

## **REVIEW OF NUMERICAL MODELS FOR STUDYING THE DYNAMIC RESPONSE OF DEEP FOUNDATIONS FOR THE DESIGN AND PROJECT OF WIND TURBINES**

Álamo, Guillermo M.; R. Bordón, Jacob D.; García, Fidel; Aznárez, Juan J.; Padrón, Luis A.; Chirino, Francisco; Maeso, Orlando  
Universidad de Las Palmas de Gran Canaria

Wind turbines support structures must be designed so that the natural frequencies of the whole system are sufficiently separated from the frequency content of the different dynamic loads acting on the wind turbine. The design and analysis of the soil-foundation subsystem is subject to significant levels of uncertainty and simplification. Besides, the number of wind farms increases, and the need for installing wind turbines in weaker soils also increases, which leads to the use of deeper foundations such as piles and suction caissons. Thus, there exists a need for developing computational models able to estimate, with increasing accuracy and efficiency, the dynamic properties of the foundations mentioned above with the aim of being able to reach more optimized, safe and long-life designs that help improving the profitability of the technology and reducing the cost of the wind energy. In this line, this paper presents a review of computational models, with different degrees of accuracy, applicable to the analysis of the dynamic response of deep foundations for onshore and offshore wind turbines.

**Keywords:** Wind turbines; Foundations; Soil-Structure Interaction; Boundary Element Method; Structural Dynamics

## **REVISIÓN DE MODELOS NUMÉRICOS PARA EL ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DINÁMICO DE CIMENTACIONES PROFUNDAS PARA EL DISEÑO Y PROYECTO DE AEROGENERADORES**

Las estructuras de soporte de los aerogeneradores deben ser diseñadas de manera que las frecuencias naturales del conjunto estén suficientemente alejadas de los armónicos característicos de las cargas dinámicas que soportan. El diseño y análisis del subsistema suelo-cimentación está sujeto a un nivel significativo de incertidumbre y de simplificación. Además, mientras el número de parques eólicos crece, surge la necesidad de cimentar las estructuras en suelos de peores características, lo que lleva en ocasiones a la utilización de cimentaciones profundas como pilotes y vasos de succión. Todo esto genera la necesidad de desarrollar modelos computacionales capaces de estimar las propiedades dinámicas de las cimentaciones mencionadas de manera más precisa y eficiente que en la actualidad, con el objetivo de contribuir a la obtención de diseños de estructuras de aerogenerador más óptimos, seguros y de mayor vida útil, mejorando la rentabilidad de esta tecnología y abaratando el coste de la energía eólica. En esta línea, se presenta en esta ponencia una revisión de los modelos computacionales, de distintos grados de precisión, utilizables para el estudio de la respuesta dinámica de cimentaciones profundas para aerogeneradores terrestres y marinos.

**Palabras clave:** Aerogeneradores; Cimentaciones; Interacción suelo-estructura; Métodos Numéricos; Método de los Elementos de Contorno; Dinámica estructural

Correspondencia: Luis A. Padrón - luis.padron@ulpgc.es

Agradecimientos: Este trabajo ha sido financiado por la Subdirección General de Proyectos de Investigación del Ministerio de Economía y Competitividad (MINECO) de España, y cofinanciado por los fondos FEDER, a través del proyecto BIA2014-57640-R. G.M. Alamo y J.D.R. Bordón son beneficiarios de la ayudas de investigación FPU del Ministerio de Educación, Cultura y Deporte FPU14/06115 y FPU13/01224, respectivamente.

## 1. Introducción

La capacidad instalada de generación de energía eléctrica a partir de energía eólica marina (offshore wind power) está creciendo de manera exponencial en los últimos años. Tanto es así, que la capacidad de producción conectada a red en Europa creció en 2015 nada menos que un 108% respecto a 2014. Es decir, sólo en 2015, la capacidad instalada se multiplicó por un factor superior a 2 respecto a lo existente el año anterior. En concreto, se añadieron 3019 MW de potencia mediante la instalación de 754 nuevos aerogeneradores marinos en 15 granjas diferentes conectadas a la red eléctrica Europea. En este sentido, resulta realmente impactante que, de los 3230 aerogeneradores marinos instalados en Europa a 31 de diciembre de 2015, sólo uno está instalado en España (un 0.03% del total). Además, en este instante, existen 6 proyectos en marcha de parques eólicos en Alemania, Holanda y Reino Unido, que contribuirán cerca de 2000 MW más a un crecimiento que se espera que continúe en los próximos años. (EWEA 2015).

La práctica totalidad de los aerogeneradores marinos instalados en Europa están situados en lugares donde la profundidad permite cimentarlos directamente al lecho marino (frente a la alternativa de los aerogeneradores flotantes, de implantación aún anecdótica en el mundo). De hecho, la profundidad media del agua en los parques eólicos ejecutados o en ejecución durante el año 2015 fue de 27.1 m, con una distancia media a la costa de 43.3 km, aunque existen parques en funcionamiento en profundidades de hasta 50 m y distancias de 120 km de la costa más cercana. Así, en Europa, y a 31 de diciembre de 2015, el 80% de los aerogeneradores están instalados sobre monopilotes, el 9.1% sobre cimentaciones superficiales y el resto sobre estructuras de varios soportes, como grupos de tres cajones de succión (3.6%) o tres pilotes (1.7%) (EWEA 2015).

