

CORTANTE BASAL USANDO ANÁLISIS MODAL ESPECTRAL EN SISTEMAS CON MÚLTIPLES GRADOS DE LIBERTAD Y CON INTERACCIÓN SUELO ESTRUCTURA

HEBERT ALEXIS ARIAS CANO

Trabajo Elaborado para optar por el título de Magister en Ingeniería

ASESOR:

JUAN DIEGO JARAMILLO FERNÁNDEZ, PhD

Departamento de Ingeniería Civil

Universidad EAFIT

Medellín, Colombia

2017

RESUMEN

Las normas y guías de diseño tales como FEMA P-1050 y ASCE-2010 describen el problema de sistemas de múltiples grados de libertad con interacción suelo estructura (ISE) como un grado de libertad fundamental sobre una base con interacción lateral y rotacional más otros modos de vibración aislados y apoyados sobre una base fija, simplificando el problema al despreciar el efecto de acoplamiento de todos los modos de vibración en la base con interacción. En esta investigación se estudia el efecto ISE de tener todos los modos de vibración acoplados en una cimentación superficial infinitamente rígida sometida a una excitación del suelo. Para hacer esto se parte de la respuesta total de sistemas de múltiples grados de libertad acoplados en una cimentación con efectos ISE, y se propone una alternativa simplificada para combinar de acuerdo con los métodos tradicionales de combinación de respuestas modales, las respuestas de cada uno de los modos de este sistema acoplado. De acuerdo con los análisis realizados, el acoplamiento de los modos en la cimentación con ISE tiene una influencia notable sobre la cortante basal total en algunas edificaciones, en especial cuanto mayor es la altura de la edificación y menor es la rigidez rotacional del sistema de cimentación.

Palabras Clave: Cortante Basal, Interacción Suelo Estructura, Funciones de Transferencia, Análisis modal y Funciones de Impedancia.

INTRODUCCIÓN

Existen diferentes maneras de evaluar la cortante basal en sistemas con ISE, métodos refinados tales como los de elementos finitos (FEM), diferencias finitas o métodos de elementos de frontera (BEM), métodos todos estos muy robustos y complejos que hacen que su uso en la ingeniería de diseño esté restringido a megaproyectos de ingeniería como presas, centrales nucleares, y algunas otras edificaciones especiales. Pensando en problemas típicos de ingeniería y observando la forma de la función de transferencia para sistemas de un grado de libertad con ISE, Jennings y Bielak 1973, y J Bielak 1975 consideran el problema de los sistemas con ISE como sistemas de un grado de libertad con un período y un amortiguamiento equivalente donde la mayor parte de la masa participativa se concentra en el modo fundamental de vibración. Códigos y guías de diseño tales como la NEHRP-2012, FEMA-2015 y ASCE-2010, adoptan esta filosofía y tratan los problemas ISE como sistemas de un grado de libertad con período y amortiguamiento equivalentes, adicionando el efecto de los modos superiores como si estos tuvieran base fija, despreciando el efecto de acoplamiento y los efectos ISE sobre los modos de vibración superiores. El objetivo de este trabajo es el de plantear un método simplificado, fácilmente programable, que permita cuantificar con un grado de precisión razonable el fenómeno ISE en sistemas de múltiples grados de libertad. Para hacer esto se calcula analíticamente la función de transferencia de cada grado de libertad de sistemas de múltiples grados de libertad acoplados en la cimentación y con efectos ISE. Con base en esta formulación se plantea una estrategia simplificada para combinar, haciendo uso de los métodos tradicionales de combinación de respuestas modales, la respuesta de cada uno de los modos del sistema acoplado en la base con ISE. El método usado para plantear las funciones de transferencia es un método analítico desarrollado por Wu y Smith 1995, basado en el análisis modal clásico, en el método de subestructuración y en las funciones de impedancia del suelo de fundación. El método de Wu y Smith se puede considerar la solución exacta y su grado de precisión depende de las funciones de impedancia que se empleen en el suelo de fundación. Para hacer más simple el análisis, las funciones de impedancia empleadas en conjunto con el método de Wu y Smith fueron las basadas en modelos de cono implementados inicialmente por Meek y Veletsos, 1974 y Veletsos y Nair, 1974, para validar los resultados de soluciones más rigurosas y retomadas luego en la década de los 90's por Meek y Wolf. Los modelos de cono están basados en la

elastodinámica, y a diferencia de los métodos refinados como los de elementos finitos, con ellos es fácil realizar un análisis de sensibilidad de las variables involucradas, sacrificando un poco la precisión pero no tanto como para descartarlos. Para verificar el método de análisis modal con ISE propuesto por Wu y Smith en conjunto con los modelos de cono desarrollados por Meek y Wolf en los 90's, se emplearon 80 casos de edificaciones típicas de pórticos y de muros en concreto, tomando como la solución exacta del problema la obtenida mediante el método de elementos de frontera, BEM. En todos los casos se consideró el suelo de fundación estratificado en dos: el semiespacio y un estrato de 30 m sobre el cual se cimienta la estructura. Se consideraron los tipos de suelo según la rigidez, desde el E hasta el B, de acuerdo con la clasificación de diseño de la ASCE/SEI 7-10 y se varió la configuración de la estructura tanto en planta como en elevación. En todos los casos se consideró que tanto el estrato de cimentación como el semiespacio no tienen amortiguamiento.

Los resultados obtenidos muestran diferencias significativas y no despreciables entre calcular la cortante basal considerando los sistemas con ISE, como un sistema de un grado de libertad equivalente o como sistemas de múltiples grados de libertad con acoplamiento modal, en especial cuanto más grande es la altura de la edificación que se esté analizando y menor sea la rigidez rotacional del sistema suelo-cimentación.

