

# Métodos aproximados de fórmula como primera estimación de los efectos cinemáticos en pilotes

## Closed-Form Solutions as First Estimation of Kinematics Effects on Piles

Dante Patricio Bertoli Escobar<sup>1\*</sup>, Carlos Merino Agüeros<sup>2</sup>

### Resumen

Este trabajo desarrolla el concepto de efectos cinemáticos en estructuras embebidas en el suelo; se identifican casos y condiciones en donde estos efectos pueden ser importantes; y se introducen las metodologías de cálculo existentes.

El objetivo principal de este trabajo es evaluar la validez de los resultados obtenidos por medio de los métodos aproximados de fórmula. Para esto, se ha definido un modelo sencillo, el cual permite fácilmente aplicar esta metodología, y así poder comparar estos resultados con aquellos obtenidos según el método de viga sobre fundación dinámica de Winkler.

Los resultados obtenidos en este trabajo demuestran que los métodos aproximados sí entregan buenos resultados. Sin embargo, idealmente éstos deben ser apoyados mediante estudios de propagación de ondas unidimensionales y estar dentro del rango lineal de deformaciones.

Finalmente, este estudio se centra en casos en donde no se presenta una gran pérdida en la rigidez a cortante del suelo cuando existe una sollicitación sísmica, por lo tanto, se encuentra fuera del alcance de este documento contemplar los efectos relacionados a la licuación ni a la expansión lateral. Los efectos inerciales tampoco se consideran.

**Palabras clave:** pilotes, efectos cinemáticos, interacción suelo-estructura, momentos flectores, respuesta sísmica.

### Abstract

*This study develops the concept of the kinematic effects on structures embedded in soils. It highlights different cases and conditions where these effects could be important and introduces the existing calculation methodologies.*

*Thereby, this article aims to assess the results obtained by closed form solutions. For this purpose, a simple model has been defined, which allows these closed-form solutions to be applied and then compares them with the results obtained by the method of beam on dynamic Winkler foundation.*

*The results obtained in this study support the relative accuracy of kinematic effects obtained by these closed-form solutions. However, in order to improve these results, it would be necessary to perform site response analyses and restrict deformations to their linear range.*

*Finally, this work focuses on cases where seismic demand does not generate an important loss of the rigidity of the soil, thus liquefaction and lateral spreading are beyond the scope of this study. Inertial effects are not taken into account either.*

**Keywords:** piles, kinematic effects, soil-structure interaction, bending moments, seismic response.

## 1. INTRODUCCIÓN

Asociado a un evento sísmico existen dos componentes que definen el fenómeno de interacción suelo-estructura; por un lado, se tiene los efectos inerciales que corresponden a los esfuerzos que se transmiten a la fundación debido a las oscilaciones que la superestructura experimenta durante un sismo; por otro lado, se tiene los efectos cinemáticos que son aquellos esfuerzos que se originan en estructuras embebidas en el suelo, producto de las deformaciones que éste impone sobre las estructuras.

Esta descomposición conceptual de la respuesta sísmica en una parte cinemática y otra inercial es útil en el diseño de pilotes, debido a que los esfuerzos inerciales se concentran en la zona superficial y se atenúan rápidamente con la profundidad; mientras que los esfuerzos cinemáticos generalmente son importantes a mayores profundidades. Esto permite afirmar que incluso en ausencia de la superestructura, existirán esfuerzos cinemáticos a lo largo del pilote debido al paso de la onda sísmica.

Los esfuerzos cinemáticos pueden ser clasificados en dos grupos:

- Esfuerzos cinemáticos unilaterales: Son aquellos generados por algún desplazamiento unilateral del suelo impuesto a los pilotes. Este tipo de desplazamiento se origina al existir una falla por licuación o extensión lateral.
- Esfuerzos cinemáticos vibratorios: Se asocia a aquellos casos en donde el suelo no experimenta una

\* Autor de contacto: [dbertoli@urielyasociados.es](mailto:dbertoli@urielyasociados.es)

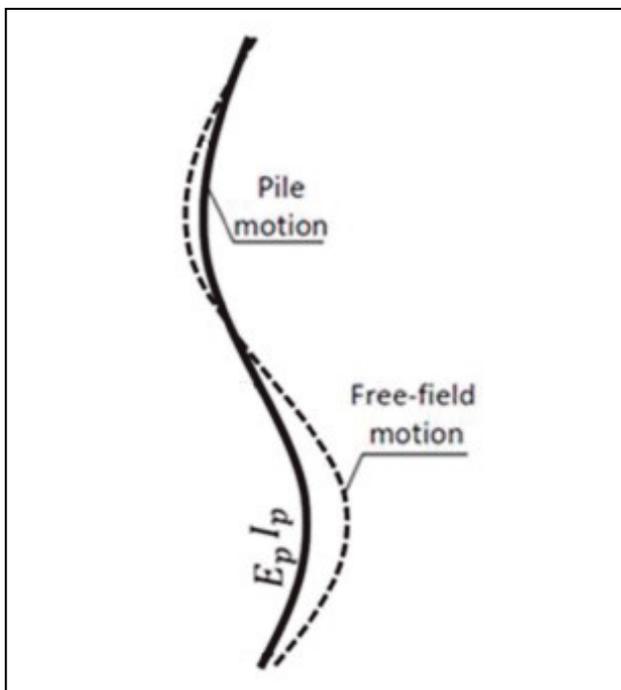
<sup>1</sup> Ingeniero Civil, Universidad Técnica Federico Santa María, Chile. Uriel y Asociados, Madrid (España).

<sup>2</sup> Ingeniero de Caminos, Canales y Puertos. Universidad Politécnica de Madrid (UPM). Departamento de Arup Geotecnia, Madrid (España).

gran pérdida de su rigidez a cizalle a causa de la propagación de ondas sísmicas en él.

Debido a lo complejo que resulta analizar el fenómeno de interacción suelo-estructura, este trabajo ha sido acotado exclusivamente al estudio de los efectos cinemáticos vibratorios. Por lo tanto, no se considera la presencia de una superestructura y se considera un bajo potencial de licuación.

El paso de ondas sísmicas a través de suelos blandos puede causar grandes deformaciones. No obstante, si dentro de este suelo existe una estructura enterrada, como un pilote, las deformaciones que éste experimentará serán distintas y de menor magnitud, comparadas a las obtenidas cuando el suelo se encuentra en su condición original o de campo libre (del inglés "free field") como se puede observar en figura 1. Esto es debido a la diferencia de rigideces, entre pilote y suelo circundante. Estas deformaciones a lo largo del pilote se traducirán en momentos flectores o efectos cinemáticos.



**Figura 1.** Deformaciones del sistema pilote-suelo con el paso de la onda de corte ascendente.

Los métodos que permiten el cálculo de los efectos cinemáticos han sido clasificados en tres grupos:

- Métodos Aproximados de Fórmula (del inglés "closed-form solutions"): Entregan valores puntuales de los máximos momentos flectores en el pilote, considerando soluciones en estado estacionario.
- Métodos de Viga sobre fundación dinámica de Winkler (del inglés "Beam on Dynamic Winkler Foundation" o "BDWF"): Permite considerar el comportamiento no lineal del suelo.
- Métodos numéricos: Compuesto por el Método de Elementos Finitos y por el Método de Elementos de Borde. Corresponden a métodos potentes que permiten considerar condiciones más complejas en el modelo.