Con la expansión arriba comentada del número de parque eólicos marinos surge la necesidad de cimentar los aerogeneradores a mayores profundidades y/o en suelos de peores características portantes. Dadas las especiales características de las cargas derivadas a la cimentación por parte de los aerogeneradores marinos (grandes momentos a la altura del lecho marino con cargas horizontales significativas pero muy baja carga vertical), el uso de cimentaciones superficiales sólo es factible en ciertos casos (profundidades limitadas y/o lecho rocoso de muy buena capacidad portante). De resto, y tal y como se destacaba en el párrafo anterior, se hace necesario el uso de cimentaciones profundas, principalmente pilotes. Los vasos de succión por su parte, aunque minoritarios aún, ofrecen unos importantes beneficios potenciales: menores costos de instalación, capacidad de recuperación, y menores costos en la exploración geotécnica debido a su menor profundidad de embebimiento, razones por las que se está creciendo el interés en su análisis y desarrollo. Estos dos tipos de cimentación (pilotes y vasos de succión), serán precisamente el objeto de estudio de este artículo.

A este respecto, es importante tener en cuenta que el coste asociado a la cimentación representa, en general, una proporción muy importante de la inversión total requerida para la puesta en marcha de parques eólicos marinos. En concreto, el diseño, construcción e instalación de, por ejemplo, un monopilote para cimentar un aerogenerador marino representa generalmente en torno al 15-20% del coste inicial total, pudiendo incluso alcanzar el 25-30% en algunos proyectos (Byrne y Houlsby, 2003, Musial y Ram 2010, Bhattacharya 2015), teniendo además en cuenta que se estima que el coste de la cimentación crece de manera aproximadamente lineal con la profundidad (Musial y Ram, 2010). Resulta por tanto evidente que la reducción del coste de ejecución de estas cimentaciones mediante la mejora de las soluciones propuestas durante las primeras fases del proyecto representaría un ingrediente importante a la hora de favorecer la implantación

de nuevos parques eólicos marinos y mejorar la rentabilidad de esta tecnología al reducir su coste inicial y, al mismo tiempo, aumentar su vida útil.

En este sentido, es importante tener en cuenta que, al contrario de lo que ocurre en muchos otros tipos de proyectos, el diseño y dimensionamiento finales de las cimentaciones para aerogeneradores marinos no resultan realmente condicionadas por el cumplimiento de los requisitos asociados a los Estados Límite Últimos sino por el cumplimiento del Estado Límite de Fatiga (acumulación de daño debido a cargas repetitivas) y los Estados Límite de Servicio, dado que el cumplimiento de estos dos últimos, muy restrictivos (Arany et al. 2015), conlleva por lo general un cumplimiento muy holgado de los requisitos de Estados Límite Últimos. Entre estos Estados Límite Último se encontrarían el fallo estructural en la subestructura en sí o en el suelo circundante (pérdida de la capacidad portante), o la pérdida de estabilidad frente al vuelco o el deslizamiento; mientras que entre los Estados Límite de Servicio encontraríamos la deflexión o rotación excesivas en la cabeza de la cimentación o al nivel de la góndola, rotaciones permanentes, asentamientos excesivos, asentamientos diferenciales, o vibraciones excesivas (DNV 2014).

Al análisis pormenorizado del Estado Límite de Fatiga se le otorga una importancia capital ya que está directamente relacionado tanto con la vida útil prevista para el aerogenerador en su conjunto, como con la posibilidad de prolongar el número de años de explotación (y por tanto aumentar la rentabilidad de la instalación). Las características dinámicas de la cimentación, en términos tanto de rigidez como de capacidad para disipar energía (amortiguamiento), juegan un papel fundamental en la reducción del daño acumulado dado que ambos son clave a la hora de reducir la amplitud de las vibraciones en la estructura. En el caso de la rigidez, su correcta estimación en las fases de diseño y planificación del proyecto permite evitar que la estructura entre en resonancia con ninguna de las múltiples cargas dinámicas a las que está sometida (olas, corrientes, vientos, paso de las palas frente al fuste, desequilibrios en el rotor y las palas ...). En el caso del amortiguamiento, valores mayores de este parámetro en la cimentación permiten maximizar la evacuación de energía mecánica desde la estructura a través del suelo.

Aún así, es el cumplimiento de los requisitos asociados a los Estados Límite de Servicio lo que determina generalmente el diseño y dimensionamiento finales de la cimentación. Así, por ejemplo, en el caso de un monopilote, el criterio de rotación máxima en la cabeza del mismo puede llevar asociado un sobredimensionamiento superior al 15% en diámetro respecto a la mayoría del resto de criterios (Arany et al. 2015). Otro criterio relacionado con éste puede llevar a sobredimensionamientos aún más importantes, como por ejemplo el aseguramiento de una rigidez dada que garantice que las frecuencias naturales del sistema se mantengan suficientemente alejadas de las frecuencias características de las cargas. Por esta razón, y como se ha observado numéricamente (Damgaard et al. 2014) los niveles de deformación y tensión que se alcanzan en el suelo (y por supuesto en la propia cimentación) tienden a estar por debajo de los niveles de plastificación, manteniendo por tanto el funcionamiento de la cimentación en rangos fundamentalmente elásticos y lineales, lo que justifica que muchos de los modelos propuestos y utilizados posteriormente sean de tipo elástico-lineal.

