones embebidas en semiespacio homogéneo poroelástico, sometidos a ondas S con incidencia vertical. El análisis se realiza por un modelo subestructuración en el dominio de la frecuencia que tiene en cuenta tanto los efectos de interacción cinemática como la inercial. En este estudio, la respuesta armónica del sistema suelo-estructura se obtiene mediante el uso de funciones de impedancia y los factores de interacción cinemática.

El periodo y amortiguamiento efectivos del sistema de interacción (\tilde{T} y $\tilde{\xi}$) representan los parámetros dinámicos de un sistema equivalente (SDOF) amortiguado viscosamente excitado por el movimiento del suelo en campo libre. Este oscilador de

reemplazo reproducirá, con la mayor precisión posible, la respuesta del sistema acoplado dentro del rango en el que se produce el pico de respuesta. Se presenta un estudio comparativo de las diferentes estrategias utilizadas en la literatura para establecer esta equivalencia y el cálculo de los parámetros de este sistema de un único grado de libertad, identificando aquellas que mejor se adaptan al problema en estudio. Por lo tanto, se desarrolla en este apartado un procedimiento simplificado y estable, que tiene en cuenta todos los elementos de la matriz de impedancias. La precisión de este procedimiento simplificado se evalúa mediante comparaciones con la solución obtenida a partir de la resolución iterativa de un sistema de ecuaciones de valores complejos que representa la ecuación de movimiento del sistema de interacción. Se proporcionan los resultados en términos de periodo \tilde{T}/T y amortiguamiento $\tilde{\xi}$, para diferentes embebimientos, en unos gráficos “listos para usar” que pueden ser usados para construir espectros de respuesta modificado que incluye los efectos de SSI.

Todas las ecuaciones se expresan en términos de los principales parámetros adimensionales del problema, lo que facilita considerablemente el análisis de su influencia en la respuesta dinámica del sistema. Se analiza la influencia de los parámetros más importantes que intervienen (parámetro de onda, relación de esbeltez, relación de embebimiento) por encima de los rangos prácticos de interés.

5.2 DEFINICIÓN DEL PROBLEMA

El sistema suelo-estructura considerado se muestra en la Figura 5.1. Este modelo es adecuado para tener en cuenta efectos de interacción en el modo fundamental de las estructuras de varios pisos que responden como un oscilador simple en su condición de base fija. El edificio se caracteriza por el periodo fundamental, T , amortiguamiento asociado, ξ , masa efectiva, m , inercia I y la altura efectiva, h , de la estructura de base fija. La cimentación es idealizada como una placa rígida cuadrada de ancho $2b$, profundidad E , masa m_0 y momento de inercia I_0 alrededor de un eje centroidal en la base. Se supone que ambas masas m y m_0 están uniformemente distribuida sobre idénticas áreas cuadradas; esta última se presume que está situada en la mitad de la profundidad de embebimiento.

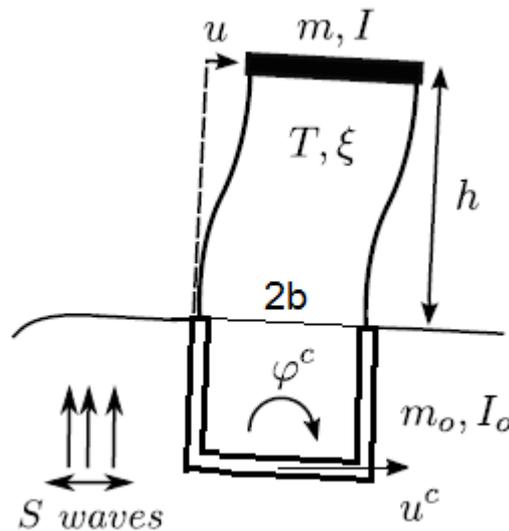


Figura 5.1 Estructura simple con cimentación embebida cuadrada en un semiespacio homogéneo poroelástico bajo ondas de cizalla incidentes verticalmente.

Si se toma en cuenta SSI, el comportamiento del sistema se puede aproximar por la de un sistema de tres grados de libertad, definido por el desplazamiento horizontal de la cimentación u_c y el cabeceo ϕ_c , junto con la deflexión horizontal de la estructura u . (Nótese que el cabeceo de la cimentación y la estructura son idénticos). El sistema se somete a ondas planas verticalmente incidente tipo S. Debido a las características del modelo estructural y la excitación de onda, los movimientos verticales y de torsión se desprecian en este estudio.

5.3 MODELO DE SUBESTRUCTURACIÓN

Este problema puede ser estudiado usando un enfoque de subestructuración, en el que el sistema se subdivide en una superestructura edificio-tapa y la rigidez y amortiguamiento del suelo-cimentación, representado por medio de muelles y amortiguadores, como se muestra en la Figura 2. De acuerdo con Kausel y Roësset, la solución se puede dividir en tres pasos. En el presente caso, el primer paso (interacción cinemática) consiste en la determinación del movimiento de la cimentación sin masa cuando se somete al mismo movimiento de entrada como la solución total. Incluso para ondas armónicas planas verticalmente incidentes tipo S (en el que el desplazamiento de campo libre en la superficie del suelo es exclusivamente horizontal), estos factores de interacción cinemática (dependiente de la frecuencia) están representados por movimientos horizontales (u_g) y de cabeceo (ϕ_g). El siguiente paso es determinar las impedancias, que son funciones de valores complejos (dependientes de la frecuencia) ($K_{xx} = k_{xx} + i \cdot a_0 \cdot c_{xx}$), ($K_{\theta\theta} = k_{\theta\theta} + i \cdot a_0 \cdot c_{\theta\theta}$) y ($K_{x\theta} = k_{x\theta} + i \cdot a_0 \cdot c_{x\theta}$) que representan la rigidez y amortiguamiento del suelo en los modos de vibración horizontal, cabeceo y cruzadas (horizontal-cabeceo) respectivamente. La representación matemática de las funciones de impedancia es, donde $a_0 = \omega \cdot B/c_s$; siendo ω la frecuencia angular de excitación; $c_s = \mu_s/\rho_s$ la velocidad de propagación de las ondas de corte en el semiespacio, y μ_s y ρ_s el módulo de elasticidad cizalla y la densidad de masa del suelo, respectivamente. Finalmente, el último paso consiste en el cálculo de la respuesta a cada frecuencia de la estructura soportada sobre muelles y sometido al movimiento calculado en el primer paso (véase la figura 2a).

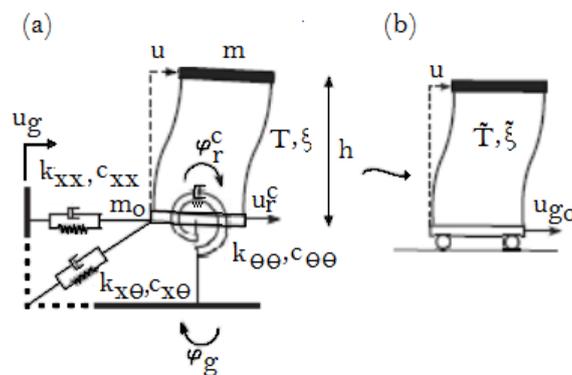


Figure 5.2 (a) Modelo de Subestructuración de estructuras de una sola planta. (b) Oscilador equivalente de un grado de libertad.

ECUACIONES DE MOVIMIENTO.

Las ecuaciones de movimiento del sistema mostrado en la figura 2(a), asumiendo pequeños desplazamientos, pueden ser escritas en términos del movimiento relativo, $u_r^c = u_c - u_g$ y $\phi_r^c = \phi^c - \phi_g$ como

$$m \cdot [\ddot{u} + \ddot{u}_r^c + \ddot{u}_g + h \cdot (\ddot{\phi}_g + \ddot{\phi}_r^c) + K \cdot u = 0 \quad (5.1)$$

$$m_0 \cdot [\ddot{u}_r^c + \ddot{u}_g] + K_{xx} \cdot u_r^c + K_{x\theta} \cdot \phi_r^c - K \cdot u = 0 \quad (5.2)$$

$$m \cdot h \cdot [\ddot{u} + \ddot{u}_r^c + \ddot{u}_g + h \cdot (\ddot{\phi}_g + \ddot{\phi}_r^c)] + I \cdot (\ddot{\phi}_r^c + \ddot{\phi}_g) + K_{\theta x} \cdot u_r^c + K_{\theta\theta} \cdot \phi_r^c + I_0 \cdot (\ddot{\phi}_r^c + \ddot{\phi}_g) = 0 \quad (5.3)$$

donde la ec.1 representa el equilibrio de fuerzas horizontales de la masa vibrante, la ec.2 el equilibrio de fuerzas horizontales del sistema suelo-cimentación y la ec.3 el equilibrio de momentos del sistema estructura-cimentación en torno al centro de gravedad del encepado. En el dominio de la frecuencia (con la dependencia del tiempo $e^{i\omega t}$) este conjunto de ecuaciones pueden ser representadas en forma matricial como

$$\left\{ \begin{bmatrix} K & 0 & 0 \\ 0 & K_{xx} & K_{x\theta} \\ 0 & K_{\theta x} & K_{\theta\theta} \end{bmatrix} - \omega^2 \begin{bmatrix} m & m & mh \\ 0 & m_0 & 0 \\ mh & mh & I_T \end{bmatrix} \right\} \cdot \begin{bmatrix} u \\ u_r^c \\ \phi_r^c \end{bmatrix} = \omega^2 \left\{ \begin{bmatrix} m \\ m_0 \\ mh \end{bmatrix} u_g + \begin{bmatrix} mh \\ 0 \\ I_T \end{bmatrix} \phi_g \right\} \quad (5.3)$$

donde $I_T = mh^2 + I_0 + I$ y $K = k + i2\omega_n m \xi \omega$, siendo $\omega_n = 2\pi/T$ la frecuencia natural de la superestructura de base fija. Una vez que el movimiento de entrada de la cimentación se calcule y los vectores de la derecha y los coeficientes de la matriz sean conocidos, la deflexión de la estructura y el movimiento relativo de la cimentación pueden ser calculados en el rango de frecuencias que interese.

ECUACIONES DEL SISTEMA Y PARÁMETROS ADIMENSIONALES.