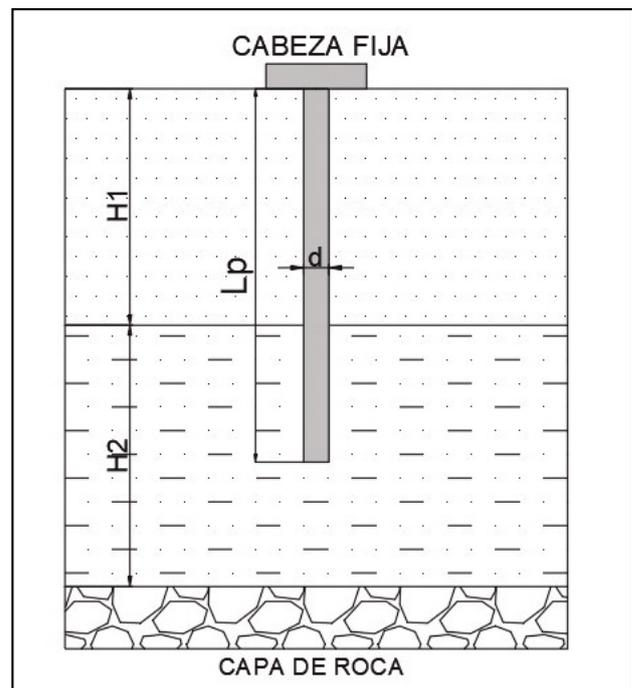
Este trabajo busca demostrar la validez de los resultados obtenidos por los métodos aproximados de fórmula mediante la comparación con métodos más complejos, como el método BDWF, el cual implica un mayor esfuerzo y tiempos de cálculos.

El interés que existe en los métodos aproximados de fórmula, es debido a que éstos representan una herramienta sencilla para conocer los efectos cinemáticos, pudiendo representar una rápida alternativa para determinar la importancia de estos efectos en el diseño geotécnico de cimentaciones profundas.

## 2. MODELO

El modelo a analizar está compuesto por dos horizontes de suelo seco, los cuales conforman un perfil geotécnico de bajo potencial a la licuación. Estos estratos presentan una acentuada diferencia entre sus rigideces. Bajo estos estratos se ha considerado la existencia de una capa rígida de roca. El comportamiento del suelo que se adoptará dependerá del método con el que se esté abordando el problema.

La longitud embebida del pilote dentro del depósito de suelo logra atravesar ambos estratos, pero sin apoyar su punta sobre la capa rígida, por lo tanto, se trata de un pilote que trabaja por fuste, cuya cabeza se encuentra restringida al giro. La figura 2 muestra un esquema del modelo considerado para llevar a cabo los análisis.



**Figura 2.** Esquema modelo pilote-suelo para terreno con dos estratos.

Se ha considerado en el modelo la presencia de solo un pilote, ya que existe evidencia documentada en numerosos estudios analíticos que los efectos cinemáticos para un grupo de pilotes pueden ser omitidos sin representar un error importante en los cálculos (Kaynia y Kausel, 1982; Fan *et al.* 1991; Gazetas y Mylonakis, 1998).

El pilote que se instalará dentro del terreno supone las siguientes hipótesis:

- Pilote recto y de sección uniforme.
- Material homogéneo.
- Módulo de elasticidad igual en compresión y tracción.
- Pilote permanece en rango elástico de deformaciones.
- Las deformaciones a cortante se suponen despreciables.

### 3. MATERIALES

La rigidez del estrato superior será una variable del estudio, la cual se encuentra expresada en términos de la velocidad de propagación de onda  $V_{s1}$ . Los parámetros para ambos estratos son presentados en la tabla 1.

**Tabla 1.** Parámetros del perfil geotécnico

| Parámetro                    | Estrato superior | Estrato Inferior |
|------------------------------|------------------|------------------|
| $V_{s1}$ (m/s)               | 150 - 200 - 250  | 400              |
| $\rho_i$ (T/m <sup>3</sup> ) | 18               | 19               |
| $H_i$ (m)                    | 15               | 15               |
| $v_i$                        | 0,4              | 0,3              |
| IP                           | 50               | 0                |
| $c'$ (kN/m <sup>2</sup> )    | 65               | 150              |
| $\Phi'$                      | 0                | 0                |

Otra variable de estudio corresponde al diámetro del pilote. Los parámetros y dimensiones que definen al pilote son resumidos en la siguiente tabla.

**Tabla 2.** Propiedades del pilote

| Parámetro                  | Magnitud      |
|----------------------------|---------------|
| $E_p$ (GPa)                | 25            |
| $m_p$ (kN/m <sup>3</sup> ) | 25            |
| $L_p$ (m)                  | 20            |
| $d$ (m)                    | 0,3 - 0,6 - 1 |

### 4. EXCITACIÓN SÍSMICA

Según Nikolaou *et al.* (2001), cuando se analiza la respuesta del sistema pilote-suelo en el dominio de las frecuencias, se tendrán los máximos momentos flectores cuando excitación sísmica coincida con la frecuencia del subsuelo.

En el trabajo de Cairo *et al.* (2009), se propone una banda crítica de amplificación en términos del índice adimensional  $T_{registro}/T_{suelo}$  alrededor de la frecuencia que produce resonancia. El período de registro puede ser representado; por un lado, a través del período predominante ( $T_p$ ), que corresponde al que se obtiene para la máxima aceleración espectral del espectro de respuesta de aceleración (calculada para una razón de amortiguamiento del 5%); por otro lado, a través del período promedio ( $T_m$ ), el cual ha sido definido por Rahtje *et al.* (1998) basado en el espectro de Fourier de la señal. Los valores límites para esta razón de períodos que definen esta banda son [0,5 - 1,5]. Por lo tanto, sólo los registros que se encuentren dentro de esta banda tendrán una componente cinemática importante.

Tomando en cuenta lo anterior, se ha decidido utilizar el registro de Northridge 1994, ya que al evaluar este índice en los tres perfiles geotécnicos estudiados se obtienen valores dentro de la banda crítica señalada.

**Tabla 3.** Registro de Northridge 1994

| $V_{s1}=150$ [m/s] |                 | $V_{s1}=200$ [m/s] |                 | $V_{s1}=250$ [m/s] |                 |
|--------------------|-----------------|--------------------|-----------------|--------------------|-----------------|
| $T_p/T_{suelo}$    | $T_m/T_{suelo}$ | $T_p/T_{suelo}$    | $T_m/T_{suelo}$ | $T_p/T_{suelo}$    | $T_m/T_{suelo}$ |
| 0,94               | 1,45            | 1,15               | 1,77            | 1,33               | 2,04            |

Sin embargo, debido a la magnitud de la aceleración pico del registro de Northridge ( $a_{max}=0,6038g$ ), la respuesta del suelo incurre dentro del rango no-lineal de esfuerzos y deformaciones, particularmente en el estrato superior más blando. Por esta razón, ha sido preferible escalar este acelerograma, de modo que su máxima aceleración sea igual a  $a_{max}=0,2g$ , y así evitar que este análisis se centre en casos más extremos y menos recurrentes. Este valor de aceleración elegido, es considerado bastante representativo para zonas de sismicidad media-alta, por ejemplo: España, otros países de Europa y América Latina.

### 5. MÉTODOS

Debido a que los métodos aproximados de fórmula son expresiones que provienen de los resultados de los métodos BDWF, primero se presentará este último y luego los métodos aproximados de fórmula más relevantes.

#### 5.1. Viga sobre fundación dinámica de Winkler

Método que utiliza una suposición simplificada para modelar el contacto entre suelo y pilote, ya que el pilote es discretizado en elementos tipo viga de longitud constante, los cuales son conectados en sus extremos al suelo circundante mediante muelles y amortiguadores distribuidos a lo largo del eje del pilote. Este modelo sólo permite la transmisión de fuerzas horizontales entre suelo y pilote.