1 ANÁLISIS DE SISTEMAS DE UN GRADO LIBERTAD CON ISE

Los sistemas de un grado libertad con masa M_j , amortiguamiento viscoso c_j , rigidez k_j y altura equivalente h_j apoyados sobre una cimentación infinitamente rígida de masa m_o e inercia rotacional I_o , sujetos a una excitación en la base v_g , pueden ser descritos matemáticamente a través de un equilibrio dinámico de fuerza cortante V_j y momento de volcamiento M_{fj} usando el método de subestructuración de la siguiente manera:

$$M_j(\ddot{v}_j + \ddot{v}_{oj} + \ddot{\theta}_j h_j) + c_j \dot{v}_j + k_j v_j = 0 \quad (1)$$

$$M_j \ddot{v}_j + (M_j + m_o) \ddot{v}_{oj} + M_j h_j \ddot{\theta}_j = -V_j \quad (2)$$

$$M_j h_j \ddot{v}_j + M_j h_j \ddot{v}_{oj} + (M_j h_j^2 + I_t) \ddot{\theta}_j = -M_{fj} \quad (3)$$

Donde I_t es la inercia rotacional total del sistema. La solución en términos del desplazamiento relativo de la estructura con respecto a su base v_j , el coeficiente de

amortiguamiento ξ y la frecuencia natural de la estructura ω_{nj} se expresa más fácilmente en el dominio de la frecuencia y su solución está dada en términos de la función de transferencia $H_{ISEj}(i\omega)$ por la siguiente expresión:

$$v_j(i\omega) = H_{ISEj}(i\omega)v_g(i\omega) \quad (4)$$

$$H_{ISEj}(i\omega) \quad (5)$$

$$= \frac{(G_o(i\omega) - \omega^2 m_o)h_j \alpha_{\theta 2j}(i\omega) + G_o(i\omega)}{G_o(i\omega) - \omega^2(M_j + m_o) - H_j(i\omega)[(G_o(i\omega) - \omega^2 m_o)h_j \alpha_{\theta 1j}(i\omega) + \omega^2 M_j]} H_j(i\omega) \quad (6)$$

$$\alpha_{\theta 1j}(i\omega) = \frac{\omega^2 M_j h_j (G_o(i\omega) - \omega^2 m_o)}{(G_o(i\omega) - \omega^2(M_j + m_o)) \left(G_\theta(i\omega) - \omega^2 (M_j h_j^2 + I_t) \right) - (\omega^2 M_j h_j)^2} \quad (6)$$

$$\alpha_{\theta 2j}(i\omega) = \frac{\omega^2 M_j h_j G_o(i\omega)}{(G_o(i\omega) - \omega^2(M_j + m_o)) \left(G_\theta(i\omega) - \omega^2 (M_j h_j^2 + I_t) \right) - (\omega^2 M_j h_j)^2} \quad (7)$$

$$H_j(i\omega) = \frac{\omega^2}{-\omega^2 + 2\xi\omega\omega_{nj}i + \omega_{nj}^2} \quad (8)$$

$G_o(i\omega)$ y $G_\theta(i\omega)$ son conocidas como las funciones de impedancia, y representan las fuerzas necesarias para producir una traslación horizontal y una rotación armónicas de amplitudes unitarias y frecuencia ω , respectivamente, del sistema suelo-cimentación.

La forma típica de la amplitud de la función de transferencia H_{ISE} del modo j para sistemas con interacción suelo estructura es como se muestra en la Figura 1 en donde se puede observar que la traslación y rotación de la cimentación amplifican la respuesta en frecuencias de excitación más bajas y por lo general no alcanzan el valor máximo que tenía la función de transferencia en el caso de la base fija $H_j(i\omega)$. Entre más fuerte es el fenómeno de interacción más baja es la frecuencia de resonancia del sistema con interacción en relación con el sistema de base fija y menor es la amplitud del sistema con interacción con respecto a la amplificación calculada en el sistema de base fija.

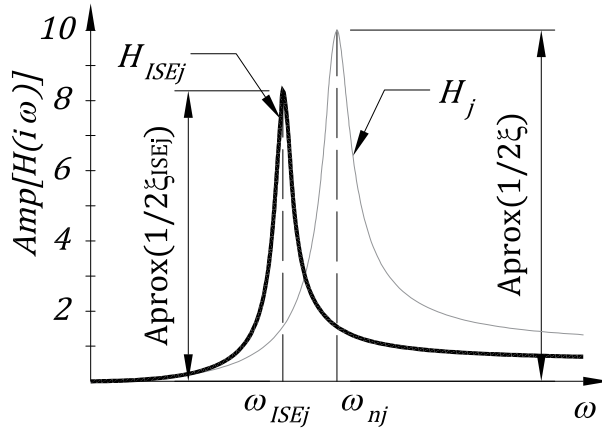


Figura 1. Funciones de transferencia típicas para sistemas de un solo grado de libertad con interacción suelo estructura, $H_{ISEj}(i\omega)$, y sin interacción suelo estructura, $H_j(i\omega)$.

2 ANÁLISIS DE SISTEMAS DE MÚLTIPLES GRADOS DE LIBERTAD CON ISE

Las ecuaciones para sistemas de múltiples grados de libertad son equivalentes a las ya presentadas para un sistema de un grado de libertad, con la diferencia de que cada modo de vibración tiene un aporte en la fuerza cortante y en el momento de volcamiento en la base de la estructura. La deformación relativa del modo j , con masa y alturas equivalentes M_j y h_j , puede ser determinada como:

$$v_j(i\omega) = H_j(i\omega) (v_o(i\omega) + h_j\theta(i\omega)) = H_{ISEj}^*(i\omega)v_g(i\omega) \quad (9)$$

$$H_{ISEj}^*(i\omega) = H_j(i\omega)(\lambda_{uo} + h_j\lambda_\theta + 1) \quad (10)$$

$$\theta(i\omega) = \frac{1}{G_\theta(i\omega)} \sum_{j=1}^n M_{fj} = \lambda_\theta v_g(i\omega) \quad (11)$$

$$v_o(i\omega) - v_g(i\omega) = \frac{1}{G_o(i\omega)} \sum_{j=1}^n V_j = \lambda_{uo} v_g(i\omega) \quad (12)$$

$$\lambda_\theta = \sum_{j=1}^n (\alpha_{\theta 1j}(i\omega)H_{ISEj}(i\omega) + \alpha_{\theta 2j}(i\omega)) \quad (13)$$

$$\lambda_{uo} = \sum_{j=1}^n \omega^2 \frac{[(1 + \alpha_{\theta 1j}(i\omega)h_j)H_{ISEj}(i\omega) + \alpha_{\theta 2j}(i\omega)h_j + 1]M_j + m_o}{G_o(i\omega) - \omega^2(M_j + m_o)} \quad (14)$$