Estos bajos niveles de deformación propiciarán también una cierta estabilidad en el tiempo de las prestaciones de la cimentación en términos de rigidez y amortiguamiento dinámicos, de manera que las frecuencias naturales del sistema global no se desvíen de las establecidas. Este punto es de especial relevancia por lo indicado anteriormente en relación con la necesidad de que dichas frecuencias naturales se mantengan suficientemente alejadas de las frecuencias naturales contenidas en las excitaciones. Aún así, con la acumulación de ciclos de carga a lo largo de los años de vida útil de los aerogeneradores, sí podría existir una cierta degradación de las propiedades dinámicas de la misma, y son varios los investigadores ocupados en dilucidar si es éste un aspecto que pudiera influir

negativa y significativamente la respuesta a largo plazo de las estructuras (Foglia et al. 2015, Bhattachary et al. 2012,2013, Cox et al. 2014). Para ello, la herramienta principal está siendo la elaboración y ensayo de modelos empíricos a escala, como los presentados por Bhattacharya et al. (2012) y Bhattacharya et al. (2013) sobre un modelo 1:100 y 1-g de un aerogenerador sobre monopilotes o un grupo de tres o cuatro vasos de succión donde observan fenómenos de degradación, compactación y rigidización del suelo circundante que lleva a cambios significativos de las propiedades de la cimentación. Posteriormente, Cox et al. (2014), realizando un estudio centrífugo del comportamiento de vasos de succión individuales, encontraron en este tipo de cimentaciones tendencias similares pero más limitadas que en el caso de monopilotes. En cualquier caso, estos fenómenos de degradación, de darse, ocurren de manera lenta y progresiva a largo plazo, por lo que el estudio de la respuesta del sistema en un momento determinado se realiza con modelos que no tienen porqué incorporar estos fenómenos.

Así, para analizar la respuesta dinámica de cimentaciones profundas para aerogeneradores se utilizan multitud de modelos significativamente diferentes entre sí. La modelización numérica de la respuesta dinámica de cimentaciones profundas para aerogeneradores es importante porque la interacción entre la estructura soporte y el suelo modifica la respuesta dinámica de la estructura en su conjunto, y no puede, en general, estudiarse considerando un empotramiento perfecto de la superestructura en el suelo de cimentación. Estos fenómenos de interacción suelo-cimentación-estructura son mucho más importantes en aerogeneradores marinos que en los terrestres, no sólo por la naturaleza de los lechos marinos, la mayor variedad de cargas dinámicas soportadas por la estructura, y la mayor magnitud de dichas cargas, sino también porque la mayor altura de la estructura de soporte (que consta del tramo aéreo observable a simple vista más un tramo sumergido que puede superar frecuentemente los 30 metros) genera una mayor influencia de las fuerzas de inercia sobre la cimentación y una mayor flexibilidad del conjunto estructural.

Por estas razones, esta ponencia describe en primer lugar la diversidad de modelos existentes para la estimación de la respuesta dinámica de las cimentaciones para la evaluación de los fenómenos de interacción suelo-cimentación-aerogenerador (sección 3). Posteriormente, en la sección 4, se presenta un grupo de modelos numéricos avanzados, cada uno con sus particularidades y casos de aplicación, propuestos y desarrollados por los autores de este artículo para el análisis de la respuesta dinámica de cimentaciones profundas para aerogeneradores. Su utilización se ilustra en la sección 5 con una selección de resultados propios.

## **2. Objetivos**

El objetivo de esta ponencia es presentar una revisión del estado del arte en cuanto al modelado dinámico de cimentaciones para aerogeneradores, y posteriormente describir distintos modelos computacionales avanzados, relacionados principalmente con el Método de los Elementos de Contorno (especialmente indicado para el estudio de medios no acotados como el suelo) que permiten analizar la respuesta dinámica de cimentaciones profundas para aerogeneradores y, así, estudiar los fenómenos de interacción suelo-cimentación-aerogenerador, todo ello con la intención de contribuir a la obtención de diseños de estructuras de soporte de aerogenerador óptimos, seguros y de mayor vida útil, y por lo tanto mejorar la rentabilidad de esta tecnología y abaratar sus costes.

## **3. Revisión de los modelos numéricos utilizados comúnmente en el estudio de la respuesta dinámica de cimentaciones profundas para aerogeneradores.**

En la literatura científica y técnica aparecen un número significativo de modelos utilizados comúnmente para estudiar la respuesta dinámica de cimentaciones profundas para

aerogeneradores. En primer lugar aparecen las dos aproximaciones con un mayor nivel de simplificación: a) el modelo de base rígida (en el que directamente se desprecia la interacción suelo-estructura), y b) el modelo de longitud de fijación aparente (o efectiva) que consiste en considerar que la torre del aerogenerador es más larga de lo que realmente es, ajustando esa longitud añadida de tal modo que se incorpore en parte la flexibilidad debida a la presencia de una cimentación flexible en un suelo también flexible (Zaaijer (2006)). Sin embargo, debido a su excesiva simplicidad, estos modelos no son ya utilizados cuando interesa considerar los efectos de interacción suelo-estructura. Así, los modelos más utilizados para el estudio y análisis de la respuesta estructural de las cimentaciones profundas para aerogeneradores incluyendo los efectos de interacción suelo estructura pueden clasificarse en los siguientes cuatro grupos.