Este método puede ser analizado en el dominio de las frecuencias o del tiempo. Sin embargo, debido a que este análisis está enfocado en la obtención de los efectos cinemáticos para un determinado registro sísmico, será necesario analizar el problema en el dominio del tiempo. Además, el análisis en el dominio del tiempo permite incorporar el comportamiento no lineal del suelo con la deformación (Curvas G-Y). Estas curvas han sido definidas según lo propuesto por Darendeli (2001).

La sollicitación sísmica se ha impuesto como un movimiento basal en la capa de roca rígida.

En la figura 3, se muestra un esquema del modelo suelo-pilote empleado para un caso dinámico.

No obstante, Tabesh y Poulos (2001) han propuesto un análisis pseudo estático, que permite prescindir del análisis dinámico, para obtener los efectos cinemáticos a lo largo del pilote. En este sentido, se debe efectuar un análisis de propagación de onda, el cual será utilizado como sollicitación instantánea en un análisis estático para obtener la envolvente de máximos momentos flectores.

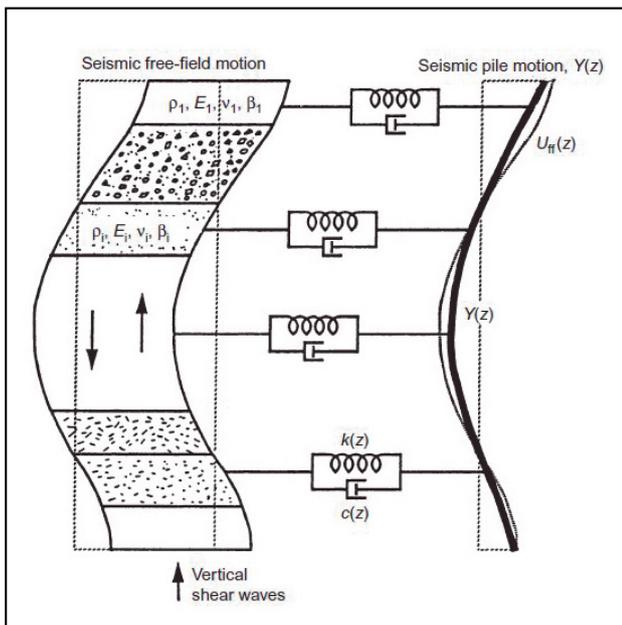


Figura 3. Esquema del método de la fundación dinámica de Winkler.

### 5.2. Métodos aproximados de Fórmula

Conjunto de métodos que calculan el máximo momento flector que experimentará el pilote durante una excitación sísmica. El máximo momento flector podrá desarrollarse en los siguientes puntos del pilote:

- En cabeza, cuando ésta se encuentra restringida al giro.
- En la profundidad donde exista una interfaz que presente una gran diferencia de rigideces entre dos suelos consecutivos.

El momento puntual obtenido según los métodos aproximados de fórmula corresponde a aquel relacionado con un gran cambio de rigidez entre estratos adyacentes. Esta amplificación del momento en la zona de la interfaz se debe a que las deformaciones tangenciales entre capas son discontinuas, producto de sus diferentes módulos de corte; por lo tanto, la curvatura en este punto teóricamente sería infinita, ya que analíticamente la curvatura corresponde a la derivada de la deformación de corte, así pues, esta gran curvatura en las inmediaciones de la interface implicaría un gran momento flector.

$$M = E_p I_p \left( \frac{1}{R} \right)_s$$

Donde

$E_p I_p$  : Es la rigidez a flexión del pilote.

$\left( \frac{1}{R} \right)$  : Curvatura.

Estos métodos han sido basados en la resolución del problema de viga elástica sobre muelle tipo Winkler, ya sea para cargas de tipo estáticas o cíclicas en el dominio de las frecuencias, por lo tanto, los tipos de respuestas que se podrían esperar serían: una reacción o una respuesta armónica estacionaria. Cada una de estas formulaciones aproximadas ha propuesto su propio modelo simplificado; sin embargo, todos los modelos han adoptado las siguientes hipótesis:

- Cada capa de suelo es homogénea, isotrópica y lineal elástica.
- El espesor de ambas capas debe ser suficiente como para que los efectos de borde fuera de las capas (zona activa de la punta del pilote o carga en cabeza) no influyan en la respuesta en la interfaz.
- El pilote se comporta como una viga lineal elástica, de longitud semi-infinita y orientación vertical.
- Existe contacto perfecto entre pilote y suelo.
- Los desplazamientos son pequeños.

#### 5.2.1. Dobry y O'Rourke (1983)

Este método considera una excitación sísmica pseudo-estática en el terreno. Además, sumado a las anteriores hipótesis generales se deben tener en cuenta las siguientes:

- Espesores semi-infinitos de capas de suelo.
- Ambas capas se encuentran sometidas a un campo estático y uniforme de tensiones de corte,  $\tau$ , que implica deformaciones de corte constante en cada capa.

Este problema ha sido modelado como una viga apoyada sobre muelles elásticos, estáticos, lineales de Winkler, los cuales han sido utilizados para modelar la interacción suelo-pilote. Para las rigideces de los muelles, los autores han decidido seguir las recomendaciones de Novak *et al.* (1978) y Roesset J.M. (1980), quienes sugieren utilizar  $k_1=3G_1$  y  $k_2=3G_2$  para la capa 1 y capa 2, respectivamente. En la figura 4 se puede observar el modelo propuesto, con el cual los autores propusieron su expresión.

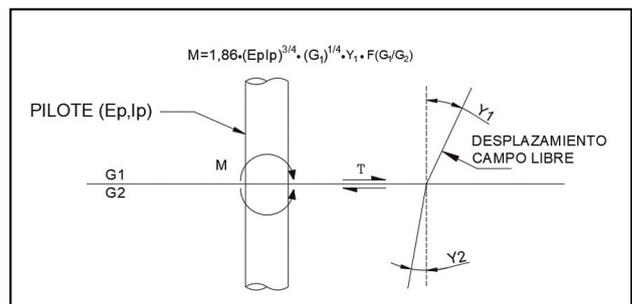


Figura 4. Modelo de un suelo de dos estratos de Dobry y O'Rourke, 1983.

La expresión de Dobry y O'Rourke para determinar el momento flector en la zona de interfaz es la siguiente:

$$M = 1.86(E_p I_p)^{3/4} (G_1)^{1/4} \gamma_1 \mathcal{F} \quad [1]$$

$$\mathcal{F} = \frac{(1 - c^{-4})(1 + c^3)}{(1 + c)(c^{-1} + 1 + c + c^2)}$$

$$c = (G_2/G_1)^{0.25}$$

Donde

$G_1$ : Módulo de corte secante correspondiente al nivel de deformaciones de corte del estrato superior ( $\gamma_1$ ).

$G_2$ : Módulo de corte secante correspondiente al nivel de deformaciones de corte del estrato inferior ( $\gamma_2$ ).

$\gamma_1$ : Deformación de corte del estrato superior (uniforme).

Los autores recomiendan obtener el valor de  $\gamma_1$  según la siguiente expresión:

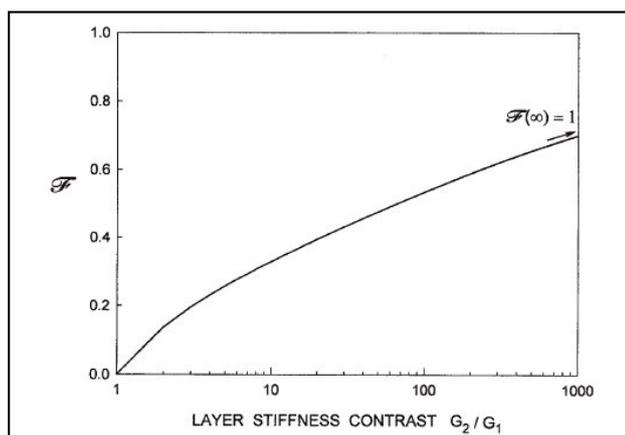
$$\gamma_1 = \tau / G_1$$

Donde

$\tau$ : Máximo esfuerzo sísmico de corte en la interfaz, calculado a través de análisis de propagación unidimensional en condiciones de campo libre.