De la Ecuación (10) se puede observar que la respuesta de cada modo de vibración acoplado en la base puede ser obtenida como la superposición de la respuesta del mismo

modo considerando la base fija, más el efecto de interacción suelo estructura que es igual al efecto de amplificación, λ_{uo} más h_j veces λ_θ , multiplicadas por la función de transferencia obtenida suponiendo la base fija.

Los parámetros λ_{uo} y λ_θ son independientes del modo de vibración que se esté analizando, y dependen de la función de transferencia de cada modo evaluado como un sistema de un grado de libertad independiente $H_{ISEj}(i\omega)$. En la Figura 2 se presentan las funciones de transferencia modales típicas de un sistema de múltiples grados de libertad con interacción suelo estructura, en donde se puede observar que la componente de interacción suelo estructura asociada con la traslación en la base incide poco en la respuesta total de la estructura. La respuesta del sistema para cada modo j está gobernado básicamente por la componente asociada al cabeceo multiplicado por la altura equivalente de cada modo de vibración. Es por esta razón que entre más altura equivalente tenga el sistema de un grado de libertad, mayor es el efecto de interacción suelo estructura. También, se puede observar que los modos de vibración con frecuencia fundamental de base fija menor, tienen un efecto despreciable sobre la respuesta de los de frecuencia mayor, pero los modos de mayor frecuencia inciden fuertemente sobre los de menor frecuencia, especialmente cuando el modo tiene una altura equivalente de magnitud importante. Lo anterior se debe a que la función de transferencia de base fija empieza asintótica en 0 y cuando se multiplica posteriormente por las funciones λ_{uo} y λ_θ , el efecto de estas últimas es despreciable.

3 ANÁLISIS APROXIMADO DE SISTEMAS DE MÚLTIPLES GRADOS DE LIBERTAD CON ISE

En lo que sigue, la masa traslacional y rotacional de la cimentación se desprecian porque se considera que no contribuyen significativamente en la respuesta (Avilés Y Pérez Rocha 1996). Adicionalmente, en lugar de la rigidez dinámica del suelo de fundación ($G_o(i\omega), G_\theta(i\omega)$) se usa la rigidez estática (k_y, k_θ). Con estas dos simplificaciones, es posible calcular la función de transferencia para el modo j analizada como un grado de libertad independiente como:

$$H_{ISEj}(i\omega) = \frac{\omega^2 k_y k_\theta}{k_y k_\theta (\omega_{nj}^2 - \omega^2) - M_j \omega^2 \omega_{nj}^2 (k_\theta + k_y h_j^2) + ((k_y - \omega^2 M_j) k_\theta - k_y \omega^2 M_j h_j^2) 2\xi \omega \omega_{nj} i} \quad (15)$$