### **3.1 Modelos de matriz de rigidez**

Los modelos de matriz de rigidez (stiffness matrix at mudline) son aquellos en los que la interacción con el sistema suelo-estructura se modela mediante acciones equivalentes a las de uno o varios resortes lineales y amortiguadores (generalmente viscosos) puntuales en la base de la torre a la altura del terreno de cimentación. En algunos casos, dichos elementos modelan sólo la rigidez y amortiguamiento a rotación, pero en los modelos más completos se incluyen no sólo las interacciones a rotación y horizontal, sino también sus influencias cruzadas, significativas en cimentaciones profundas. En este sentido, el trabajo de referencia en cuanto a la aplicación de estos conceptos al caso de los aerogeneradores marinos es el de Zaaijer (2006), que compara este modelo con los más sencillos descritos anteriormente, y con el modelo expuesto en el siguiente punto, y llega a la conclusión de que el modelo de matriz de rigidez completa definida a la profundidad del lecho de cimentación es la mejor aproximación para el caso de monopilotes.

Por otro lado, los modelos más sencillos consideran coeficientes estáticos, mientras los modelos más completos incluyen sus características dinámicas, incluso con modelos de parámetros concentrados (Lumped Parameter Models) que permiten utilizar coeficientes de rigidez y amortiguamiento dependientes de la frecuencia en análisis realizados en el dominio del tiempo (ver por ejemplo Damgaard et al. 2014).

En cualquier caso, el aspecto clave en la utilización de este modelo es, por supuesto, la obtención y/o definición de las funciones de rigidez y amortiguamiento necesarias. Éstas pueden ser tomadas de expresiones encontradas en la bibliografía, generalmente para el caso estático (Poulos y Davis 1980, Randolph 1981, Gazetas 1984 o Eurocode 8 – Part 5 2003) o pueden ser derivadas de la aplicación directa de las metodologías descritas en los siguientes apartados.

### **3.2 Modelos de rigidez distribuida tipo Winkler para monopilotes**

Los modelos de rigidez distribuida tipo Winkler son aquellos en los que el pilote se modela generalmente como una viga monodimensional lineal y elástica a flexión, mientras su interacción con el suelo se representa mediante una serie de resortes y amortiguadores distribuidos a lo largo de la profundidad.

Un primer subgrupo en este caso son los modelos elásticos y lineales en los que el aspecto clave es la obtención de la expresión que define la interacción entre pilote y suelo, y que son ampliamente utilizados en distintos ámbitos de la dinámica de estructuras (Novak et al. 1978, Kavvadas y Gazetas 1993, Mylonakis 2001, Dezi et al. 2009).

Otro subgrupo es aquel en el que las propiedades de los resortes y amortiguadores distribuidos dependen, no sólo del pilote y del suelo en cada caso, sino también de la profundidad, la magnitud de las deformaciones y de los estados previos, siendo por tanto de carácter no lineal. La leyes de comportamiento más utilizadas en este caso son las

denominadas  $p$ - $y$ ,  $t$ - $z$ ,  $Q$ - $z$ , que relacionan las deflexiones y cargas horizontales, verticales y en la punta del pilote, respectivamente. La curva  $p$ - $y$ , por ejemplo, representa la resistencia horizontal ( $p$ ) del suelo por unidad de longitud de un pilote cuando éste desarrolla un desplazamiento lateral ( $y$ ) contra el suelo. Estos modelos de tipo  $p$ - $y$  son probablemente el tipo de modelo más extendido y comúnmente utilizado, entre otras razones por aparecer, en el apartado 10.1.5 (soil-structure interaction) del estándar de diseño de las estructuras de los aerogeneradores marinos (DNV 2014), como ejemplo de posible modelo a utilizar en el análisis dinámico del aerogenerador. Sin embargo, son cada vez más las voces que indican que se trata de un modelo no adecuado para el problema concreto tratado en este caso, debido principalmente a que las curvas  $p$ - $y$  fueron obtenidas para diámetros y condiciones de carga muy diferentes a las encontradas en el caso de los aerogeneradores, además de no considerar adecuadamente los efectos inerciales involucrados, entre otras razones. De hecho, el propio estándar antes comentado (DNV 2014) en su apéndice F (apartado 2.4) recoge una serie de notas comentando las precauciones con la que deben utilizarse este tipo de modelos debido a los múltiples posibles problemas asociados a su uso en distintos ámbitos.

Ejemplos específicos del uso de esta metodología en el ámbito de la respuesta dinámica de aerogeneradores son los trabajos de Jonkman et al. (2008) y Abhinav y Saha (2015). Otro ejemplo es el trabajo de Damgaard et al. (2014) en el que investigan también la influencia de la presión de poro en el suelo marino saturado, justificando la necesidad del desarrollo de modelos que consideren la naturaleza porosa del terreno y los distintos estados de saturación de agua posibles, como es el caso de uno de los modelos descritos en el apartado 4 de esta ponencia.