Este esfuerzo de corte ( $\tau$ ) representa el campo de tensiones de corte constante. Esta suposición se basa en que el valor del corte permanece constante a altas profundidades, como aquellas que son de interés en los efectos cinemáticos. Sin embargo, esto no es cierto para a bajas profundidades.

Entre las limitaciones de este método se tiene que no considera la naturaleza dinámica de la excitación ni el efecto de espesor finito en los estratos. Además, entrega resultados erróneos para casos donde la diferencia entre rigideces es pequeña o nula (caso homogéneo), debido a que la función  $F$  tiende a cero cuando  $G_2/G_1 \rightarrow 1$ , lo cual implicaría valores muy pequeños e incluso nulos para el momento cinemático. En la figura 5 se puede observar la variación de  $F$  con  $G_2/G_1$ .



**Figura 5.** Función adimensional  $F$  de Dobry y O'Rourke (1983) para el cálculo de momento flector en interfaces profundas.

### 5.2.2. Mylonakis (2001)

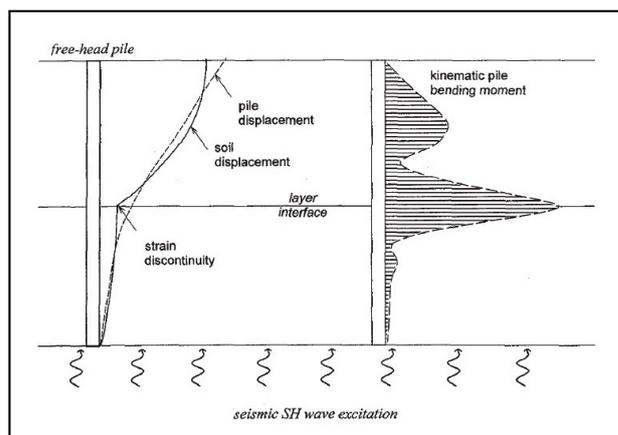
Mejoró el método de Dobry y O'Rourke al considerar en su modelo lo siguiente:

- Carga sísmica de naturaleza dinámica, impuesta en la base del suelo, teniendo la forma de un desplazamiento horizontal armónico de frecuencia  $\omega$ .
- Modelo viscoelástico que considera dos tipos de amortiguamiento:
  - Amortiguamiento de Radiación: modelados a partir de amortiguadores de radiación a lo largo del pilote.
  - Amortiguamiento de Material: Reemplazando el Módulo de corte estático del suelo por un Módulo de corte complejo dinámico.

$$G^* = G(1 + 2i\beta)$$

- Los espesores de perfiles y la inercia del suelo son incorporados a través del cálculo de propagación vertical de ondas de corte sísmicas dentro de las capas.

A continuación, en la figura 6 se presenta un esquema del modelo definido por Mylonakis (2001).



**Figura 6.** Esquema del Modelo definido en Mylonakis (2001).

El autor afirma que es conveniente escribir los efectos cinemáticos en términos de la deformación unitaria de flexión, ya que presenta las siguientes ventajas:

- Es una cantidad adimensional.
- Experimentalmente es directamente medible.
- Puede ser utilizada para cuantificar el daño.
- Independiente de la sección del pilote.

Estos momentos cinemáticos pueden ser escritos del siguiente modo:

$$\varepsilon_p = 2\lambda_1 r \gamma_1 \mathcal{F}$$

Donde

$\varepsilon_p$ : Deformación de máxima curvatura en el pilote obtenida en la interfaz entre capas.

$r$ : Distancia máxima desde el eje axial hasta la fibra más externa del pilote

$\lambda_1$ : Número de onda de Winkler [ $1/L$ ] de propagación dentro del pilote.

$$\lambda_1 = \left( \frac{k_1}{4E_p I_p} \right)^{1/4}$$

Para un pilote de sección circular, cuya inercia es  $I_d = \pi d^4 / 64$ , se tiene que

$$\varepsilon_p = 1,5 \left( \frac{k_1}{E_p} \right)^{1/4} \gamma_1 \mathcal{F}$$

$$\left( \frac{\varepsilon_p}{\gamma_1} \right) = 1,5 \left( \frac{k_1}{E_p} \right)^{1/4} \mathcal{F}$$

Donde

$\gamma_1$ : Deformación de corte del suelo obtenida en la interfaz entre capas.

La razón  $\left( \frac{\varepsilon_p}{\gamma_1} \right)$  representa un tipo de función de transmisibilidad de deformación, entre el pilote y el suelo a nivel de la interfaz, la cual posee una fuerte relación con la frecuencia.

Por otro lado, la función  $F$  ha sido modificada con respecto a la presentada en el método anterior y cubre una casuística mayor. Sin embargo, centrándonos en el caso que nos interesa, es decir, un suelo con dos capas que presenten

una marcada diferencia entre sus rigideces, suponiendo que las densidades de ambas capas son aproximadamente las mismas y una baja frecuencia de excitación, es decir  $\omega \rightarrow 0$ , se obtendrá la siguiente expresión:

$$\mathcal{F} = \frac{(c^2 - c + 1)[(2\lambda_1 h_1 - 1)c(c - 1) - 1]}{2c^4 \lambda_1 h_1}$$

Por lo tanto, para un pilote de sección circular se tendrá la siguiente función de transmisibilidad de deformaciones.

$$\left(\frac{\varepsilon_p}{\gamma_1}\right)_{w=0} = \frac{c^2 - c + 1}{2c^4} \left(\frac{H_1}{d}\right)^{-1} \left\{ \left[ 3 \left(\frac{k_1}{E_p}\right)^{1/4} \frac{H_1}{d} - 1 \right] c(c - 1) - 1 \right\} \quad [2]$$

Esta expresión sólo toma en consideración los efectos de la interacción suelo-pilote, ya que la frecuencia de

excitación definida es cero. El efecto de la frecuencia ha sido introducido a través de un coeficiente adimensional de amplificación dinámica:

$$\Phi = \left(\frac{\varepsilon_p}{\gamma_1}\right) / \left(\frac{\varepsilon_p}{\gamma_1}\right)_{w=0}$$

Esta razón tiende a aumentar su valor con el incremento de la frecuencia de excitación. Sin embargo, se tiene que para frecuencias bajas ( $a_0 \leq 0.10$ ), las cuales son las que poseen normalmente los perfiles geotécnicos que se dan en este tipo de problemas, y para una relación de rigideces  $E_p/E_1 < 1000$ , generalmente el valor de  $\Phi$  que se obtiene es menor que 1.25. En la figura 7 se muestra la relación que existe entre el coeficiente de amplificación dinámica y la frecuencia adimensional según el trabajo de Mylonakis (2001).