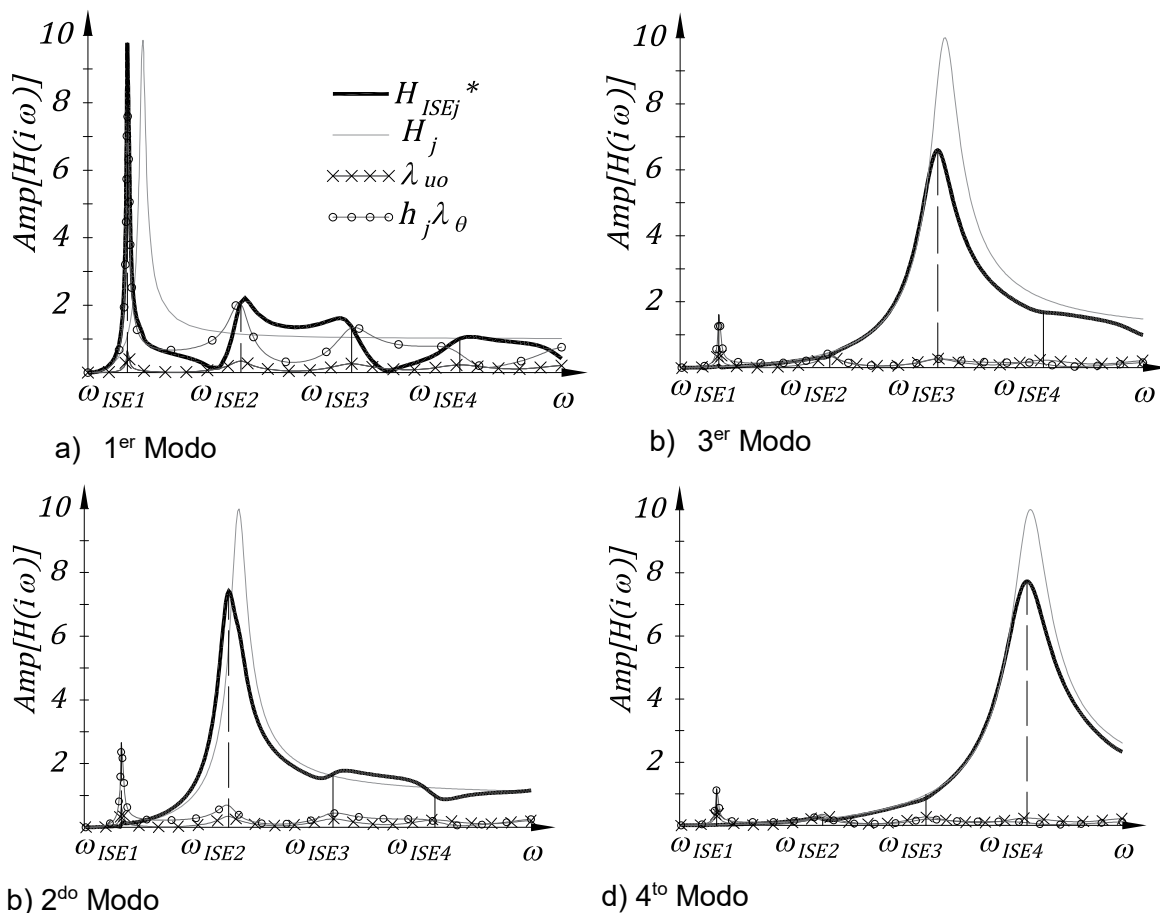


Figura 2. Amplitud de las funciones de transferencia modales típicas para sistemas de varios grados de libertad con interacción suelo estructura

Esta simplificación está justificada en el hecho de que la rigidez dinámica de la cimentación y el suelo de fundación, no tiene una variación significativa con las frecuencias en donde se presenta el máximo valor de la función de transferencia, sin embargo, si tiene un aporte importante en el valor máximo de la amplitud de dicha función. En otras palabras, en términos de un grado de libertad equivalente para cada modo, la rigidez dinámica del suelo es un factor importante para evaluar el amortiguamiento equivalente pero no lo es para evaluar el periodo equivalente.

La amplitud de la función $H_{ISEj}(i\omega)$ es máxima cuando el denominador de la Ecuación (15) es mínimo, es decir que la frecuencia en la que la amplitud de la función de transferencia es máxima resulta ser:

$$\left(\frac{\omega_{ISEj}}{\omega_{nj}}\right)^2 = \frac{1}{1 + \frac{\omega_{nj}^2 M_j}{k_y} \left(1 + \frac{k_y h_j^2}{k_\theta}\right)} \quad (16)$$

Nótese que esta expresión es exactamente la misma que la recomendada en muchas de las normas para diseño sísmo resistente.

Las funciones λ_{uo} y λ_θ se pueden escribir de forma simplificada como:

$$\lambda_{uo} = \sum_{j=1}^n (H_{ISEj}(i\omega) + 1) \frac{(h_j \alpha_{\theta 1j}(i\omega) + 1)}{k_y - \omega^2 M_j} \omega^2 M_j \quad (17)$$

$$\lambda_\theta = \sum_{j=1}^n (H_{ISEj}(i\omega) + 1) \alpha_{\theta 1j}(i\omega) \quad (18)$$

Dónde:

$$\alpha_{\theta 1j}(i\omega) = \frac{1}{k_\theta} \left(\frac{\omega^2 M_j h_j}{1 - \frac{\omega^2 M_j}{k_y} \left(1 + \frac{k_y h_j^2}{k_\theta}\right)} \right) \quad (19)$$

De acuerdo con estas ecuaciones, la cortante basal considerando múltiples grados de libertad en sistemas con ISE es posible calcularla teniendo en cuenta las siguientes consideraciones:

Las ecuaciones (10-14) y la Figura 2 sugieren que la respuesta de cada uno de los modos puede construirse como la suma de una serie de sistemas equivalentes con frecuencias de vibración considerando la interacción suelo-estructura, iguales a las del propio modo en estudio y a las de los modos superiores a este. Las amplitudes de esta serie corresponden al término $H_j(i\omega)(\lambda_{uo} + h_j \lambda_\theta + 1)$ donde h_j es la altura equivalente del modo en consideración.

Para combinar la respuesta de cada uno de estos sistemas equivalentes se usará la misma estrategia usada para la combinación modal convencional, la llamada Combinación Cuadrática Completa (CQC). Para los coeficientes de correlación entre las respuestas de los diferentes sistemas se adoptará lo siguiente: los coeficientes de correlación entre sistemas con frecuencias iguales se considerarán iguales a 1.0, y los coeficientes de correlación entre sistemas con frecuencias diferentes se considerarán iguales a 0.0.

$$V_{basal} = \left(\sum_{i=1}^n \sum_{j=i}^n [\lambda_{ISEij} S_a(T_{ISEj}) M_i]^2 \right) \quad (20)$$

$$+ \sum_{j=2}^n \sum_{i=1}^{j-1} \sum_{k=i+1}^j 2\lambda_{ISEij} \lambda_{ISEkj} S_a(T_{ISEj})^2 M_i M_k \Big)^{1/2} g \quad (21)$$

$$T_{ISEj} = T_j \sqrt{\left(1 + \frac{\omega_{nj}^2 M_j}{k_y} \left(1 + \frac{k_y h_j^2}{k_\theta} \right) \right)} \quad (21)$$

Si $i = j$

$$\lambda_{ISEjj} = \left(\frac{0.05}{\xi_{ISEj}} \right)^{0.4} \quad (22)$$

Si $i \neq j$

$$-\lambda_{LIM} \leq \lambda_{ISEij} = \frac{2\xi \omega_{ISEj}^2 \omega_{nj}^2 M_j (k_\theta + k_y h_j h_i)}{k_y k_\theta \left[(\omega_{ni}^2 - \omega_{ISEj}^2)^2 + (2\xi \omega_{ISEj} \omega_{ni})^2 \right]} \left[\left((\omega_{ni}^2 - \omega_{ISEj}^2 - \omega_{nj} \omega_{ni})^2 + \left(-\omega_{ni}^2 \frac{\omega_{nj}}{2\xi \omega_{ISEj}} + \frac{\omega_{ISEj} \omega_{nj}}{2\xi} - 2\xi \omega_{ISEj} \omega_{ni} \right)^2 \right)^{1/2} \right] \leq \lambda_{LIM} \quad (23)$$

λ_{ISEij} cuantifica la amplitud relativa de la función de transferencia del modo i justo en la frecuencia del modo j , respecto a la amplitud máxima de la función de transferencia de un sistema de un grado de libertad sobre base fija. $S_a(T_{ISEj})$ es la aceleración espectral evaluada en el período T_{ISEj} .