Un conjunto de parámetros adimensionales, que cubren las principales características de los problemas de SSI, se ha utilizado en varias ocasiones en la literatura relacionada para realizar análisis paramétricos. Siguiendo a estos autores, los parámetros que se utilizan en este documento para caracterizar el sistema suelo-cimentación-estructura son:

- (1) los parámetros de onda $\sigma = c_s T/h$ que mide la rigidez relativa del suelo-estructura,

- (2) relación de esbeltez h / b ;
- (3) relación de densidad de masa $\delta = m / (4\rho_s b^2 h)$ entre la estructura y el suelo;
- (4) relación de masa cimentación-estructura m_0/m ;
- (5) coeficiente de amortiguamiento de la estructura de base fija ξ ;
- (6) frecuencia natural adimensional de la estructura de base fija $\lambda = \omega_n / \omega$,
- (7) frecuencia adimensionales de excitación $a_0 = \omega b / c_s = (b / d) (\omega \cdot d / c_s)$
- (8) Relación de Poisson ν y γ
- (9) factor de amortiguamiento ξ_s del suelo. Un modelo de amortiguamiento de histerético del tipo $\mu_s = Re [\mu_s] (1 + 2i\xi_s)$ es considerado en este trabajo para el material de suelo.

En cuanto a la cimentación, se consideran los siguientes parámetros adimensionales:

- (1) Grado de embebimiento L / b .
- (2) Frecuencia adimensional a_0
- (3) El parámetro de onda $\tau_H = h / (c_s T)$, que es una medida de la rigidez relativa de la estructura y el suelo. Es útil en la evaluación de los efectos de interacción para la excitación armónica.
- (4) La relación H/L , altura de la estructura con el semi-ancho de la base.
- (5) La relación de T/T_0 , período fundamental de la estructura de base fija frente el período de excitación.
- (6) La densidad de masa relativa de la estructura y el suelo, $\delta = m / (4\rho L^2 h)$.
- (7) La relación de m_0/m , masa cimentación frente la masa de la estructura

Después de la adición de las dos primeras filas de modo que la segunda ecuación representa el equilibrio horizontal del conjunto, y la realización de

operaciones algebraicas básicas, la ecuación de movimiento del sistema (4) se puede expresar como una función de los parámetros adimensionales definidos anteriormente, de la siguiente manera

$$\begin{aligned}
 & \left\{ \begin{bmatrix} \lambda^2 + 2\lambda\xi \cdot i & 0 & 0 \\ 0 & \lambda^2 \sigma^2 \frac{1}{16\pi^2} \frac{h}{b} \frac{1}{\delta} \tilde{K}_{xx} & \lambda^2 \sigma^2 \frac{1}{16\pi^2} \frac{1}{\delta} \tilde{K}_{x\theta} \\ 0 & \lambda^2 \sigma^2 \frac{1}{16\pi^2} \frac{1}{\delta} \tilde{K}_{\theta x} & \lambda^2 \sigma^2 \frac{1}{16\pi^2} \frac{h}{b} \frac{1}{\delta} \tilde{K}_{\theta\theta} \end{bmatrix} - \right. \\
 & \left. - \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1h \\ 1 & 1 + \frac{m_0}{m} & 1 \\ 1 & 1 & 1 + \frac{b^2}{3h^2} \left(1 + \frac{m_0}{m}\right) \end{bmatrix} \right\} \cdot \begin{bmatrix} \omega_n^2 u / \omega^2 u_{g_0} \\ \omega_n^2 u_r^c / \omega^2 u_{g_0} \\ \omega_n^2 h \varphi_r^c / \omega^2 u_{g_0} \end{bmatrix} = \\
 & -\lambda^2 \left\{ \begin{bmatrix} 1 \\ 1 + \frac{m_0}{m} \\ 1 \end{bmatrix} I_u + \frac{h}{b} \begin{bmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 + \frac{b^2}{3h^2} \left(1 + \frac{m_0}{m}\right) \end{bmatrix} I_\varphi \right\} \quad (5.5)
 \end{aligned}$$

donde las inercias rotacionales han sido sustituidos por las expresiones $I = mb^2 / 3$ e $I_o = m_o b^2 / 3$, respectivamente (la masa de la cimentación y la estructura distribuida uniformemente sobre áreas cuadradas). Las funciones de impedancia se normalizan como sigue: $\tilde{K}_{xx} = \frac{k_{xx}}{\mu_s \cdot b}$, $\tilde{K}_{\theta\theta} = \frac{k_{\theta\theta}}{\mu_s \cdot b^3}$ y $\tilde{K}_{x\theta} = \frac{k_{x\theta}}{\mu_s \cdot b^2}$; y los factores de interacción cinemática se normalizan con el movimiento de campo libre en la superficie u_{g_0} , siendo $I_u = u_g / u_{g_0}$ y $I_\varphi = \varphi_g b / u_{g_0}$, siendo ambas funciones de la frecuencia adimensional a_0 .

La ecuación (5) se validó mediante la comparación con los resultados de Veletsos y Meek [2], papel en el que las funciones de impedancia provienen de Bielak [7] y Verbic y Veletsos [22]. La validación se completó mediante la reproducción de los resultados obtenidos por Avilés y Pérez-Rocha [9] para las cimentaciones embebidas en medios elásticos. Se obtuvieron diferencias insignificantes en todos los casos.

5.4 Período y amortiguamiento efectivos del sistema acoplado.

El objetivo de esta sección es encontrar las características dinámicas de un oscilador de un solo grado de libertad (SDOF) amortiguado viscosamente (Figura 2b) capaz de reproducir, con la mayor precisión posible, la respuesta del sistema acoplado que se muestra en la Figura 2a. Este sistema SDOF se puede definir por su periodo natural no amortiguado \tilde{T} y su coeficiente de amortiguamiento $\tilde{\xi}$, de modo que su ecuación de movimiento se puede escribir como

$$\frac{\tilde{\omega}_n^2 u}{\omega^2 u_{g0}} = \frac{1}{\left(\frac{\omega^2 u}{\tilde{\omega}_n^2} - 1\right) - 2i\tilde{\xi} \frac{\omega}{\tilde{\omega}_n}} \quad (5.6)$$

siendo $\tilde{\omega}_n = 2\pi / \tilde{T}$ y $Q = Abs [\omega^2_n u / \omega^2 u_{g0}]$ la función de transferencia utilizada para establecer esta equivalencia, que es la más adecuada desde un punto de vista operativo, ya que representa la proporción de la fuerza de cizallamiento en la base de la estructura de la fuerza del terremoto efectiva. No es posible encontrar un sistema SDOF con impedancias constantes que reproduzca exactamente la curva de respuesta armónica de tres grados de libertad del sistema (3DOF), ya sea con impedancias constantes o dependientes de la frecuencia. Por lo tanto, el objetivo es reproducir la respuesta del sistema de 3DOF dentro del rango en el que se produce la respuesta pico. Como la definición de un sistema de SDOF necesita sólo dos parámetros, las estrategias utilizadas para determinar sus características dinámicas se basan en la consideración de un punto común entre la respuesta objetivo del sistema de 3DOF y la de un sistema de SDOF que mejor se aproxima a ella. Desde un punto de vista de la ingeniería, la estrategia más intuitiva consiste en tomar como punto común el que corresponde al valor máximo Q_m del espectro de respuesta ya que algunos autores tales como hacen Todorovska (1992) o Aviles y Pérez- Rocha (1998). Esta estrategia (MAX) se puede lograr en este caso por la resolución iterativa del sistema de ecuaciones (5), lo que permite encontrar el período de la respuesta-pico T_m y el valor máximo correspondiente Q_m . Entonces, suponiendo que el mecanismo de amortiguamiento del oscilador SDOF equivalente es de naturaleza viscosa, es bien sabido que su coeficiente de amortiguamiento se puede encontrar como

$$\tilde{\xi} = \frac{1}{\sqrt{2}} \left(1 - \sqrt{\frac{Q_m^2 - 1}{Q_m^2}} \right)^{1/2} \quad (5.7)$$

que se obtiene de la expresión para Q_m en la Figura 3. Ahora, el periodo natural del oscilador equivalente \tilde{T} se puede calcular como

$$\tilde{T} = \sqrt{1 - 2\tilde{\xi}^2} \cdot T_m \quad (5.8)$$

que es aplicable solo para valores del amortiguamiento inferior a $\frac{1}{\sqrt{2}}$.

Sin embargo, esta estrategia conduce a frecuencias naturales no fiables cuando ($\tilde{\xi} > 0,2$), caso en el que la frecuencia del pico de respuesta se convierte en un lugar indefinido. Con el fin de evitar este inconveniente, se puede utilizar otro enfoque basado en la búsqueda del autovalor $\tilde{\lambda}$ del sistema 3DOF. En este sentido, es muy ilustrativo el procedimiento propuesto en esta línea por Aviles y Perez-Rocha (1998). Estos autores adoptan una simplificación que consiste en dejar de lado los términos de acoplamiento cruzado horizontal-balanceo y luego también los términos de orden superior que utiliza productos de coeficientes de amortiguamiento en las expresiones resultantes. De esta manera, se obtienen expresiones aproximadas manejables para el período y amortiguamiento del sistema de interacción. Esta suposición ha sido ampliamente utilizada por muchos autores. Sin embargo, dejar de lado los términos de acoplamiento cruzado de la rigidez y amortiguamiento $K_{x\theta}$ y $c_{x\theta}$, no es bien aceptado, ni siquiera para determinadas configuraciones de cimentaciones embebidas.

5.5 RESULTADOS

En esta sección, se analiza el procedimiento propuesto para estudiar la influencia de SSI sobre la respuesta de las estructuras cimentadas con embebimiento en términos del período efectivo \tilde{T}/T y el amortiguamiento efectivo $\tilde{\xi}$ del sistema. Aunque no es un análisis exhaustivo ni terminal, se pueden extraer varias conclusiones interesantes estudiando cómo los efectos de SSI sobre el comportamiento dinámico del sistema se ven influidos por la variación de parámetros tales como la relación de esbeltez estructural h/b , el parámetro de la onda σ o la relación de embebimiento L/B .

Se analiza para los valores de los parámetros: $\delta = \{0.05, 0.10, 0.15, 0.20\}$; $m_o/m = 0$; $0 < 1/\sigma < 0.5$; $h/b = \{1, 2, 5, 10\}$; $\xi = 0.05$; $\xi_s = 0.05$ y $\nu_s = 0.3$. Estos valores son representativos de los edificios y suelos típicos. Varios autores (Aznárez et al. (2013)) han comprobado que la variación del parámetro m_o/m en el rango entre 0 y 0.5 no produce diferencias significativas en términos de \tilde{T}/T y $\tilde{\xi}$. Estas conclusiones apoyan la simplificación generalmente asumida por desprestigiar m_o , lo cual es necesario para obtener las expresiones adimensionales del procedimiento de solución propuesta en este trabajo.