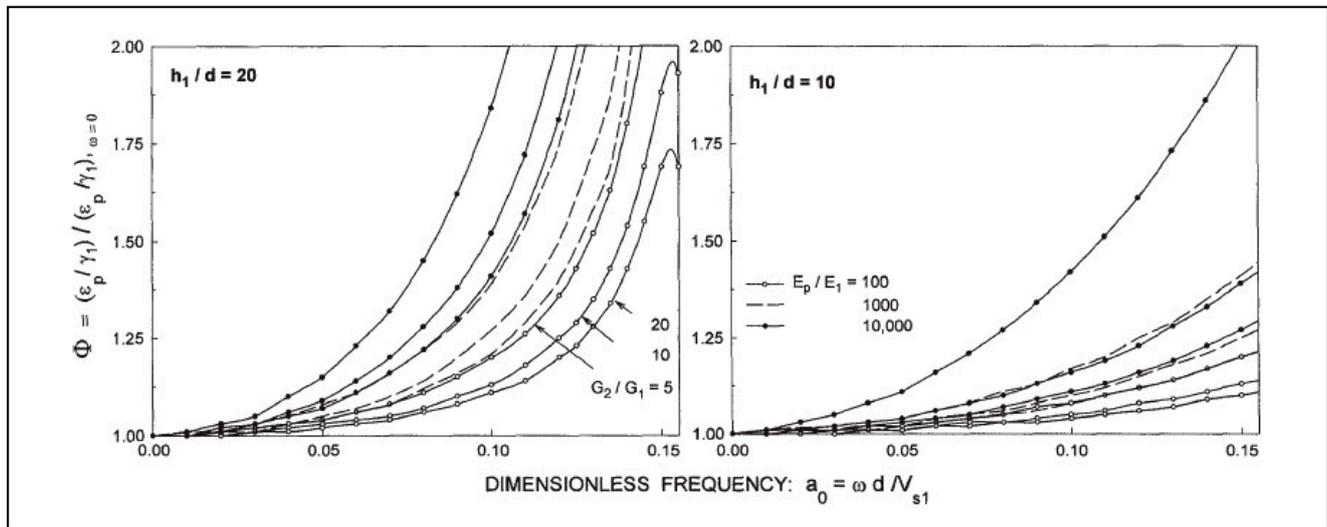


Figura 7. Variación de la transmisibilidad de deformaciones con la frecuencia, Mylonakis (2001).

Finalmente, es posible conocer el momento flector asociado a los efectos cinemáticos en el pilote en la zona de interfaz, por medio de la siguiente expresión:

$$M = \frac{(E_p I_p)(\varepsilon_p/\gamma_1)\Phi\gamma_1}{r}$$

5.2.3. Nikolaou et al. (2001)

Modela al pilote como una viga elástica sobre una fundación dinámica de Winkler (BDWF). Los muelles y amortiguadores considerados son parámetros dependientes de la frecuencia, los cuales han sido definidos mediante el ajuste con métodos numéricos de elementos finitos (Gazetas y Dobry, 1984, y Makris y Gazetas, 1992).

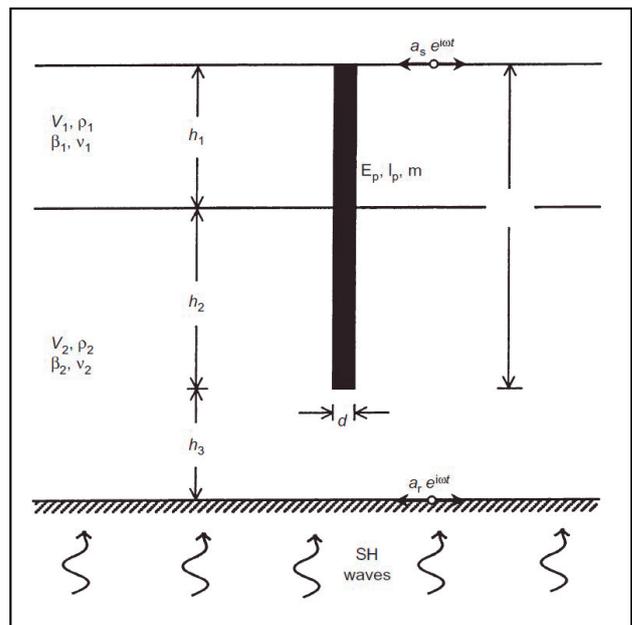


Figura 8. Esquema del modelo definido en Nikolaou et al. (2001).

A partir de lo anterior, se ha desarrollado una expresión que permite estimar el valor del máximo momento flector en la interfaz para un estado estacionario bajo condiciones de resonancia. Esta expresión se encuentra basada

en el esfuerzo de corte característico ( $\tau_c$ ), el cual es proporcional al que se dará en la interfaz en condiciones de campo libre cuando el terreno experimenta una aceleración en superficie.

$$\tau_c \approx a_s \rho_1 H_1$$

La fórmula para obtener el momento se escribe

$$M = 0.042 \tau_c d^3 \left(\frac{L}{d}\right)^{0.30} \left(\frac{E_p}{E_1}\right)^{0.65} \left(\frac{V_{s2}}{V_{s1}}\right)^{0.50} \quad [3]$$

Donde

$V_{s1}$ : Velocidad de onda de corte en el estrato superior.

$V_{s2}$ : Velocidad de onda de corte en el estrato inferior.

Con el objetivo de ajustar la solución anterior a la naturaleza transitoria de la excitación sísmica, los autores han introducido un factor de reducción que depende de: la duración del acelerograma en términos del número de ondas efectivas en el registro; de la comparación entre la frecuencia característica del sismo y la fundamental del depósito de suelo; y el amortiguamiento efectivo presente en el sistema suelo-pilote

$$\eta = 0.04 N_c + 0.23 \quad \text{Para } T_1 \approx T_p$$

$$0.015 N_c + 0.17 \approx 0.2 \quad \text{Para } T_1 \neq T_p$$

Donde

$T_p$ : Período predominante en el registro del movimiento del suelo

$T_1$ : Período fundamental del depósito de suelo.

$N_c$ : Numero efectivos de ciclos en un registro sísmico.

Debido a que existen distintos tipos de métodos para el cálculo del conteo de ciclos efectivos, se ha considerado la recomendación hecha por Darendeli (2001), en donde sugiere que para suelos poco sobreconsolidados un  $N_c=10$  y una frecuencia de 1 [Hz] representarían bastante bien las características del registro sísmico.

Por otro lado, entre los inconvenientes de este método es que predice momentos flectores que tienden al infinito para pilotes muy esbeltos,  $\frac{L}{d} \rightarrow \infty$ , y también para suelos con muy altos contrastes entre sus rigideces  $\frac{V_{s2}}{V_{s1}} \rightarrow \alpha$ .

#### 5.2.4. Recomendaciones para evaluar los métodos

Idealmente los métodos aproximados de fórmula deberían ser acompañados por análisis de propagación unidimensional de ondas de corte en condiciones de campo libre. Sin embargo, en la práctica habitual no suelen realizarse estos análisis. Debido a esto, Mylonakis (2001) sugirió que si la aceleración pico sísmica  $a_{maxs}$  es especificada en la superficie del suelo,  $\gamma_1$  puede ser calculada utilizando la expresión propuesta por Seed e Idris (1982) para problemas de licuación:

$$\gamma_1 = (1 - 0.015 H_1) \frac{\rho_1 H_1}{G_1} a_{maxs} \quad [4]$$

Donde

$\rho_1$ : densidad del estrato superior.

También el esfuerzo máximo de corte,  $\tau_c$ , puede ser estimado como se hizo en los trabajos de Nikolaou y Gazetas (1997) y Nikolaou *et al.* (2001):

$$\tau_c = a_{maxs} \rho_1 H_1 \quad [5]$$

Estas fórmulas pierden credibilidad para problemas que poseen interfaces muy profundas.