En la combinación propuesta se limita el valor absoluto de λ_{ISEij} a λ_{LIM} , para considerar que las funciones de transferencia que se combinan difieren de las funciones tradicionales de sistemas de un grado de libertad sobre base fija en que las primeras son asintóticas a 0.0 y no a 1.0 como son las segundas. También, este límite considera las aproximaciones que se introducen en la formulación por usar la rigidez estática del sistema suelo-cimentación en vez de su rigidez dinámica. Este límite se aplica solo a la participación de los modos superiores al modo en consideración, no se aplica a la participación del modo que se está considerando. λ_{LIM} es igual a 0.30 para edificaciones hasta de 15 pisos y de

0.10 para edificaciones de 30 pisos, para edificaciones entre 15 y 30 pisos se debe interpolar.

Las frecuencias de los modos superiores de estructuras esbeltas como aquellas basadas en sistemas de muros, son muy altas ($f_{ISEj} > 10\text{hz}$), dando lugar a valores para λ_{ISEij} muy por encima de 1. Como ya se mencionó, Este valor se debe al uso de la rigidez estática para el sistema suelo-cimentación en lugar de la rigidez dinámica. Si se usa esta última rigidez en la ecuación (23) para modos de vibración con períodos fundamentales $T_{ISEj} \leq 0.1\text{ s}$, el efecto de acoplamiento de los modos superiores es despreciable. Por lo anterior, se propone considerar $\lambda_{ISEij} = 0$ para los casos en los que $T_{ISEj} \leq 0.1\text{ s}$

4 RESUMEN DEL PROCEDIMIENTO SIMPLIFICADO

Para el cálculo de la cortante basal en sistemas de múltiples grados de libertad con ISE, se deberá seguir el siguiente procedimiento simplificado:

Realizar el análisis modal para una base fija y determinar la frecuencia natural no amortiguada, ω_{nj} , la masa participativa, M_j , y altura equivalente, h_j , de cada modo de vibración.

Calcular la rigidez estática del suelo de fundación mediante algún método reconocido de mecánica de suelos. Para una cimentación rectangular se pueden usar los valores de rigidez estática equivalentes determinados para un espacio semi-infinito y una cimentación circular superficial rígida de área A_o y radio equivalente r_o así como se ilustra a continuación:

Horizontal (k_y)		Rotacional (k_θ)	
$k_y = 8Gr_o/(2 - \mu)$	$r_o = \sqrt{A_o/\pi}$	$k_\theta = 8Gr_o^3/3(1 - \mu)$	$r_o = \sqrt[4]{4I_o/\pi}$

El procedimiento de transformar una cimentación rectangular en una circular equivalente ha dado buenos resultados para fundaciones con una relación de aspecto L/B menor que 2 (Villaverde 2009). Sin embargo para una cimentación larga y estrecha con una relación de aspecto significativamente mayor que 2 puede dar lugar a errores significativos, en tal caso se recomienda usar métodos más exactos como las fórmulas para determinar la

rigidez estática de una cimentación superficial rígida con una forma arbitraria sobre un espacio homogéneo semi-infinito usando el método de impedancia desarrollados por Gazetas 1991.

Calcular el período equivalente para cada modo de vibración, T_{ISEj} , mediante la ecuación (21).

Calcular el amortiguamiento equivalente para el modo j , ξ_{ISEj} , usando algún método reconocido. El capítulo 19 de la FEMA P-1050 es recomendado para este cálculo porque es fácilmente programable y no requiere lectura de ábacos para su implementación.

Para evaluar el aporte de los modos de vibración superiores j sobre cada modo de vibración i , se escala la aceleración espectral calculada para el período equivalente, T_{ISEj} , por medio del coeficiente, λ_{ISE} , calculado con la ecuación (22) y (23).

Finalmente, se calcula la cortante basal en la base de la estructura, V_{basal} , considerando el aporte de todos los modos, usando la ecuación (20).

5 VERIFICACIÓN DEL MÉTODO PROPUESTO

Para verificar la eficacia del método propuesto se ensambla un modelo de elementos de frontera (BEM) considerando dos estratos de suelo de fundación: el semiespacio y otro estrato de 30 m. La rigidez del suelo de fundación está en función de la velocidad de onda de cortante de cada estrato, c_s , donde el estrato que representa al semiespacio tiene el doble de velocidad de onda de cortante que el estrato de cimentación de 30 m de espesor que recibe la estructura. Esta consideración mantiene las amplificaciones en los suelos blandos dentro de valores medios. Dentro del modelo se considera una excitación dinámica correspondiente a seis acelerogramas sintéticos cuyo espectro objetivo es el equivalente al de un suelo tipo B, con valores de $A_a = 0.15$ y $A_v = 0.20$. El software empleado para generar los acelerogramas sintéticos fue el SeismoArtif2016®. Se usaron acelerogramas sintéticos asociados a un espectro objetivo debido a que el fenómeno estudiado no considera las no linealidades del problema, de tal manera que lo único importante en las señales de excitación son sus contenidos frecuenciales sin importar la historia de llegada de los diferentes trenes de ondas. La señal de excitación se asume que se inicia en el semiespacio y se propaga a través del estrato de cimentación hasta llegar a campo libre y afectar la estructura. Como se varió el suelo de fundación con cuatro velocidades tratando