El rango de valores utilizados en este estudio para $1/\sigma$ abarca la mayor parte de los casos reales como puede verse en Stewart et al. (1999), donde se proporcionan los resultados empíricos de los efectos de SSI de 57 obras que cubren una amplia gama de condiciones estructurales y geotécnicas reales. La mayoría de estos casos muestran los valores de $1/\sigma$ entre 0 y 0,3.

Con respecto a la relación de densidad de masa entre la estructura y el suelo soporte, δ , se debe mencionar que este parámetro tiene una influencia relevante sobre la respuesta del sistema. La figura 5.3 muestra que la disminución de δ implica un aumento de la rigidez del sistema que conduce a los valores más bajos de período efectivo \tilde{T}/T y amortiguamiento efectivo $\tilde{\xi}$. Los efectos asociados a SSI se hacen más notables a medida que la relación de esbeltez estructural h/b aumenta. Sin embargo, como se mencionó antes, uno de los valores considerados en este proyecto ($\delta = 0,15$) es representativo de edificios y suelos típicos y ha sido utilizado en trabajos anteriores por otros autores como Aviles y Perez-Rocha (1998) o Veletsos y Meek (1974).

Las impedancias y los factores de interacción cinemática son aspectos clave y no triviales del problema. Diferentes expresiones y gráficos están disponibles en la literatura para ciertas configuraciones. Es por ello que en el capítulo 4 se calcularon los factores de interacción cinemática y las impedancias dinámicas. Se muestran para los cuatro tipos de suelos analizados (dos elásticos y dos poroelásticos).

Impedancias Para suelo Poroelástico, con $b = 0$. Condición de contacto fluido Permeable

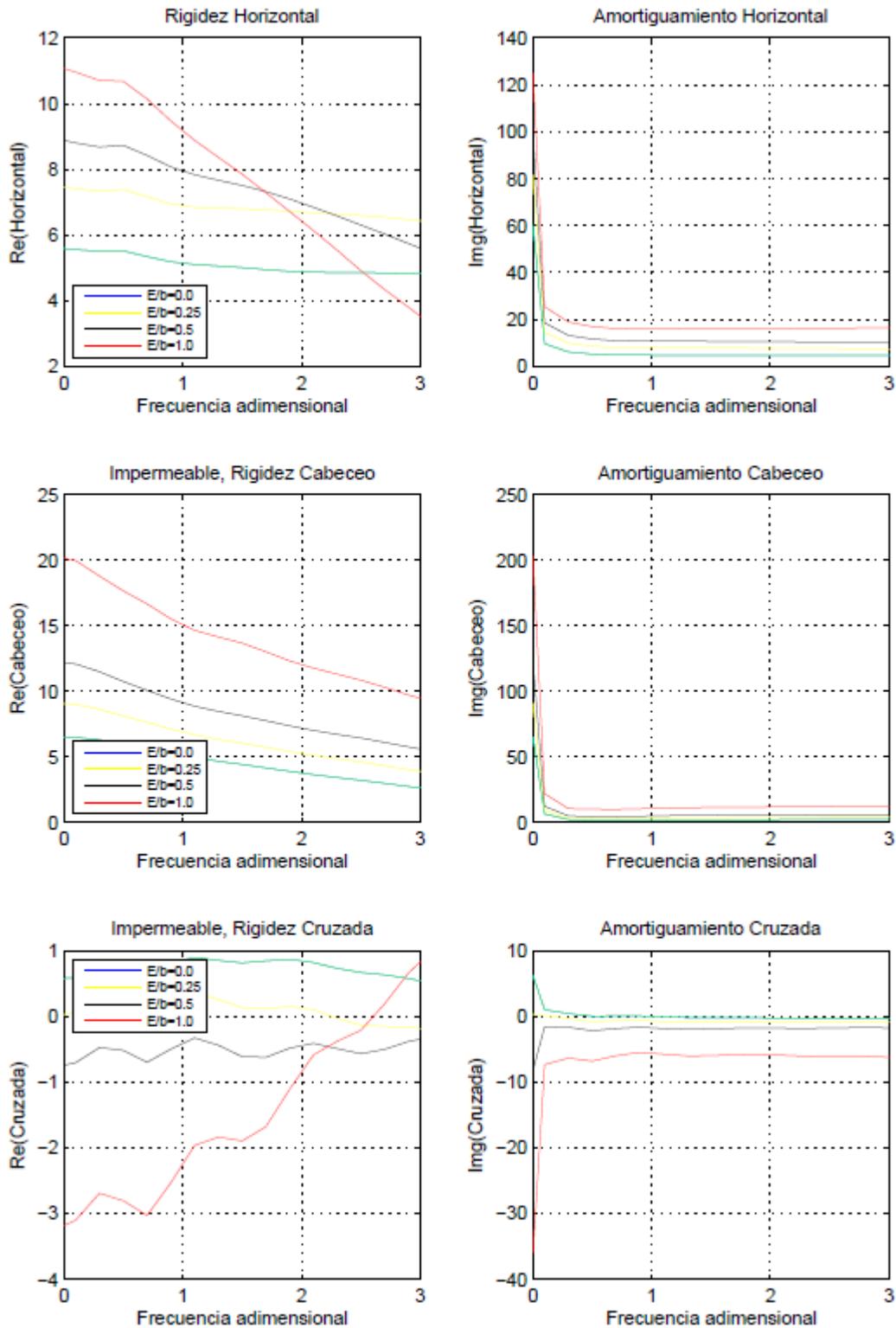


Figure 5.3 Impedancias para suelo Poroelástico, con $b = 0$. Condición de contacto fluido Permeable.

Impedancias Para suelo Poroelástico, con $b = 1569e6$. Condición de contacto fluido Permeable

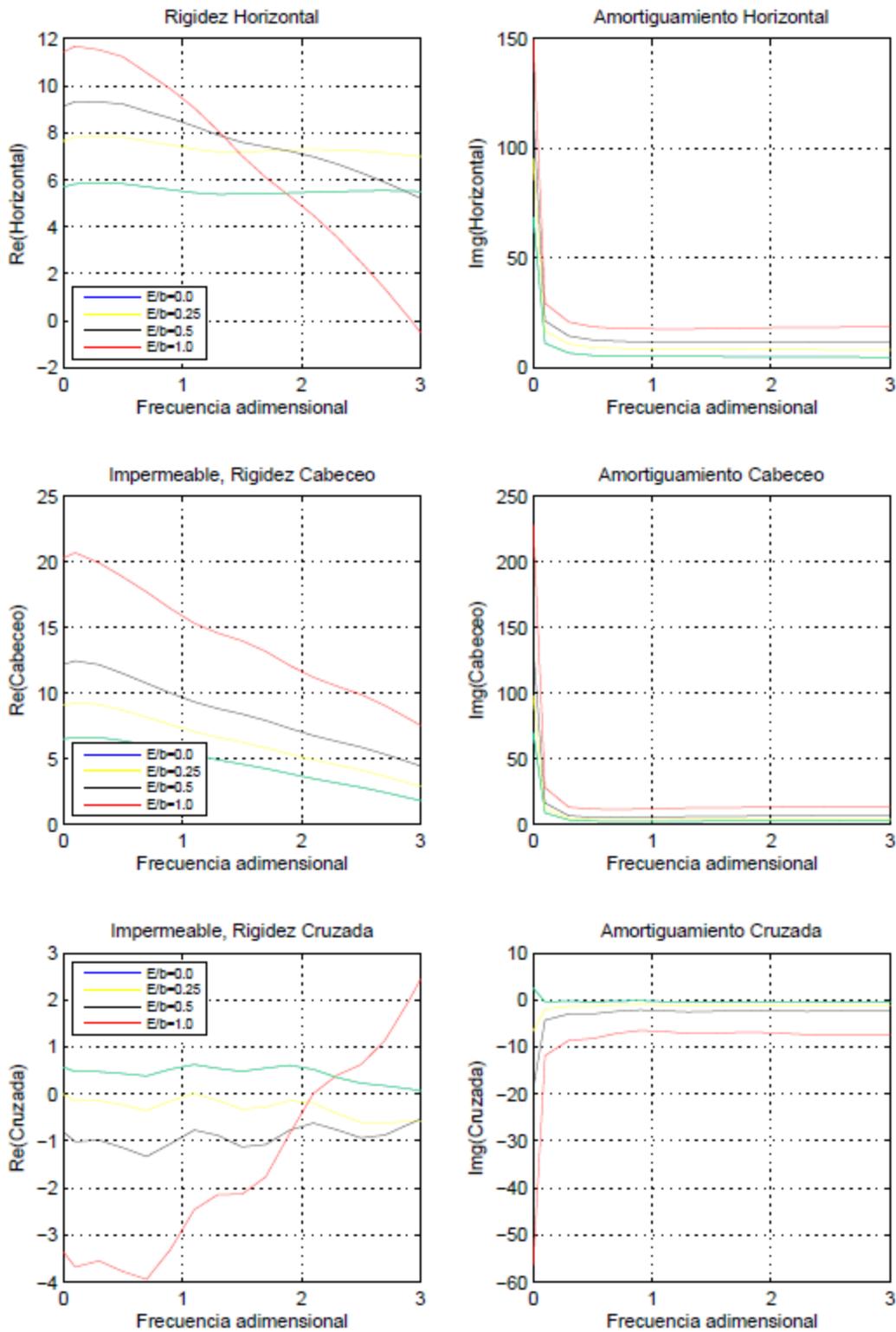


Figure 5.4 Impedancias para suelo Poroelástico, con $b = 1569e6$. Condición de contacto fluido Permeable

Impedancias Para suelo Elastico no drenado ($\nu = 0.4876$)