### **3.3 Modelos avanzados acoplados MEC-MEF**

Los modelos acoplados de Elementos de Contorno (MEC) y Elementos Finitos (FEM) permiten modelar de manera más rigurosa las geometrías y características de la cimentación y del suelo, si bien son análisis realizados fundamentalmente en régimen elástico-lineal tal y como se argumentó en la introducción a este documento. Permiten además considerar la verdadera geometría de la cimentación, y todos sus elementos de manera simultánea, incluso en el caso de cimentaciones compuestas por grupos de pilotes o vasos de succión, incluyendo también la superestructura de manera directa en caso de ser necesario. Una aplicación de esta metodología al estudio de la respuesta dinámica de vasos de cimentación es el trabajo de Liingaard et al. (2007), mientras en el ámbito de las cimentaciones pilotadas, ejemplos de trabajos en esta línea son los de Kausel y Kaynia (1991), Maeso, Aznárez y García (2005) o Padrón, Aznárez y Maeso (2007).

### **3.4 Modelos avanzados no lineales de Elementos Finitos**

Cuando se considera necesario incluir los comportamientos no-lineales en modelos tridimensionales de la cimentación, se hace necesario por lo general acudir a modelos basados en el Método de los Elementos Finitos. En estos casos, los fenómenos no lineales suelen centrarse en el comportamiento del suelo y en el contacto suelo-cimentación (deslizamiento, separación ...), aunque en algunos casos también el elemento estructural puede desarrollar comportamientos no-lineales, como en el caso del pandeo (Madsen et al. 2015). Excepto en este último caso, la justificación de la utilización de estos modelos tan complejos y costosos no está aún clara, tal y como se argumentó en la introducción. En estos casos, el primer paso (y el principal escollo) es la elección de la ley de comportamiento de los materiales (generalmente el suelo) y de todos los parámetros que dichos modelos llevan asociados y que no son siempre de fácil estimación.

Un ejemplo interesante del uso de este modelo lo encontramos en el trabajo de Jung et al. (2015), que utilizan un modelo tridimensional y no lineal de Elementos Finitos para modelar

la respuesta dinámica del monopilote de un aerogenerador offshore, incorporando los criterios de fallo de terrenos arenosos o arcillosos según los modelos de Mohr-Coulomb y Tresca respectivamente, y validado frente a resultados experimentales previos. Los autores comparan los resultados de este modelo con los de un modelo tipo Winkler según las curvas  $p$ - $y$ , y con las de un modelo que no considera la flexibilidad de la cimentación, mostrando que este último modelo demasiado simplificado produce resultados erróneos y que, por ejemplo, infravalora los momentos en la base de la estructura. Al mismo tiempo, muestran que el modelo MEF no-lineal produce los mayores giros en la cabeza del pilote, pero que los modelos Winkler y MEF ofrecen resultados muy similares en cuanto a frecuencias naturales y esfuerzos máximos, lo que apoya la idea de que este tipo de modelos avanzados son sólo justificables para cálculos o casos muy concretos. Algunos de ellos pueden verse en los trabajos de Anastasopoulos y Theofilou (2016) y Carswell et al. (2015) para pilotes, o Jin et al. (2014) para grupos de vasos de succión.

#### **4. Modelos numéricos avanzados basados en el MEC para el análisis de la respuesta dinámica de cimentaciones profundas para aerogeneradores**

La sección anterior mostró el abanico existente de metodologías disponibles para la modelización de la respuesta dinámica de cimentaciones profundas para aerogeneradores. Tal y como se ha visto, sigue siendo necesario avanzar en el desarrollo de métodos y modelos numéricos avanzados y rigurosos, capaces de tener en cuenta la verdadera geometría y propiedades de todos los elementos involucrados, y capaces también de estimar las características de la respuesta real del sistema. A su vez, estos modelos deben ser también computacionalmente eficientes para que su utilización sea viable en las distintas fases de proyecto y en el estudio de la inmensa cantidad de casos de carga diferentes que es necesario analizar durante el diseño y comprobación de la estructura del aerogenerador (Zaaijer 2006, DNV 2014).

Para ello, y como se ha argumentado anteriormente, los modelos lineales y elásticos parecen ser la mejor opción para el estudio de todos aspectos eminentemente lineales del análisis (estudio de frecuencias y modos propios, estudio de la respuesta del sistema en régimen nominal de funcionamiento, etc.). Para estos casos, esta sección presenta varios modelos, desarrollados por los autores de este documento, óptimos para su aplicación en distintas situaciones.

##### **4.1 Modelo de elementos de contorno multidominio para el estudio de problemas con regiones poroelásticas**

Históricamente fue este el primer modelo desarrollado por el grupo para abordar el cálculo de impedancias dinámica de pilotes y grupos de pilotes en suelos saturados (Maeso, Aznárez y García 2005). Además de poder modelar el suelo como un medio elástico, permite el análisis de un caso particular de suelos saturados o cuasi-saturados de agua considerándolos como medios poroelásticos según la teoría de Biot (Biot 1956, Biot 1962). Es en este tipo de suelos, que pueden ser característicos del lecho marino, en los que los fenómenos de interacción entre suelo y estructura tienen especial importancia.

En el caso de suelos saturados o cuasi-saturados de agua, el problema se aborda de forma tridimensional considerándose los pilotes como un medio continuo vicoelástico y el suelo que los rodea como un medio poroelástico considerando su naturaleza bifásica. Las ecuaciones del MEC se aplican a cada uno de las regiones llevándose a cabo el acoplamiento a través de las condiciones de equilibrio y compatibilidad a lo largo de las interfases pilote-suelo.