de representar los suelos tipo B (760 m/s), C (360 m/s), D (180 m/s) y E (100 m/s) y en cada uno de ellos se propagan de forma distinta las señales de excitación, se tienen entonces 24 señales diferentes. Cada caso de análisis se trabaja con el promedio de la respuesta de las seis señales simuladas luego de haber sido propagadas por el estrato de suelo correspondiente a cada análisis. La cimentación de la estructura fue concebida como una cimentación rectangular superficial infinitamente rígida de dimensiones $B \times L$, donde B está medido en la misma dirección en la que se presenta el movimiento de las partículas, asociado a una onda de cortante propagándose verticalmente. Las estructuras se concibieron de dos tipos de acuerdo con su sistema de resistencia sísmica: un primer tipo para edificaciones hasta 15 pisos que consiste en pórticos resistentes a momentos y un segundo tipo de muros estructurales de 20 hasta 30 pisos. Para simplificar el análisis los sistemas de pórticos se consideraron como sistemas de cortante y las edificaciones de muros como sistemas de flexión. La masa de cada piso de la estructura se supuso como aquella correspondiente a un área igual a $B \times L$ multiplicada por 600 kg/m^2 . La matriz de rigidez de cada estructura se moduló de tal manera que el período fundamental coincidiera con el valor de T_a establecido en la guía ASCE/SEI 7-10.

En la Figura 3.a se presentan los resultados obtenidos con el método BEM, el cual se considera el método exacto. También, se muestran los resultados obtenidos con el método de (Wu y Smith 1995) usando los modelos de cono (Meek y Wolf 1992) para representar las funciones de impedancia del suelo de fundación. En la Figura 3.b, se muestran los resultados obtenidos usando la ecuación (20) del método propuesto y los resultados calculando el modo fundamental con ISE y los demás modos como si tuvieran base fija, así como se especifica en el capítulo 19 de la FEMA P-1050 para una masa y altura equivalente igual a la obtenida con el análisis modal de cada estructura.

En la Figura 3.a se puede observar que el método de Wu y Smith usando modelos de cono para el suelo de fundación, y que ahorran mucho tiempo de cómputo para su modelación, son una muy buena aproximación al método de elementos de frontera BEM. En la Figura 3.b se puede observar la menor desviación de la respuesta cuando se usa la ecuación (20) en lugar del método propuesto en el capítulo 19 de la FEMA P-1050 comparado con la solución obtenida por el método de Wu y Smith 1995 y los modelos de cono. El método del capítulo 19 de la FEMA P-1050 y de la ASCE 7-10 no incluye el efecto de acoplamiento de los modos superiores.