## 6. DESARROLLO

### 6.1. Análisis de Campo Libre

Este análisis se ha realizado según el modelo propuesto, considerando  $V_{s2}=400$  [m/s] y  $V_{s1}$  variable, cuyos valores elegidos fueron 150-200-250 [m/s]. Para llevar a cabo estos análisis se utilizó OASYS Siren, creado por OASYS, el cual corresponde al departamento de desarrollo de software de ARUP.

En la figura 9 se presentan las curvas envolventes de deformaciones tangenciales, en donde se aprecia la influencia de  $\frac{V_{s1}}{V_{s2}}$  en el perfil de deformaciones.

Estos casos analizados representan las tres posibilidades que se podrían dar para un estudio de la respuesta cinemática, ya que:

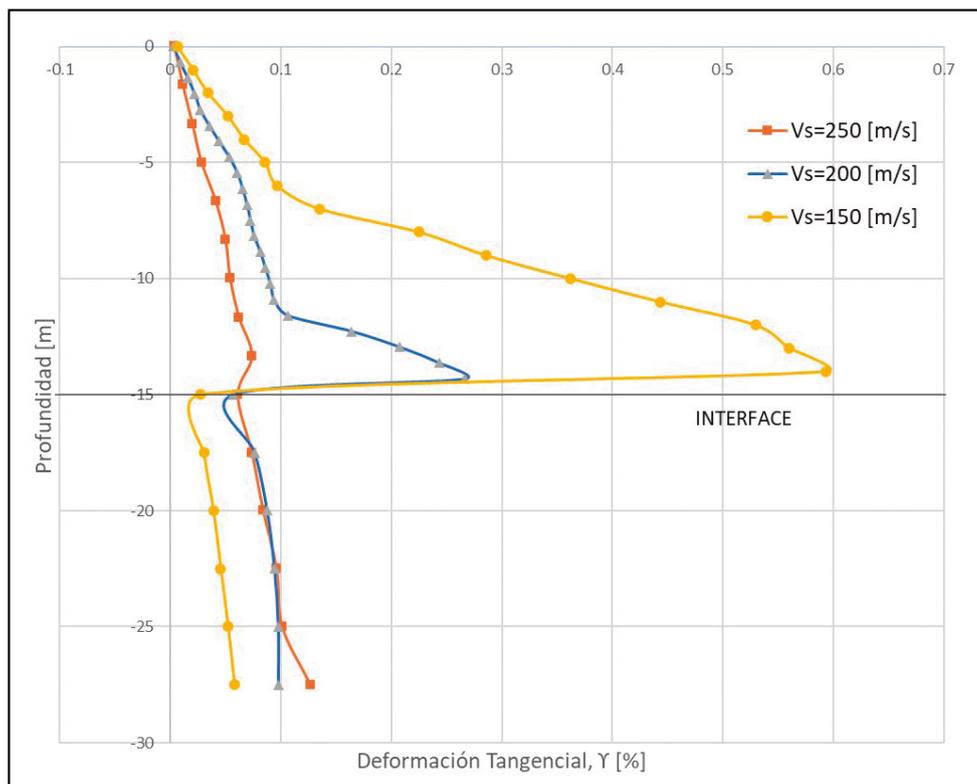
- $V_{s1}=150$  [m/s] el suelo experimenta grandes deformaciones tangenciales, del orden de  $\gamma_1=0,6$  [%], por lo tanto, en este caso el suelo ha incurrido en el rango no-lineal de deformaciones.
- $V_{s1}=200$  [m/s] el suelo experimenta deformaciones tangenciales, del orden de  $\gamma_1=0,25$  [%], por lo tanto, en este caso el suelo se encuentra aún dentro del rango de deformaciones elásticas.
- $V_{s1}=250$  [m/s] el suelo experimenta bajas deformaciones tangenciales, del orden de  $\gamma_1=0,07$  [%].

Por otro lado, también es de interés conocer la aceleración máxima en superficie ( $a_{maxs}$ ) y el máximo esfuerzo de corte en la interfaz ( $\tau_{max}$ ).

**Tabla 4.**  $a_{maxs}$  y  $\tau_c$  para los casos considerados

| Parámetro                      | $V_{s1}=150$ [m/s] | $V_{s1}=200$ [m/s] | $V_{s1}=250$ [m/s] |
|--------------------------------|--------------------|--------------------|--------------------|
| $a_{maxs}$ [m/s <sup>2</sup> ] | 2,62               | 3,18               | 2,70               |
| $\tau_{max}$ [kPa]             | 45,28              | 59,98              | 61,83              |

En esta tabla se puede apreciar que, a menor rigidez en el estrato superior, menor será el máximo esfuerzo de corte en la interfaz. Sin embargo, no es posible observar una tendencia en la aceleración en superficie, ya que las deformaciones no lineales que se experimentan para el caso  $V_{s1}=150$  [m/s] implican una aceleración menor a la esperada para un rango lineal de deformaciones.



**Figura 9.** Perfil de deformaciones tangenciales para los distintos los casos considerados. Mylonakis (2001).

## 6.2. Cálculo del momento flector en el pilote

En este cálculo se considera un pilote de diámetro variable sometido a los perfiles de deformaciones instantáneas obtenidos en los análisis de propagación de ondas. Los diámetros elegidos corresponden a  $d = 0.3-0.6-1.0$  [m]. Por lo tanto, en total se tendrán nueve casos distintos.

Para llevar a cabo el análisis pseudo-estático sugerido por Tabesh y Poulos (2001), se ha utilizado un script en Python, elaborado por el departamento de geotecnia de Arup, que permite evaluar en OASYS ALP cada uno de los perfiles instantáneos de desplazamiento del suelo obtenidos por OASYS SIREN, para luego procesar esta información y obtener la envolvente momentos en el pilote. La figura 10 presenta esta envolvente máxima de momentos, corte y desplazamientos en el pilote para el caso en que  $V_{s1} = 200$  [m/s] y  $d = 0.6$  [m],

Por otro lado, los métodos aproximados de fórmula requieren conocer las deformaciones y esfuerzos tangenciales en la interfaz entre capas. Para esto contamos con los resultados del análisis de propagación de ondas o las expresiones analíticas sugeridas anteriormente.

Sin embargo, para una correcta evaluación de las expresiones analíticas sugeridas será necesario conocer su aceleración máxima en superficie y los módulos de corte efectivos.

En el primer caso, la aceleración máxima en superficie se ha obtenido considerando una amplificación sísmica de 1.5 correspondiente a un suelo tipo C, el cual tiene asociada una velocidad media de la onda de corte entre 180 m/s a 360 m/s según UNE-EN 1998-1. Por lo tanto, esta aceleración se calcularía como la multiplicación entre la aceleración en la base por la amplificación sísmica de suelo tipo C, lo cual resulta 2.94 m/s.

Los módulos de corte efectivos han sido definidos al adoptando un nivel de deformaciones que significarían una degradación en el módulo de corte para la primera capa de 30% y un 67% para la segunda capa. Esta degradación en cada capa se justifica mediante el uso de las curvas de Darendeli (2001) y las deformaciones obtenidas en los análisis de propagación de onda. Sin embargo, normalmente es posible que no se cuente con esta información, de modo que, será necesario sugerir un valor en base a la experiencia local o algún criterio ingenieril, lo cual podría significar menor precisión.

Finalmente, los resultados obtenidos se presentan en la tabla 5.

A modo de ejemplo, la figura 11 presenta la comparación entre el momento a lo largo del pilote, obtenido mediante BDWF, y los momentos en la interface obtenidos mediante los métodos aproximados de fórmula apoyados con resultados de análisis de propagación de onda.