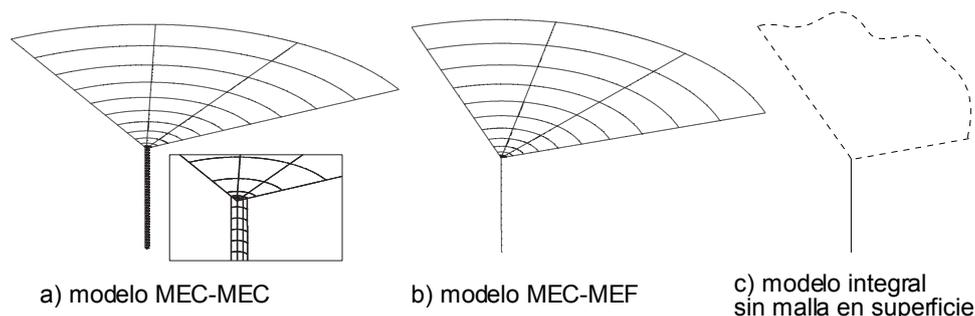
El modelo presenta ciertas ventajas nada despreciables: permite reproducir cualquier geometría de cimentación, incluyendo pilotes diferentes o inclinados con su verdadera

sección transversal; es posible modelar la condición de contacto entre el pilote y el suelo como permeable o impermeable, se pueden incluir geometrías del subsuelo con estratos de diferentes características (elásticas o poroelásticas) e incluso en posible tener en cuenta la presencia de una capa de agua sobre el suelo de cimentación tal y como ocurre en la instalación de aerogeneradores en el mar. Como principal inconveniente cabe citar que se requiere un gran esfuerzo computacional, pero éste se ve compensado con una mayor versatilidad, generalidad y precisión.

#### 4.2 Modelo acoplado de elementos finitos y elementos de contorno para el análisis de la respuesta dinámica de pilotes y grupos de pilotes

En la búsqueda de reducir el gran número de grados de libertad necesarios para el uso de modelos basados en el MEC (ver figura 1), los autores han desarrollado un modelo acoplado MEC-MEF para el estudio dinámico de cimentaciones de pilotes en el dominio de la frecuencia (Padrón, Aznárez y Maeso 2007). El terreno se modela mediante el MEC, aprovechando las ventajas de esta formulación para representar espacios semiinfinitos, como un (o varios) dominios homogéneos, isotrópicos, viscoelásticos y lineales; mientras que los pilotes se representan empleando el MEF como vigas Bernoulli despreciando su resistencia a torsión. Se asume que la continuidad del suelo no se ve alterada por la presencia de los pilotes, sino que estos se tratan como líneas de carga monodimensionales actuando en su interior. De esta forma, no es necesaria la discretización de la interfase suelo-pilote, quedando como únicas variables asociadas a los pilotes los desplazamientos y giros de la sección de los pilotes y las tracciones distribuidas de interacción suelo-pilote. A pesar de estas simplificaciones, el modelo MEC-MEF alcanza resultados equivalentes a los de una formulación completa basada en el MEC como la presentada en la sección anterior. El modelo MEC-MEF, por tanto, es una herramienta que puede emplearse para la obtención de la respuesta dinámica de cimentaciones pilotadas en terrenos homogéneos o con estratigrafías irregulares. No obstante, si el número de estratos es muy elevado, el modelo acoplado MEC-MEF, al igual que un modelo MEC multidominio, conlleva un coste computacional elevado debido a que es necesario discretizar cada uno de los contornos que constituyen las interfases, con el consiguiente aumento en grados de libertad y tamaño de las matrices del modelo.

Figura 1: Comparación de los modelos MEC multidominio, MEC-MEF e integral



#### 4.3 Modelo integral sin malla en superficie para el análisis de la respuesta dinámica de pilotes y grupos de pilotes

Para evitar dicho inconveniente y poder abordar problemas con perfiles de suelo más realistas, en los últimos años los autores han desarrollado un modelo integral (Álamo et al. 2016) donde se sustituye la solución fundamental del dominio elástico infinito utilizada en el modelo MEC-MEF previo por una solución fundamental para el semiespacio estratificado (Pak y Guzina, 2002). Al emplear dicha solución fundamental, que ya verifica las condiciones de superficie libre y compatibilidad y equilibrio en las interfases de los estratos,

se evita toda discretización de los contornos del terreno, reduciéndose los grados de libertad del problema únicamente a los propios de los pilotes (desplazamientos, giros y tracciones de interacción suelo-pilote). Por ello, este modelo es ideal para estudiar terrenos con numerosos estratos horizontales, o cuyas propiedades varíen de forma continua con la profundidad, aproximándolas mediante un número suficiente de estratos.

Como se ha comentado, ambos modelos pueden emplearse tanto para obtener las funciones de impedancia de cimentaciones constituidas por uno o más pilotes; como para analizar directamente el sistema aerogenerador-cimentación en su conjunto, sin más que acoplar un modelo de elementos finitos del fuste a la parte superior de la cimentación.

#### **4.4 Modelo acoplado de elementos finitos y elementos de contorno para el análisis de la respuesta dinámica de vasos de succión**

Un vaso de succión es una estructura laminar enterrada de forma cilíndrica que queda geoméricamente definida por su diámetro  $D$ , longitud  $L$  y espesor de falda  $t$ . La lámina metálica tiene un espesor  $t$  muy inferior a cualquiera de las otras dimensiones características del vaso, es decir,  $t \ll L, D$ .