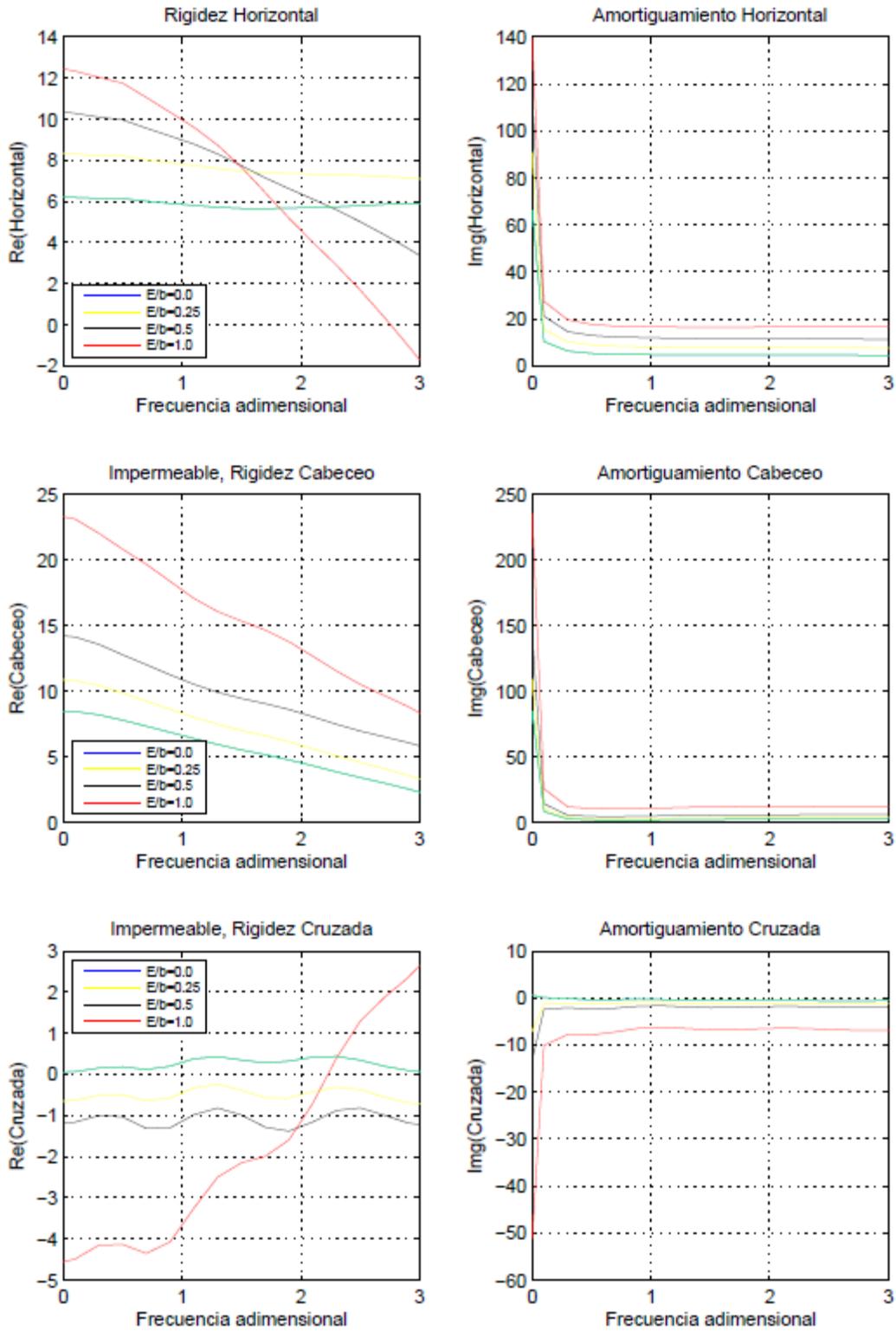


Figure 5.5 Impedancias para suelo Elastico no drenado ($\nu = 0.4876$)

Impedancias Para suelo Elastico no drenado ($\nu = 0.3$)

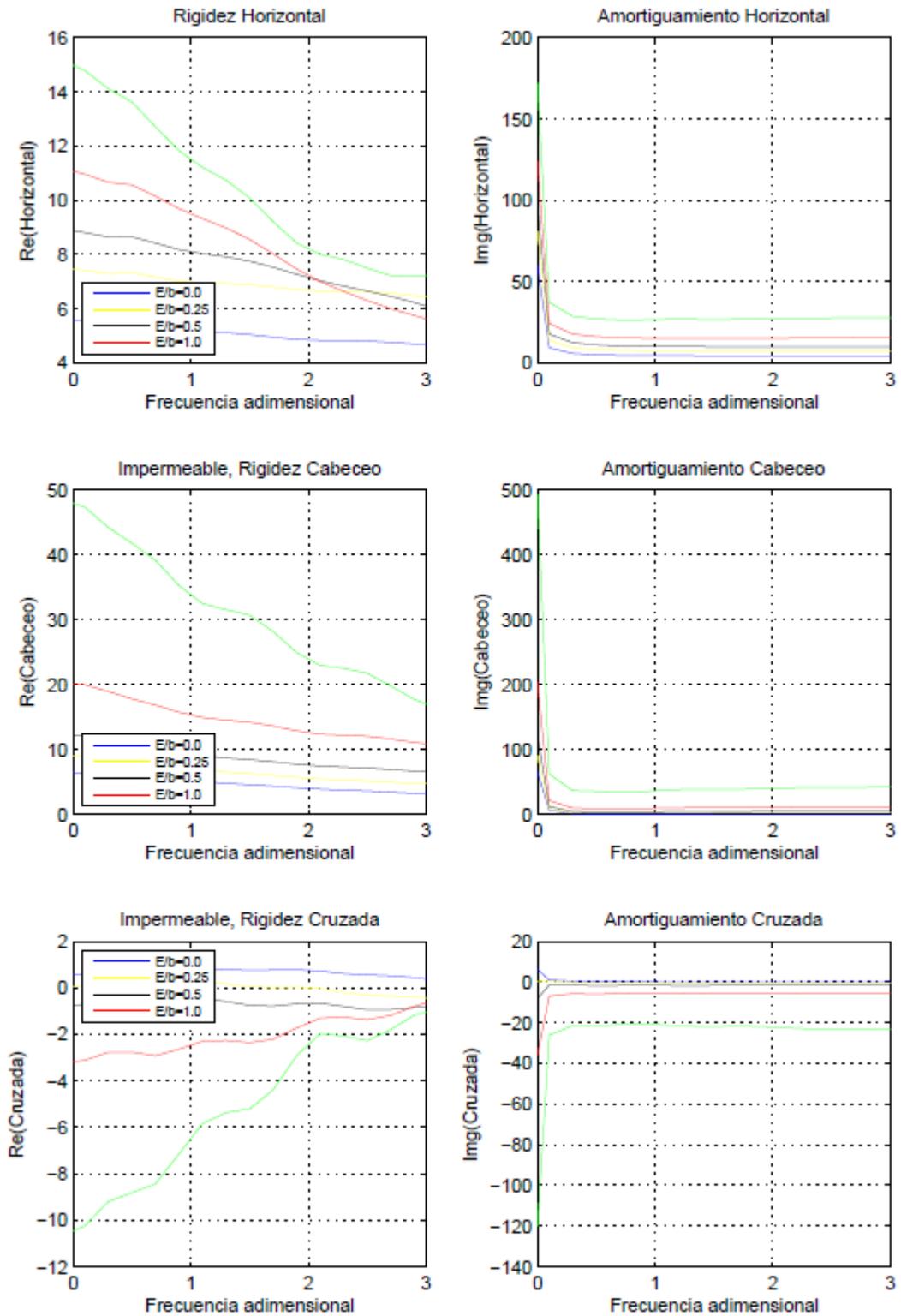


Figure 5.6 Impedancias para suelo Elastico no drenado ($\nu = 0.3$)

Factor de interacción cinemática para suelo Poroelástico $b = 0$. Condición de contacto fluido Permeable

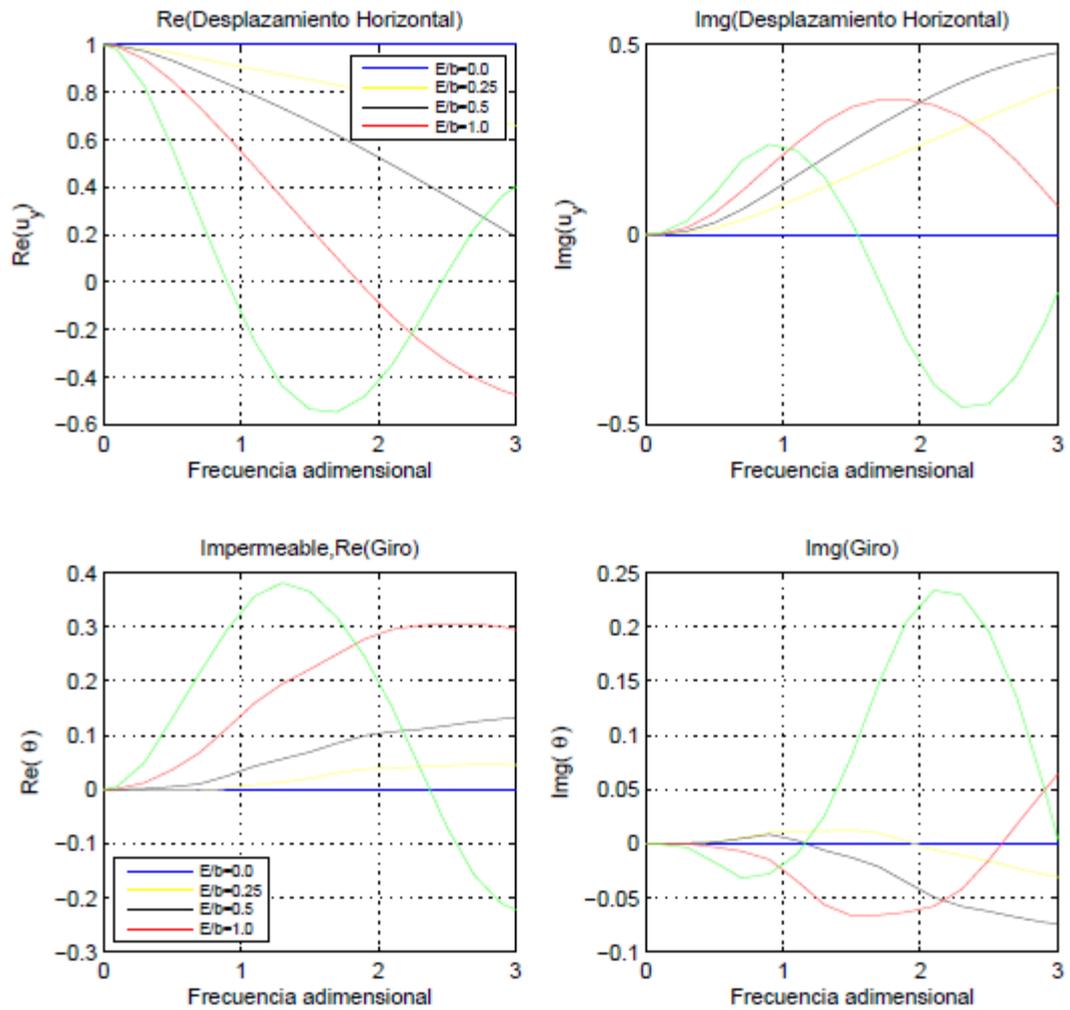


Figure 5.7 Factor de interacción cinemática para suelo Poroelástico, con $b = 0$. Condición de contacto fluido Permeable