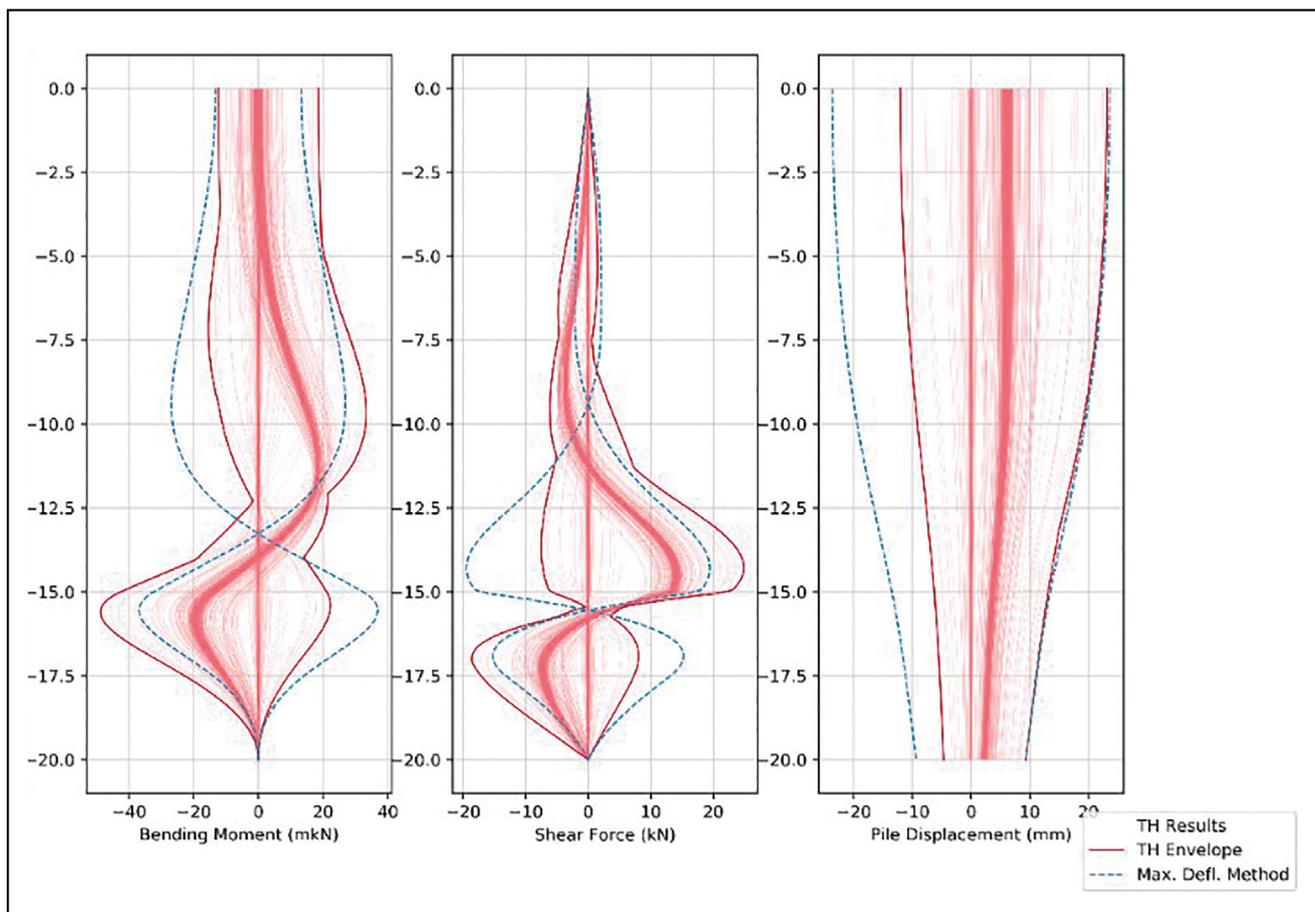


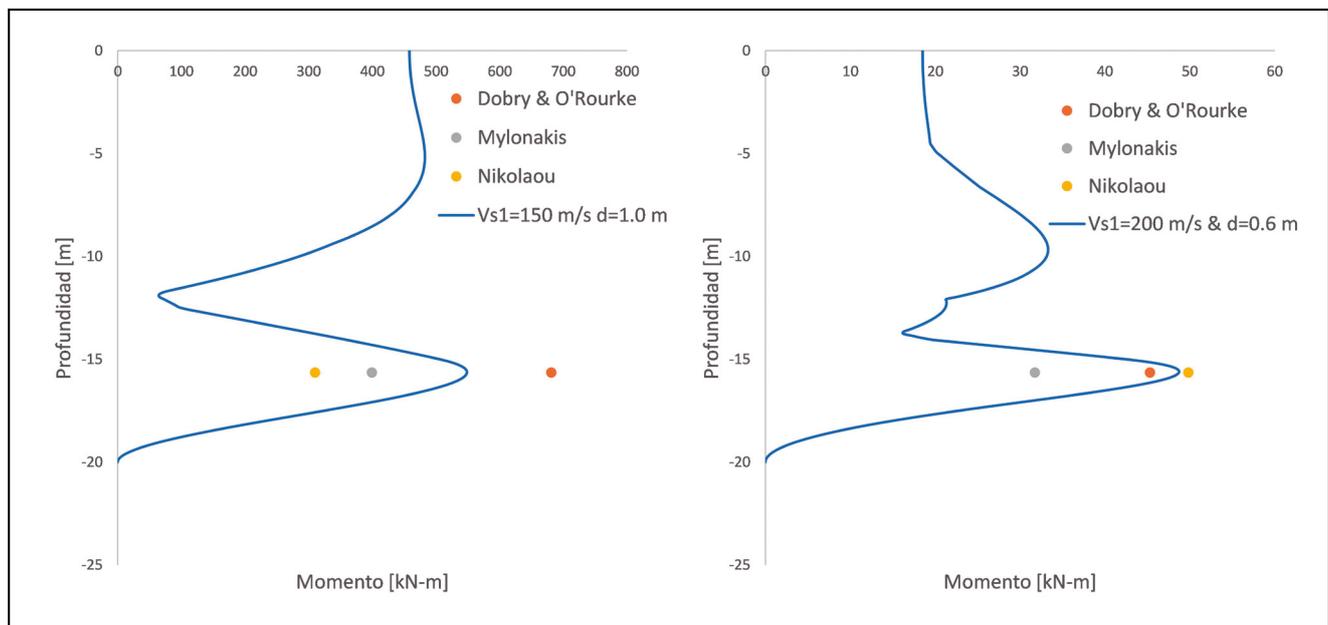
Figura 10. Envolvente de esfuerzos en el pilote para  $d=0,6$  y  $V_{s1}=200$  [m/s].