Para el estudio de este tipo de cimentaciones pueden utilizarse modelos MEC-MEC multidominio como el comentado anteriormente. Sin embargo, su uso presenta importantes inconvenientes de carácter numérico, computacional y metodológico. Por un lado, la presencia de un dominio (la falda) de pequeño espesor provoca dificultades en el cálculo numérico de las integrales necesarias para construir el sistema de ecuaciones del MEC. Asimismo, la matriz del sistema de ecuaciones lineales queda muy mal condicionada debido a que los puntos de colocación de las ecuaciones integrales a ambos lados de la lámina están muy cercanos. Estos dos factores combinados conducen a errores de carácter numérico difícilmente gestionables. Por otro lado, al tratarse de una estructura laminar, las hipótesis de Kirchoff (lámina delgada) ó Reissner-Mindlin (lámina gruesa) son perfectamente aplicables, y conducen a una reducción de grados de libertad con respecto a un modelo de continuo, lo cual reduce el coste computacional asociado a la resolución del sistema de ecuaciones. Finalmente, la construcción de la malla, así como el cálculo de variables de interés en el vaso, p. ej.. esfuerzos, requiere una importante inversión de tiempo en pre- y post-procesamiento.

Por las razones esgrimidas en el párrafo anterior, los autores han desarrollado un modelo MEC-MEF (Bordón, Aznárez y Maeso, 2016) para estructuras laminares enterradas en donde la discretización es completamente directa y natural. La estructura laminar, en este caso, el vaso de succión, es discretizado utilizando elementos finitos tipo lámina, y la interacción de éste con el suelo circundante se trata con elementos de contorno tipo grieta. Esto permite que, a diferencia del modelo presentado por Liingaard et al. (Liingaard, 2007), no es necesario el uso de interfases artificiales. Este modelo se está utilizando para el cálculo de impedancias en suelos elásticos y poroelásticos, pero también es posible el estudio directo incorporando la superestructura al modelo.

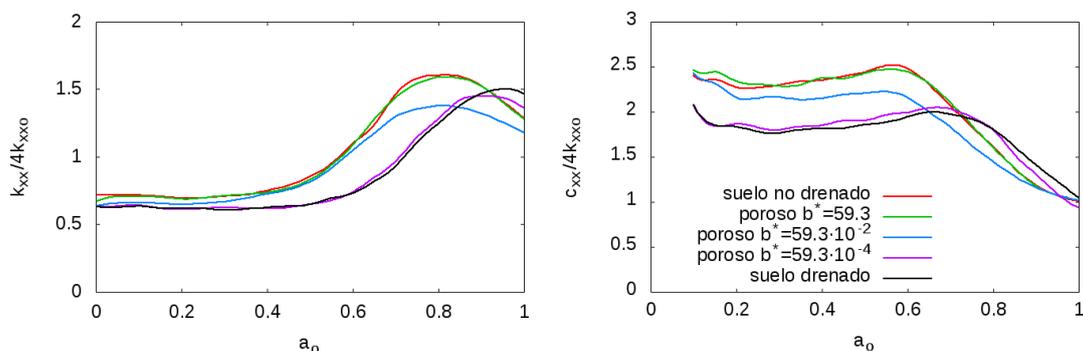
## **5. Resultados**

En esta sección se presenta una selección de resultados obtenidos por los autores de esta ponencia y que ilustra de manera muy breve algunas de las posibilidades de los códigos del grupo de investigación comentados en la sección anterior.

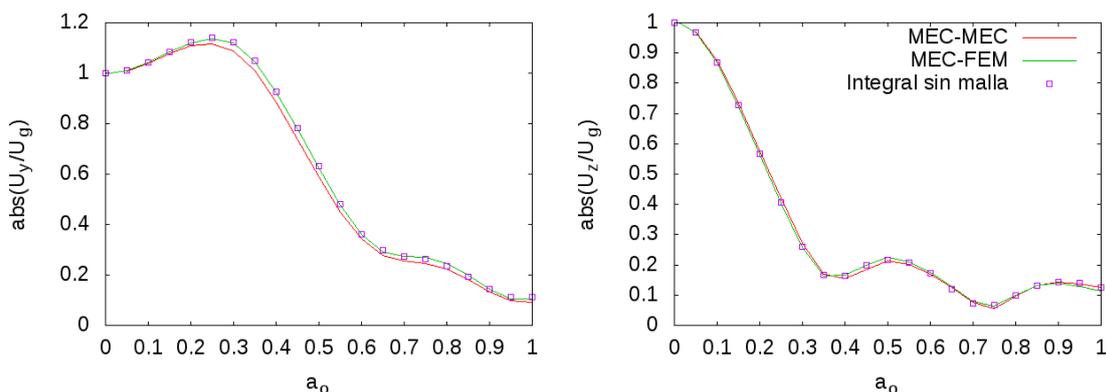
En primer lugar, la figura 2 ilustra la influencia de las propiedades poroelásticas del suelo sobre la respuesta dinámica de una cimentación pilotada, obtenida con el código multidominio de elementos de contorno (Maeso, Aznárez y García 2005) descrito en el apartado 4.1. Se trata, más concretamente, de las funciones de impedancia (rigidez y