Factor de interacción cinemática para suelo Poroelástico $b = 1569e6$. Condición de contacto fluido Permeable

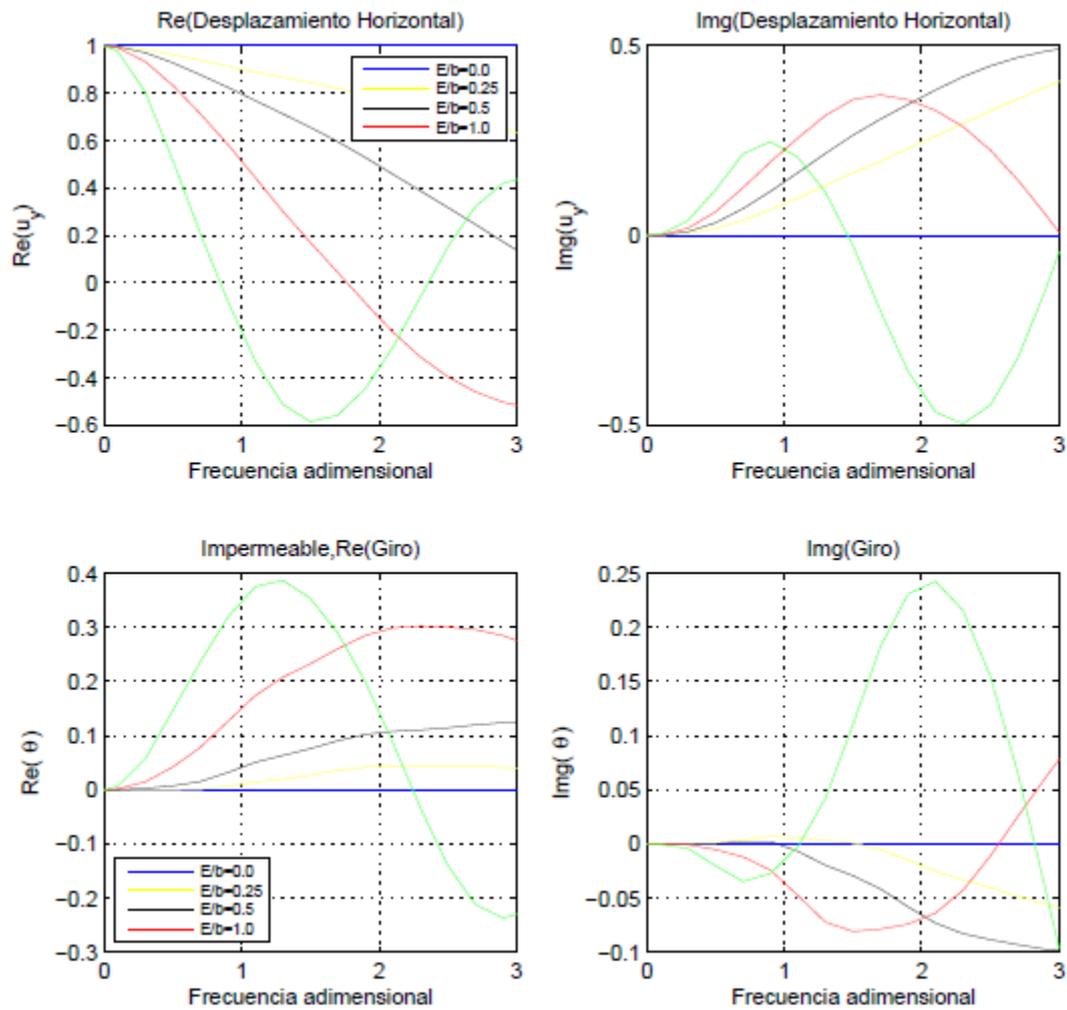


Figure 5.8 Factor de interacción cinemática para suelo Poroelástico, con $b = 1569e6$. Condición de contacto fluido Permeable

Factor de interacción cinemática para suelo Elástico no drenado ($\nu = 0.4876$)

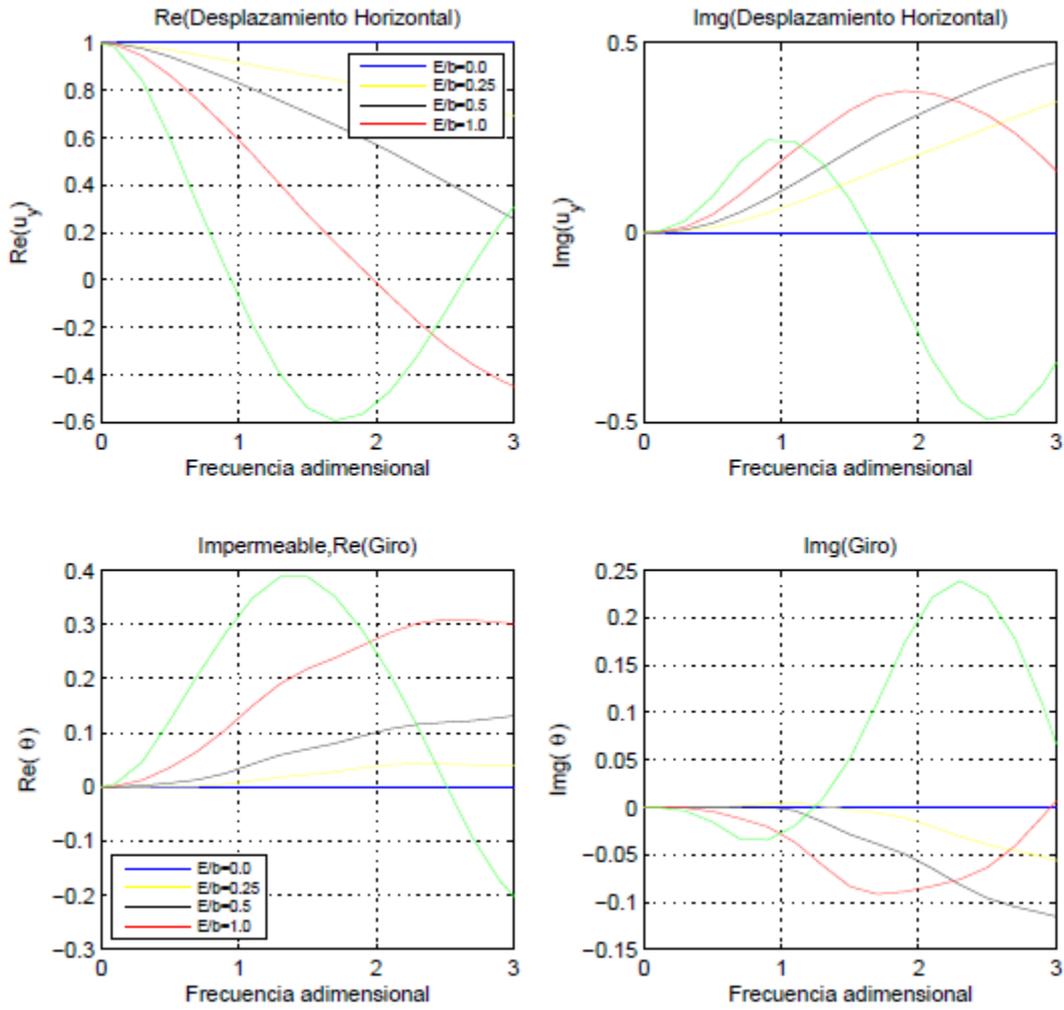


Figure 5.9 Factor de interacción cinemática para suelo Elástico no drenado ($\nu = 0.4876$)

Factor de interacción cinemática para suelo Elastico drenado ($\nu = 0.3$)

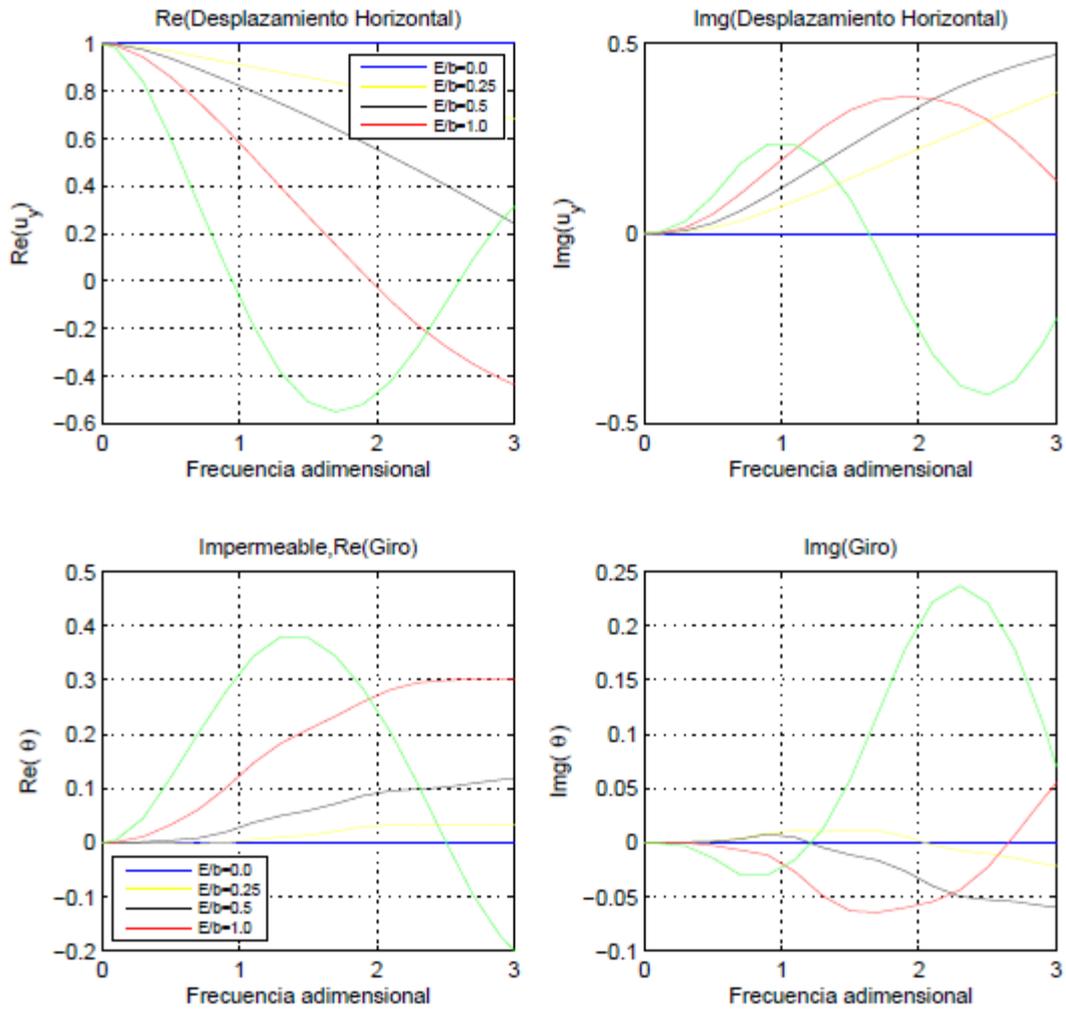


Figure 5.10 Factor de interacción cinemática para suelo Elastico drenado ($\nu = 0.3$).