Tabla 5. Comparación entre resultados obtenidos BDWF y métodos aproximados de fórmula

| Método      | Momento Flector [kN-m] |       |                    |       |                    |      |      |
|-------------|------------------------|-------|--------------------|-------|--------------------|------|------|
|             | $V_{s1}=150$ [m/s]     |       | $V_{s1}=200$ [m/s] |       | $V_{s1}=250$ [m/s] |      |      |
|             | KM1                    | KM2   | KM1                | KM2   | KM1                | KM2  |      |
| $d=0.3$ [m] | BDWF (ALP-OASYS)       | 29.8  |                    | 7.5   |                    | 2.0  |      |
|             | Dobry & O'Rourke       | 18.4  | 10.2               | 6.7   | 4.2                | 1.3  | 0.8  |
|             | Mylonakis              | 25.2  | 12.3               | 8.2   | 4.8                | 1.1  | 2.2  |
|             | Nikolaou               | 16.3  | 25.9               | 8.4   | 6.2                | 2.2  | 2.6  |
| $d=0.6$ [m] | BDWF (ALP-OASYS)       | 203.3 |                    | 48.7  |                    | 16.2 |      |
|             | Dobry & O'Rourke       | 147.1 | 81.4               | 53.5  | 33.3               | 10.4 | 6.7  |
|             | Mylonakis              | 194.4 | 94.8               | 56.9  | 33.6               | 8.7  | 17.4 |
|             | Nikolaou               | 105.6 | 168.4              | 54.3  | 40.3               | 28.1 | 17.2 |
| $d=1$ [m]   | BDWF (ALP-OASYS)       | 548.6 |                    | 105.1 |                    | 79.7 |      |
|             | Dobry & O'Rourke       | 681.1 | 376.9              | 247.8 | 154.1              | 48.2 | 31.0 |
|             | Mylonakis              | 846.3 | 412.8              | 251.0 | 148.4              | 41.1 | 82.3 |
|             | Nikolaou               | 419.5 | 669.0              | 109.6 | 160.0              | 56.8 | 68.3 |

KE1: Momentos obtenidos a partir de resultados de análisis de propagación de onda unidimensional.

KE2: Momentos obtenidos a partir de recomendaciones por Mylonakis y Nikolaou.



**Figura 11.** Momentos flectores calculados según BDWF y métodos aproximados de fórmula.

### 6.3. Análisis de resultados

Para encontrar el método aproximado de fórmula que mejor se ajusta a los resultados obtenidos por el enfoque BDWF se ha calculado para cada método el coeficiente de correlación de Pearson, ya sea en aquellos resultados apoyados por los análisis de propagación de onda, como en los que no.

**Tabla 6.** Coeficiente de Correlación de Pearson entre métodos de fórmula y BDWF

|     | Dobry & O'Rourke | Mylonakis | Nikolaou |
|-----|------------------|-----------|----------|
| KE1 | 0.797            | 0.760     | 0.815    |
| KE2 | 0.704            | 0.756     | 0.851    |

KE1: Efectos cinemáticos apoyados en resultados de análisis de propagación de onda.

KE2: Efectos cinemáticos obtenidos a partir de recomendaciones por Mylonakis y Nikolaou.

También se calculó este coeficiente para determinar en cuál de las estratigrafías se obtienen resultados más alejados de los obtenidos por el método BDWF.

**Tabla 7.** Coeficiente de Correlación de Pearson entre métodos de fórmula y BDWF según  $V_{s1}$

| $V_{s1}=150$ m/s | $V_{s1}=200$ m/s | $V_{s1}=250$ m/s |
|------------------|------------------|------------------|
| 0.893            | 0.905            | 0.925            |

## 7. CONCLUSIONES

Aunque se ha reducido el acelerograma con un escalado a 0,2g aún se observan deformaciones tangenciales significativas en el estudio de propagación de ondas que sugieren la movilización de un comportamiento no lineal en el suelo, particularmente para el caso de  $V_{s1}=150$  [m/s]. Esta no linealidad es una variable más que complica la identificación de tendencias y comparativa con los métodos más simplificados.

Este estudio ha presentado los tres escenarios posibles que se podrían esperar, en función de las deformaciones observadas en la zona de la interfaz, luego de aplicar un análisis unidimensional de propagación de ondas para perfiles con distintos niveles de diferencia de rigideces

- Deformaciones en el rango no lineal, en donde los resultados de estos métodos pierden credibilidad debido a que éstos no son capaces de contemplar estos efectos.
- Deformaciones lineales, en donde los métodos aproximados de fórmula sí entregan buenas estimaciones de los máximos momentos flectores en el pilote.
- Bajas deformaciones lineales, en donde los efectos cinemáticos no son relevantes en el diseño de un pilote.

Al observar los resultados se afirma que los métodos aproximados de fórmula entregan mejores resultados al ser evaluados según la información obtenida de un análisis de propagación de onda, en comparación con los resultados que se apoyaron en las expresiones que permiten obtener la deformación tangencial y esfuerzo de corte en la interfaz entre dos estratos.

Por lo tanto, realizar un análisis de propagación de ondas significa una mayor precisión en los efectos cinemáticos, ya que refleja el comportamiento dinámico del suelo y permite conocer el nivel de deformaciones que se utiliza para ajustar los parámetros rigidez del estrato.

La mejor correspondencia entre los resultados obtenidos por el método BDWF y algún método de fórmula, según el coeficiente de correlación de Pearson, se obtuvo para el método de Nikolaou (2001) y el que peor se ajustó fue el método de Mylonakis (2001).

Por último, al observar los resultados se puede afirmar que existe una correspondencia aceptable, entre los métodos aproximados de fórmula y los obtenidos por BDWF. Sin embargo, se debe comentar que este estudio no es concluyente, ya que para esto se requiere que este análisis considere una mayor gama de condiciones geométricas, geotécnicas, resistentes y de excitación.

## 8. REFERENCIAS

Cairo, R., Conte, E., Dente, G., Sica, S., y Simonelli, A.L. (2009). Soil-pile kinematic interaction: new perspectives for EC8 improvements. *Eurocode 8*, E. Cosenza (ed.), Vol. 8, pp. 263-275.

Darendeli, M.B. (2001). *Development of a new family of normalized modulus reduction and material damping curves*. Dissertation. Austin, TX: University of Texas.

Dobry, R., y O'Rourke M.J. (1983). Discussion of "Seismic response of end-bearing piles", por R. Flores-Berrones y R.V. Whitman. *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, 109(5): pp. 778-781.

Fan, K., Gazetas, G., Kaynia, A., Kausel, E., y Ahmad, S. (1991). Kinematic seismic response of single piles and pile groups. *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, 117(12): pp. 1860-1879.

Gazetas, G., y Dobry, R. (1984). Simple radiation damping model for piles and footings. *Journal of Engineering Mechanics*, 110(6): pp. 937-956.

Kavvasdas, M., y Gazetas, G. (1993). Kinematic seismic response and bending of free-head piles in layered soil. *Geotechnique*, 43(2): pp. 207-222.

Kaynia, A.M., y Kausel, E. (1982). Dynamic behaviour of pile groups. *2nd Int. Conf. on Numerical Methods in Offshore Piling, Austin, Texas*, pp. 509-532.

Mylonakis, G. (2001). Simplified model for seismic pile bending at soil layer interfaces. *Soils and Foundations*, 41(4): pp. 47-58.

Nikolaou, S., Mylonakis G., Gazetas, G., y Tazoh T. (2001). Kinematic pile bending during earthquakes: analysis and field measurements. *Géotechnique*, 51(5): pp. 425-440.

Novak, M., Aboul-Ella, F., y Nogami, T. (1978). Dynamic soil reactions for plane strain case. *Journal of the Engineering Mechanics Division*, 104(4): pp. 953-959.

Randolph, M.F. (1981). The response of flexible piles to lateral loading. *Géotechnique*, 31(2): pp. 247-259.

Rathje, M., Abrahamson N.A., y Bray J.D. (1998). Simplified frequency content estimates of earthquake ground motions. *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, 124(2): pp. 150-159.

Roesset, J.M. (1980). Stiffness and damping coefficients of foundations. *Proc. ASCE Geotechnical Engineering Division National Convention* (pp. 1-30).

Seed, H., e Idriss, I. (1982). *Ground motions and soil liquefaction during earthquakes*. Engineering monographs on earthquake criteria, structural design, and strong motion records. MNO-5. Oakland, Calif: Earthquake Engineering Research Institute.

Tabesh, A., y Poulos, H. G. (2001). Pseudostatic approach for seismic analysis of single piles. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 127(9), 757-765.