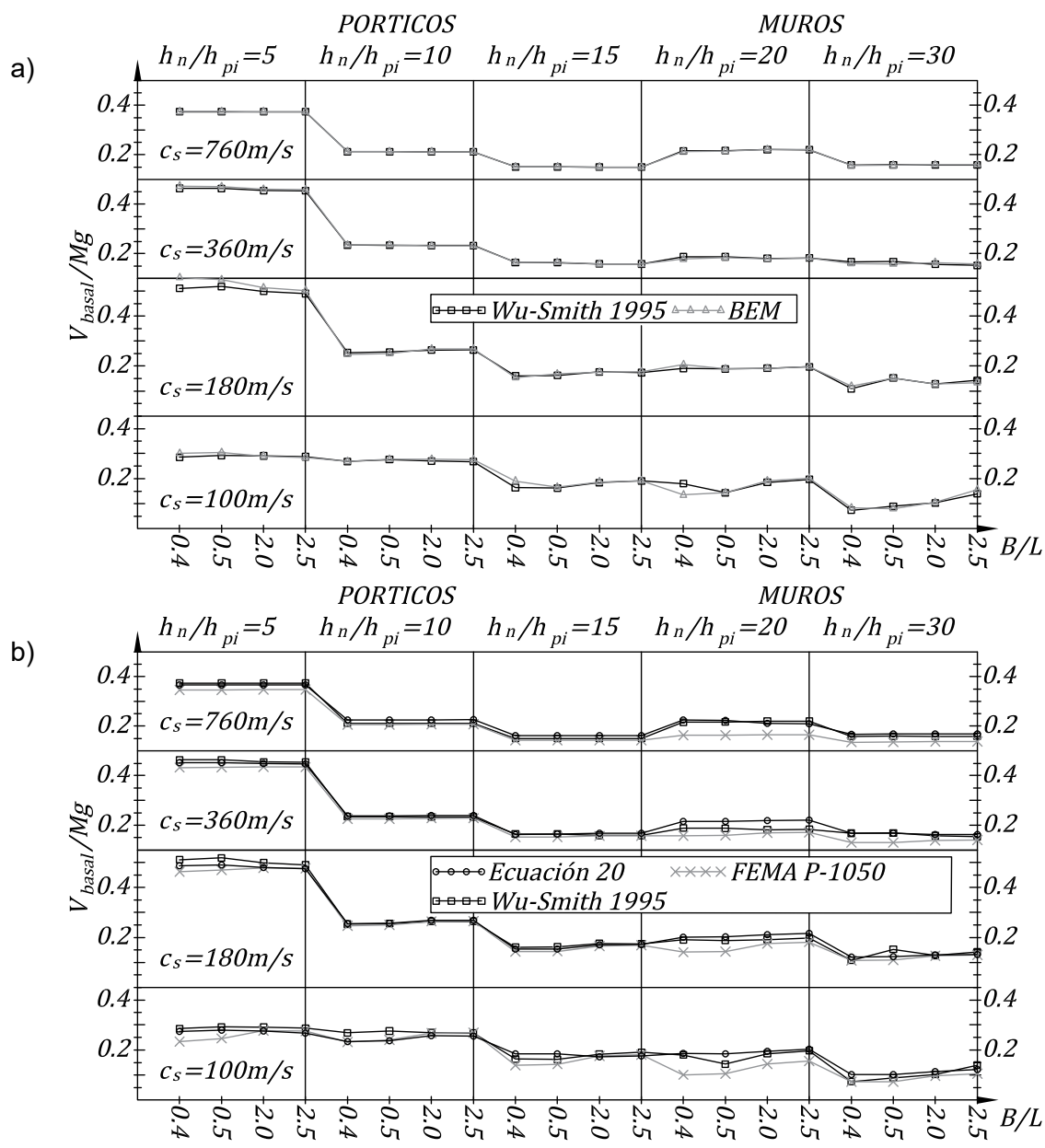


Figura 3. a) Método de Wu y Smith 1995 validado con elementos de frontera BEM. b) Método de Wu y Smith 1995 comparado con el calculado con la ecuación (20) y el método ISE de la FEMA P-1050 para diferentes relaciones de altura neta de la estructura h_n sobre altura de entrepiso h_{pi} , B/L y c_s .

Como ya se ha mencionado antes, las variables que son más sensibles a los efectos ISE en sistemas de múltiples grados de libertad son la altura equivalente y la rigidez del suelo de fundación. En la Figura 4 se presentan los resultados de la cortante basal calculada con

el método propuesto normalizado con el valor obtenido usando el análisis modal dado en la guía de diseño FEMA P-1050 en función de h_n/h_{pi} y una relación $B/L = 0.5$, para sistemas de pórticos y de muros. En la parte a) se muestra la cortante total calculado como el modo fundamental con efectos ISE más los modos superiores sin efectos ISE ($V_{basalFEMAP-1050}$) normalizado con la cortante total calculada con la ecuación (20) que tiene todos los modos de vibración acoplados y en la parte b) se muestra el efecto de acoplamiento de los modos superiores sobre el modo fundamental analizando la componente de la cortante basal asociada con el primer modo de vibración con efectos ISE sin los modos superiores acoplados ($V_{basalF.P-1050Modo1}$) normalizada con la misma componente del primer modo pero con los modos superiores acoplados $V_{basalEc20Modo1} = \sqrt{\sum_{j=1}^n [\lambda_{ISE1j} S_a(T_{ISEj}) M_1]^2} g$. En las dos gráficas mencionadas se puede ver claramente el efecto de acoplamiento de los modos superiores sobre los inferiores.

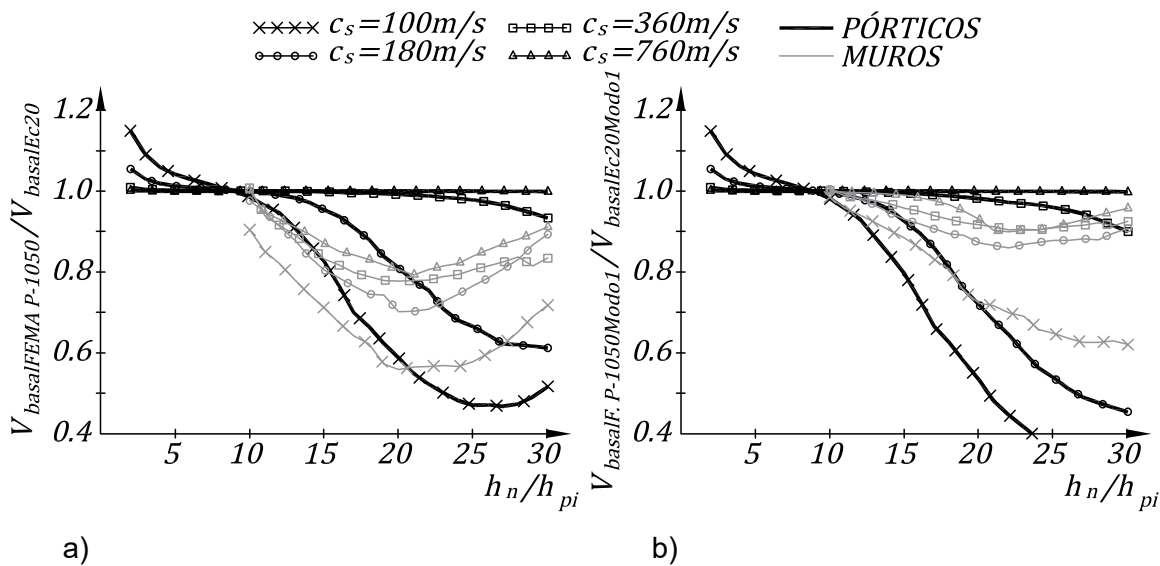


Figura 4. Cortante basal calculado con el método ISE de la FEMA P-1050 normalizado con el método propuesto a) Cortante basal con todos los modos acoplados y b) Cortante basal para el modo fundamental de vibración.

6 CONCLUSIONES

La respuesta de un sistema de múltiples grados de libertad con ISE puede resumirse como la superposición de la respuesta de cada modo de vibración con la base fija más una

constante asociada con la traslación de la base, y la altura equivalente de cada modo de vibración multiplicada por otra constante asociada con la rotación de la base. Las respuestas asociadas a la traslación y rotación de la base de la estructura son función a su vez de todos los modos de vibración, y este hecho es el que genera que la función de transferencia de cada modo contenga una influencia de los demás modos en ella.

La participación en la respuesta de cada modo de los modos con frecuencias de vibración menores al modo que se esté analizando tienen un efecto despreciable sobre él, sin embargo los modos de vibración superiores si tienen una fuerte influencia en especial cuanto mayor sea la altura equivalente del modo que se está analizando.

Calcular la cortante basal con el método propuesto por Wu-Smith 1995 usando los modelos de cono es una muy buena aproximación al método BEM (ver Figura 3.a), la diferencia máxima entre los dos métodos para el 92% de los 80 casos analizados no supera el 5 %, las discrepancias más significativas se obtuvieron para edificios altos con una relación B/L baja apoyados sobre suelos muy blandos.