Se procede a mostrar los resultados de la influencia de los parámetros antes mencionados.

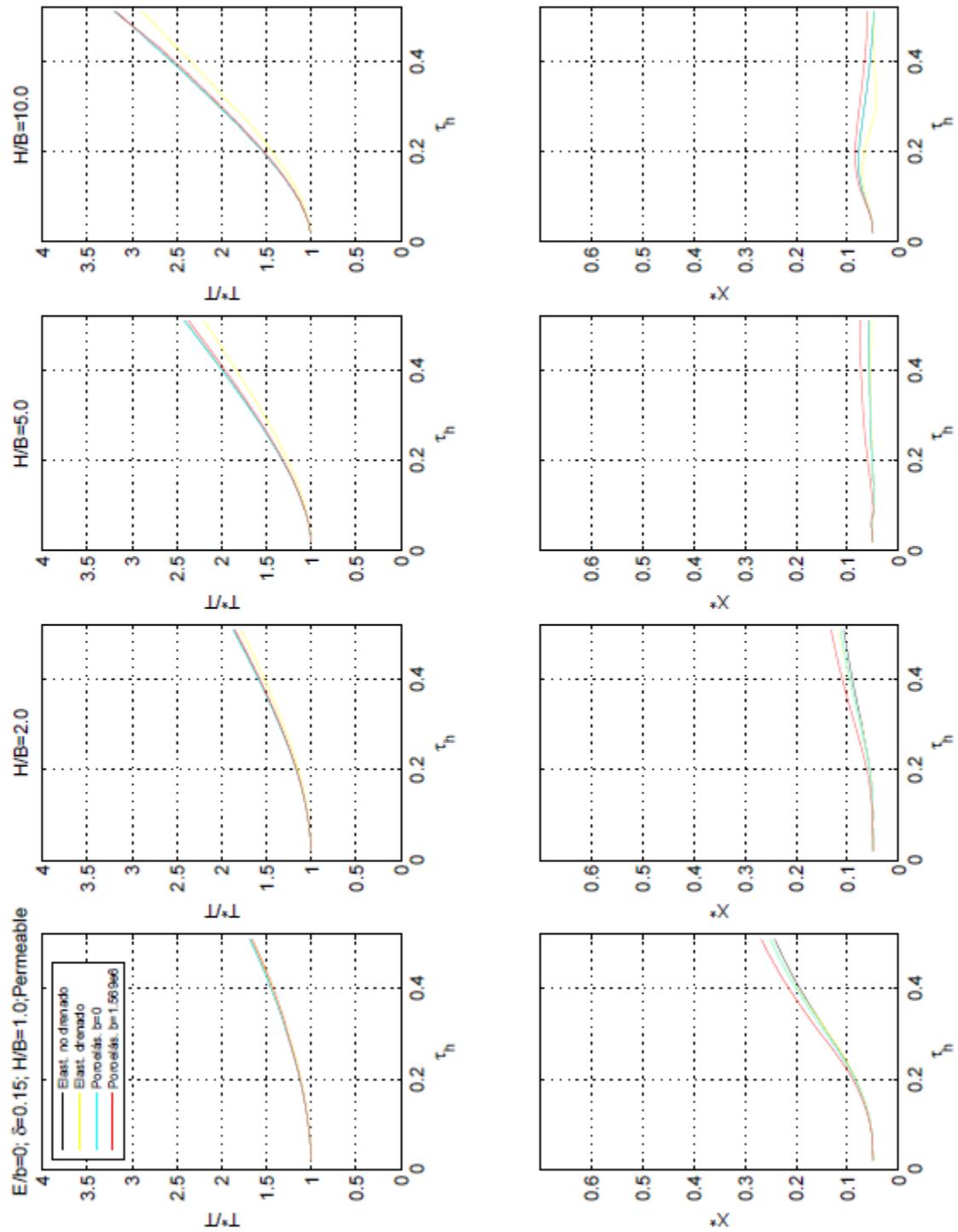


Figura 5.11 Período efectivo \tilde{T}/T y amortiguamiento efectivo $\tilde{\xi}$. Relación de densidad de masa entre la estructura y el suelo soporte $\delta=0.15$. Influencia del h/b . $E/b=0$. Suelos elástico y poroelástico.

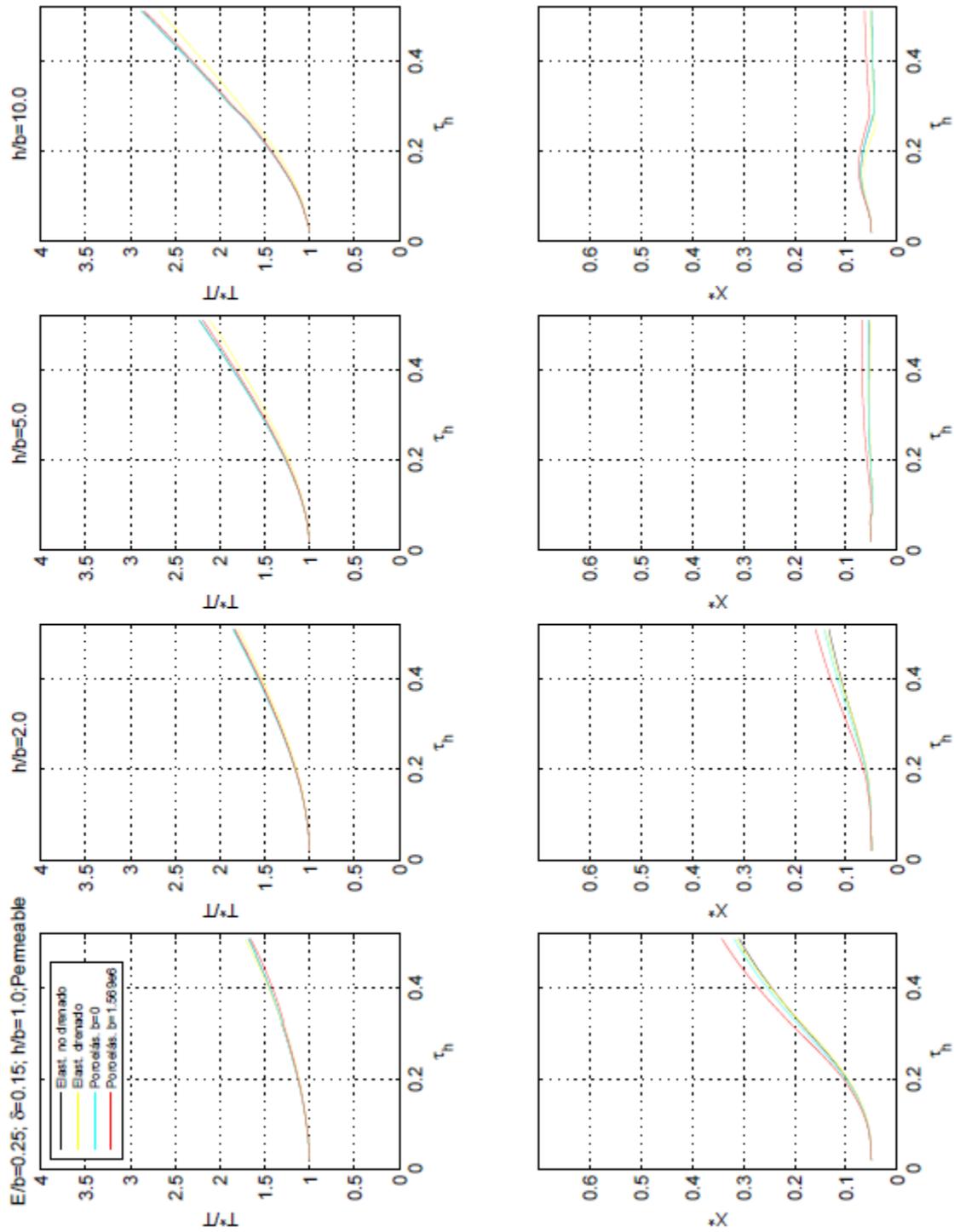


Figura 5.12 Período efectivo \tilde{T}/T y amortiguamiento efectivo $\tilde{\zeta}$. Relación de densidad de masa entre la estructura y el suelo soporte $\delta=0.15$. Influencia del h/b . $E/b=0.25$.

Suelos elástico y poroelástico.

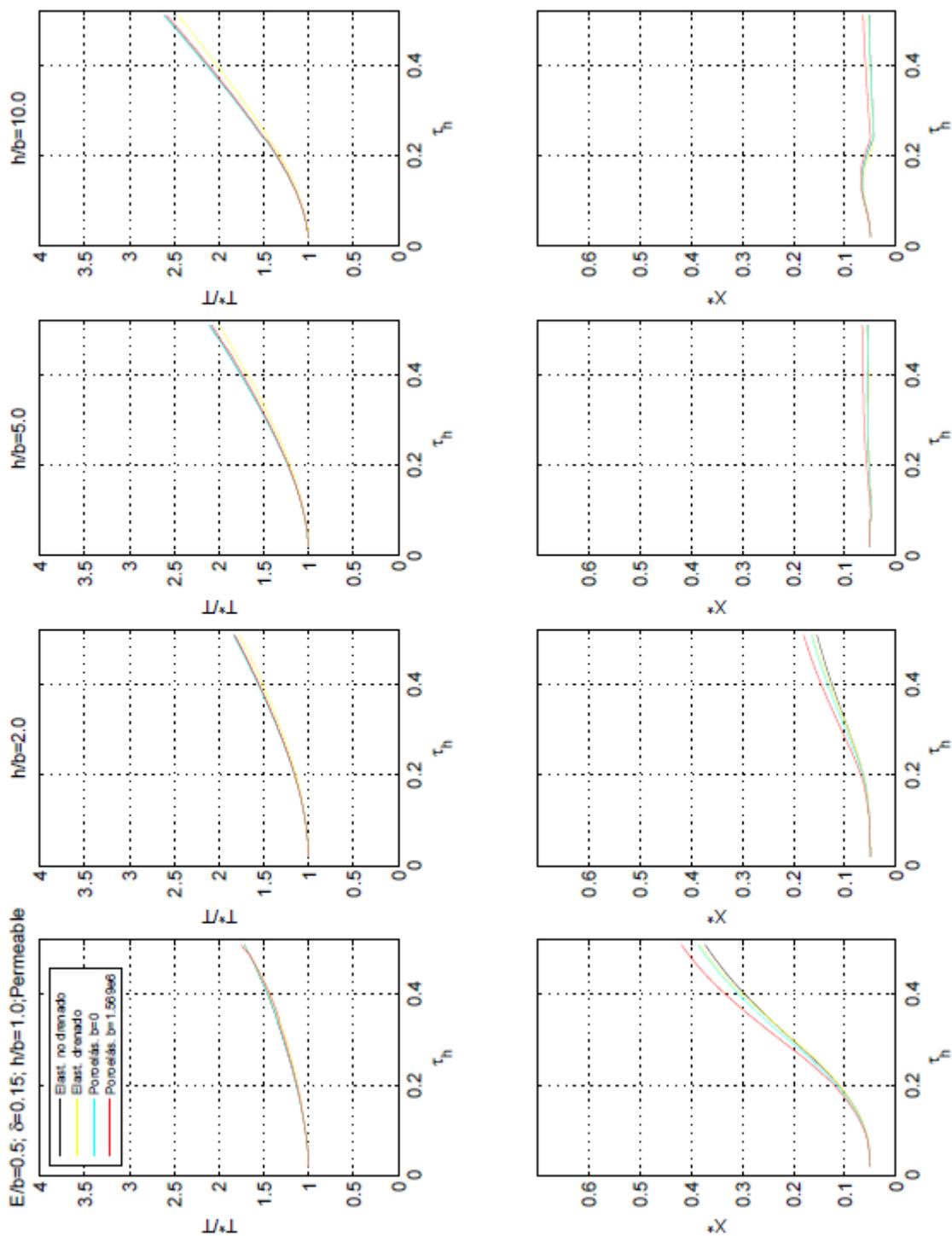


Figura 5.13 Período efectivo \tilde{T}/T y amortiguamiento efectivo $\tilde{\zeta}$. Relación de densidad de masa entre la estructura y el suelo soporte $\delta=0.15$. Influencia del h/b . $E/b=0.5$. Suelos elástico y poroelástico.

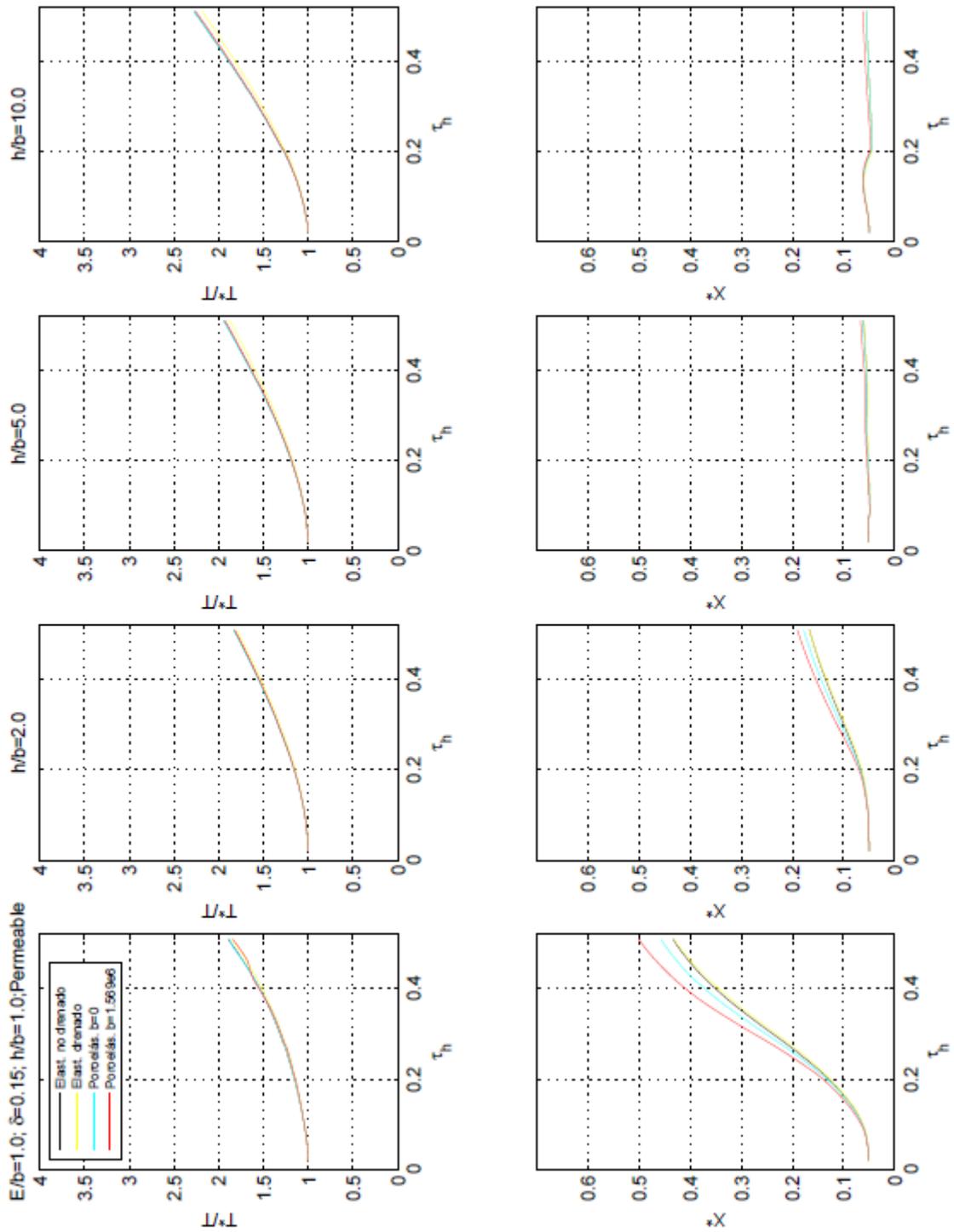


Figura 5.14 Período efectivo \tilde{T}/T y amortiguamiento efectivo $\tilde{\xi}$. Relación de densidad de masa entre la estructura y el suelo soporte $\delta=0.15$. Influencia del h/b . $E/b=1$. Suelos elástico y poroelástico.

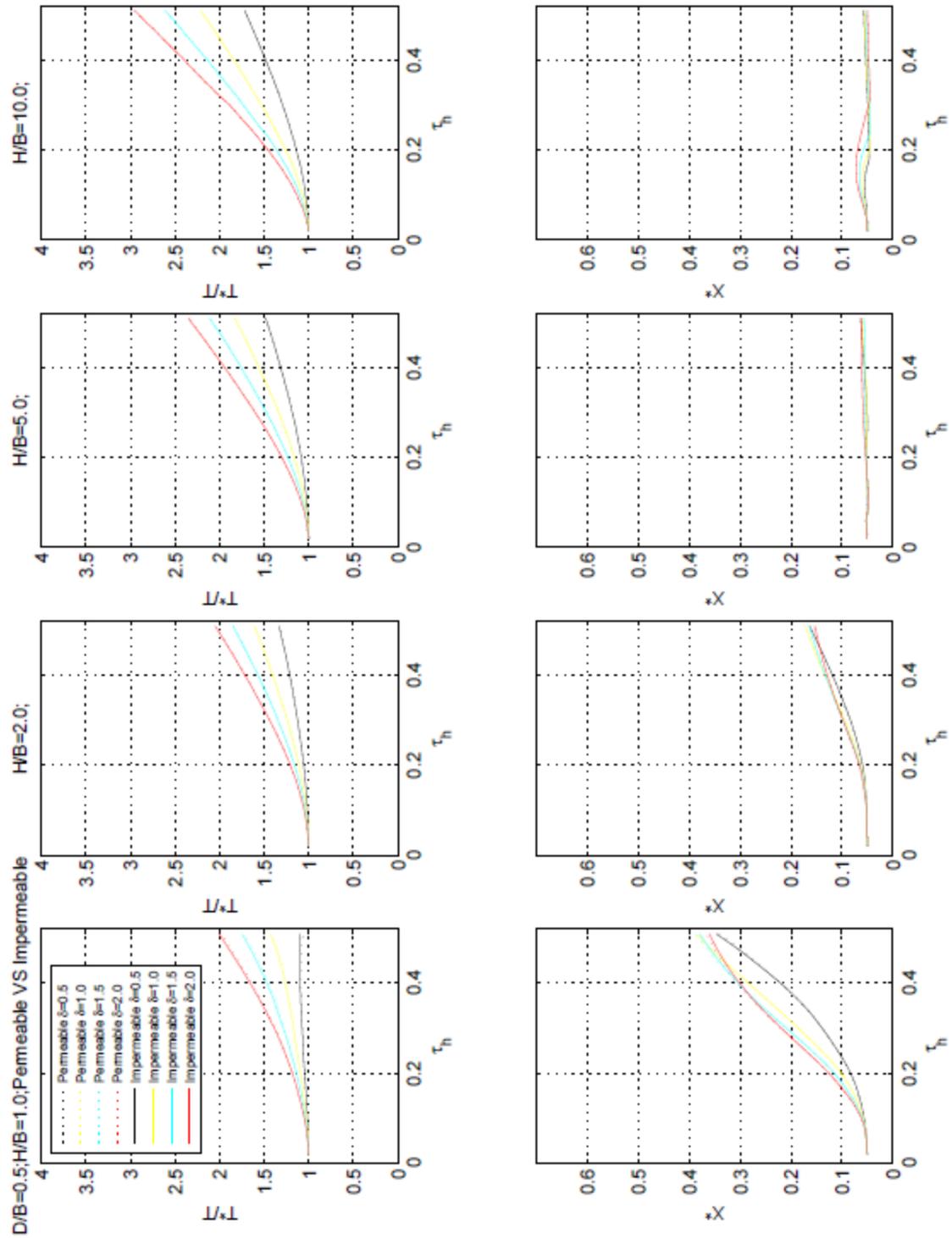


Figura 5.15 Período efectivo \tilde{T}/T y amortiguamiento efectivo $\tilde{\xi}$. Influencia de la relación de densidad de masa entre la estructura y el suelo soporte δ . $E/b=0.5$.