Las hipótesis consideradas en el desarrollo del método de análisis simplificado, como despreciar la masa y la rigidez rotacional de la cimentación, además de trabajar con la rigidez estática del suelo de fundación en lugar de trabajar con la rigidez dinámica, se consideran apropiadas para simplificar muchos casos típicos de ingeniería. Sin embargo, el método tiene limitaciones cuando se trabaja con suelos muy blandos o frecuencias de vibración muy altas, en donde la rigidez dinámica del suelo de fundación se hace muy importante. En estos casos, para considerar este efecto se hizo necesario limitar el parámetro λ_{ISEij} en el cálculo de la cortante basal.

El método propuesto permite aproximar de una manera razonable el efecto de acoplamiento de los modos de vibración superiores sobre los inferiores a través de pocos pasos y pocos parámetros de entrada. En la Figura 3.b se puede observar la buena correlación entre la cortante basal calculada con el método de Wu-Smith 1995 usando los modelos de cono y la calculada con la ecuación 20 del método propuesto para los diferentes tipos de suelo, relaciones B/L y altura de edificio.

Las variables que más peso tienen sobre la respuesta total son la altura equivalente que se incrementa con la altura total de la edificación, y la rigidez del suelo de fundación. Por ejemplo, del análisis de sensibilidad mostrado en la Figura 4.a en donde se muestra la cortante total calculado como el modo fundamental con efectos ISE más los modos

superiores sin efectos ISE ($V_{basalFEMAP-1050}$) normalizado con la cortante total calculada con la ecuación (20) que tiene todos los modos de vibración acoplados, es claro que el efecto de acoplamiento de los modos superiores incrementa el valor de la cortante basal en los sistemas de muros y en los sistemas de pórticos cimentados sobre suelos blandos con relaciones $h_n/h_{pi} > 10$, por ejemplo, en el caso de un suelo de cimentación con $c_s = 180 \text{ m/s}$ el efecto de acoplamiento de los modos superiores puede generar un incremento del 39 % y del 30 % para sistemas de pórticos y de muros respectivamente.

En estructuras muy esbeltas los efectos asociados con el acoplamiento de los modos de vibración superiores en la base incrementan el valor de la cortante basal y se deberían incluir en el análisis dinámico.

En el análisis de efectos de interacción suelo estructura las pilas de fundación son difíciles de modelar debido a que normalmente atraviesan varios tipos de estratos de fundación sirviendo como un elemento dispersor de ondas alrededor y dificultando enormemente la deducción de cualquier expresión analítica. Las pilas de fundación aumentan un poco la rigidez traslacional del sistema suelo-cimentación pero mucho más la rotacional con respecto a una cimentación superficial. Esto significa que al igual que para el caso de una cimentación superficial infinitamente rígida en cimentaciones profundas también se produce el fenómeno de acoplamiento de los modos superiores aunque en menor medida.

7 REFERENCIAS

ASCE, 2010, "Minimum Design Loads for Buildings and other Structures," ASCE/SEI 7-10/2010 Edition, prepared by American Society of Civil Engineers.

Aviles J. and Perez-Rocha, L. E. 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 15, 11-27.

FEMA, 2015, NEHRP Recommended Seismic Provisions for New Buildings and Other Structures, FEMA P-1050/2015 Edition, prepared by the Building Seismic Safety Council of the National Institute of Building Sciences for the Federal Emergency Management Agency, Washington, D.C.

Gazetas, G., 1991, "Formulas And Charts For Impedances Of Surfaces And Embedded Foundations" Journal of Geotechnical Engineering, Vol. 117, No. 9.

J Bielak. 1975, "Dynamic behaviour of structures with embedded foundations," Earthquake engineering and structural dynamics, Vol.3, 259-274.

J. P. Wolf. 1994, "Foundation Vibration Analysis Using Simple Physical Models" , Englewood Cliffs, NJ: Prentice-Hall.

J. W. Meek and J. P. Wolf, 1992, "Cone models for a soil layer on rigid rock, " J. geotech. Eng. ASCE 118, 686-703.

J. W. Meek and J. P. Wolf, 1992, "Cone models for homogeneous soil, " J. geotech. Eng. ASCE 118, 667-685.

Meek, J. W. and Veletsos A. S, 1974, "Simple models for foundations in lateral and rocking motion, " Proc. 5th World Conf., on Earthquake Engrg., IAEE, Rome, Italy, 2, 2610-2613.

NEHRP, 2012, "Soil-Structure Interaction for Building Structures, " NIST GCR 12-917-21/2012 Edition, prepared by Engineering Laboratory of the National Institute of Standards and Technology (NIST), September 2012.

P Jennings and J Bielak, 1973, "Dynamics of Building-Soil Interaction," Bulletin of the Seismological Society of America, Vol. 63, No. 1, 9-48.

SeismoArtif2016, "Software para la generación de acelerogramas artificiales", desarrollado por Seismosoft, 2016.

Veletsos A. S. and Nair, V. D, 1974, "Torsional vibration of viscoelastic foundations, " J. Soil Mech. Found. Div., ASCE, 100(3), 225-245.

Veletsos, A.S., and Meek, J. W. 1974. "Dynamic behavior of building foundation systems," J. Earthquake Engrg. Struct. Dyn., 3, 121-138.

Veletsos, A.S., and Meek, J. W. 1974. "Dynamic behavior of building foundation systems," J. Earthquake Engrg. Struct. Dyn., 3, 121-138.

Villaverde Roberto, 2009, "Fundamental Concepts of Earthquake Engineering, " CRC Press, Taylor & Francis Group.

Wen-Hwa Wu and H. Allison Smith, 1995, "Efficient Modal Analysis For Structures With Soil-Structure Interaction, " Earthquake Engineering And Structural Dynamics, Vol. 24, 283-299.