En este trabajo, todas las funciones de impedancia y los factores de interacción cinemática se calculan utilizando un modelo de acoplado de método de elementos de contorno (BEM) - método de elementos finitos (FEM).

Se realiza un estudio según distintos tipos de suelos, que se modela utilizando BEM como medio lineal, isótropo, homogéneo y, dos casos poroelásticos y otros dos casos viscoelásticos. Se suponen condiciones de contacto soldadas en el contorno de las interfaces de cimentación-suelo.

Todos los resultados presentados en este documento se obtienen teniendo en cuenta todos los elementos de la matriz de impedancias.

El amortiguamiento del sistema $\tilde{\xi}$ aumenta cuando se consideran las impedancias de acoplamiento cruzado, lo que implica que la respuesta dinámica del sistema se subestima cuando se omite. Por otro lado, el periodo natural del sistema \tilde{T} aumenta cuando se tienen en cuenta las impedancias de acoplamiento cruzado.

Cabe señalar que, para los casos en que los efectos de la interacción cinemática son relevantes, su influencia se hace más notable cuando el parámetro de la onda σ disminuye. Con respecto a la relación de amortiguamiento, la influencia de los efectos de interacción cinemática disminuye e incluso desaparece al aumentar los valores de la relación de esbeltez de la estructura h / b .

En general, los resultados obtenidos sin considerar los efectos de interacción cinemática llevaban a sobreestimar el amortiguamiento del sistema..

INFLUENCIA DE LA RELACIÓN DE ESBELTEZ ESTRUCTURAL h/b Y EL PARÁMETRO DE LA ONDA σ EN EL COMPORTAMIENTO DINÁMICO DEL SISTEMA.

La influencia de la relación de esbeltez estructural h / b y el parámetro de la onda σ se puede observar que el período efectivo del sistema \tilde{T}/T aumenta al disminuir los valores de σ , lo que implica una menor rigidez del suelo. Generalmente, los valores más bajos de h / b conducen a una reducción de \tilde{T}/T .. En todos los casos, SSI implica un aumento del período del sistema ($\tilde{T} > T$). Por el contrario, el valor del factor de amortiguamiento efectivo $\tilde{\xi}$ puede ser mayor o menor que el correspondiente a la estructura de base fija dependiendo principalmente de h / b . Para edificios con $h / b < 5$, crece con $1 / \sigma$ y muestra valores mayores que el

coeficiente de amortiguamiento estructural de base fija. Por el contrario, para los edificios con $h / b \geq 5$ es casi independiente de $1 / \sigma$ por lo que se sitúa en torno al factor de amortiguamiento estructural de base fija. Estos resultados se esperaban gracias a que conclusiones similares se habían extraído de los estudios en la misma línea para estructuras basadas en cimentaciones embebidas.

5.6 COMPROBACIÓN

En 1987, Luco, Trifunak y Wong analizan el edificio de Robert A. Millikan Library. De la monitorización se extrae una extensa base de datos.

Dicho edificio tiene una altura equivalente en su primer modo fundamental de 48 metros. Posee una profundidad de enterramiento de 4 metros, con una planta de $21 \times 23 \text{ m}^2$. La relación h/b es de 4,2 y el grado de enterramiento E/b es de 0.5. La relación de densidad de masa entre la estructura y el suelo soporte δ es de 0.5.

Al aumentar el valor de τ , es decir, el terreno se vuelve más blando en relación con el edificio, el periodo \tilde{T}/T crece en todos los casos (T es el periodo en base rígida), por lo que la frecuencia natural decrece, según se puede apreciar en las figuras 5.11 a 5.14.

Todorovska y Rjoub (2006) publican un estudio centrado también en la Millikan Library y confirma que tanto el periodo como el amortiguamiento de edificio se ven modificados causados aparentemente por un periodo de fuertes lluvias donde el suelo quedó saturado. Pasado un tiempo, las propiedades dinámicas del edificio volvieron a la normalidad. De dicho artículo, se tiene una $c_s = 300 \text{ m/s}$ y aparece registrada una frecuencia natural en dirección Norte-Sur de $f_{N-S} = 2.33 \text{ Hz}$ y en dirección Este-Oeste $f_{E-O} = 1.39 \text{ Hz}$. Fijándonos en la componente N-S, el periodo toma el valor $T_{N-S} = 1/2.33 = 0.429 \text{ s}$, con lo que $\sigma = c_s \cdot T/H = 2.68$, de donde se deduce que $\tau = 1/\sigma = 0.37$.

Fijando en la figura 5.13, la cual corresponde con el grado de embebimiento de la Millikan library, para el valor de $h/b=5$ tenemos:

$$\left. \begin{array}{l} \left. \frac{\tilde{T}}{T}(\tau = 0.37) \right)_{\substack{\text{Poroelástico} \\ b=0}} = 0.166787e1 \\ \left. \frac{\tilde{T}}{T}(\tau = 0.37) \right)_{\substack{\text{Poroelástico} \\ b=1.569e6}} = 0.16491e1 \end{array} \right\} \Rightarrow \frac{0.166787e1 - 0.16491e1}{0.166787e1} \cdot 100 = 1.125\%$$

Es decir, el periodo ha bajado un 1,125%, por lo que la frecuencia aumenta en el mismo porcentaje. Este hecho esta en concordancia con el artículo de Todorovska y Rjoub (2006), donde indica que la medida de la frecuencia NS registrada, disminuyó entorno a un 1%.

Para contrastar los datos mostrados anteriormente, compararemos los resultados con los suelos elástico drenado ($\nu=0.3$) y no drenado ($\nu=0.4876$). Así, tenemos

$$\left. \begin{aligned} \frac{\tilde{T}}{T}(\tau = 0.37) \Bigg|_{\substack{\text{Elástico} \\ \text{Drenado}}} &= 0.166586e1 \\ \frac{\tilde{T}}{T}(\tau = 0.37) \Bigg|_{\substack{\text{Elástico} \\ \text{No Drenado}}} &= 0.159558e1 \end{aligned} \right\} \Rightarrow \frac{0.166586e1 - 0.159558e1}{0.166586e1} \cdot 100 = 4.22\%$$

Es decir, el periodo ha bajado un 4,22%, por lo que la frecuencia aumenta en el mismo porcentaje. Este valor es mayor al del caso poroelástico dado que no posee amortiguamiento por la fase fluida.

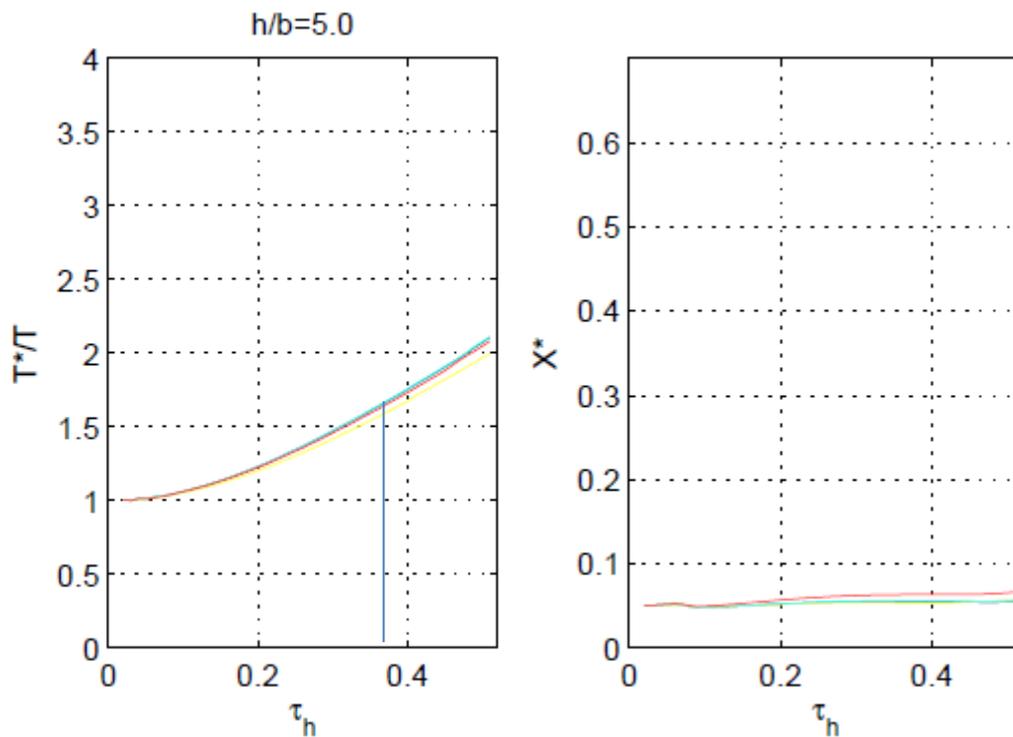


Figura 5.16 Período efectivo \tilde{T}/T y amortiguamiento efectivo $\tilde{\xi}$, $\delta=0.15$, $E/b=0.5$

Por el contrario, si mostramos las variaciones de amortiguamiento, se aprecia lo siguiente:

$$\left. \begin{aligned} \xi(\tau = 0.37)_{\substack{\text{Porroelástico} \\ b=0}} &= 0.563002e - 01 \\ \xi(\tau = 0.37)_{\substack{\text{Porroelástico} \\ b=1.569e6}} &= 0.636933e - 01 \end{aligned} \right\}$$

$$\Rightarrow \frac{(0.636933e - 1) - (0.563002e - 01)}{(0.563002e - 1)} \cdot 100 = 13.13e\%$$

El amortiguamiento crece un 13.13%.

Tabla de contenido

Capítulo 5. 1

EFFECTOS DE LA INTERACCIÓN SUELO-ESTRUCTURA SOBRE LAS CARACTERÍSTICAS
DINÁMICAS..... 1

5.1. INTRODUCCIÓN..... 1

5.2 DEFINICIÓN DEL PROBLEMA..... 4

5.3 MODELO DE SUBESTRUCTURACIÓN 5

5.4 Período y amortiguamiento efectivos del sistema acoplado..... 9

5.5 RESULTADOS 11

5.6 COMPROBACIÓN 26