amortiguamiento dinámicos de la cimentación) horizontal de un grupo cuadrado de 4 pilotes de diámetro  $d$ , longitud  $L$  y separación entre centros  $s$ , con unos ratios geométricos  $s/d = 5$  y  $L/d = 15$ . Respecto a las propiedades mecánicas de suelo y pilote, los resultados presentados han sido calculados para un suelo poroelástico con una porosidad  $\Phi = 0.35$ , factor de amortiguamiento del esqueleto sólido  $\beta = 0.05$ , un pilote de hormigón armado, una relación entre el módulo de Young del pilote y el módulo de Young drenado del suelo  $E_p/E = 343$ , una relación entre las densidades de pilote y suelo  $\rho_p/\rho = 1.94$ , un coeficiente de Poisson en el pilote de 0.2 y unas constantes de disipación  $b^* = 59.3, 0.593$  o  $0.00593$ , además de los valores nulo o infinito correspondientes a los casos ideales de suelos perfectamente drenado o no drenados (ver Maeso, Aznárez y García (2005) para más detalles sobre las propiedades poroelásticas del suelo y sus definiciones). Los resultados se presentan frente a la frecuencia de excitación adimensionalizada  $a_0 = \omega d/c_s$ , siendo  $\omega$  la frecuencia de la excitación en radianes por segundo y  $c_s$  la velocidad de propagación de las ondas de corte (S) en el suelo. Se observa cómo la diferencia entre las rigideces de una misma cimentación en suelos de propiedades límite (drenados o no drenados) presentan diferencias significativas, no inferiores al 15%.

**Figura 2: Impedancias horizontales de grupos de 2x2 pilotes en suelos poroelásticos con distintas permeabilidades.**



**Figura 3: Respuesta cinemática en cabeza de un pilote simple ante ondas S (izquierda) y ante ondas P obtenida según varios modelos**

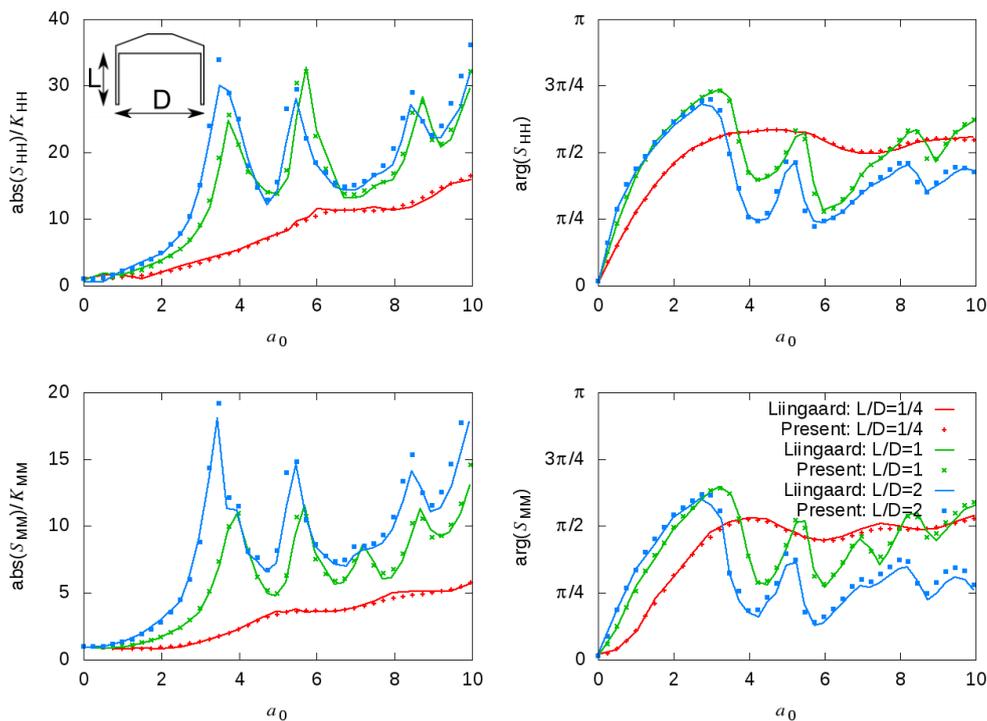


En segundo lugar, y como ilustración y comparación del desempeño de los modelos MEC-MEC, MEC-MEF e integral sin malla descritos en los apartados 4.1, 4.2 y 4.3 respectivamente, se presentan en la figura 3 resultados correspondientes a la respuesta en cabeza de un pilote simple hincado en un semiespacio ante ondas sísmicas incidentes verticalmente del tipo S (a la izquierda) y P (a la derecha). Concretamente, se presentan los desplazamientos horizontal y vertical, respectivamente, de la cabeza de un pilote con un ratio de esbeltez  $L/d = 20$ , normalizados por el desplazamiento correspondiente producido por las ondas sísmica incidentes en superficie libre sin presencia de cimentación. El suelo es

tal que su ratio de amortiguamiento interno es  $\beta = 0.05$ , su coeficiente de Poisson es 0.4, la relación entre los módulos de Young de pilote y suelo es  $E_p/E = 1000$ , el ratio de densidades es  $\rho_s/\rho = 0.7$ . Los resultados se presentan frente a la frecuencia de excitación adimensionalizada  $a_0$ , y se puede ver cómo los resultados obtenidos mediante las tres metodologías son prácticamente coincidentes, pero con un coste computacional y un esfuerzo en la preparación de los datos de entrada significativamente decreciente al pasar del MEC-MEC (o MEC multidominio), al MEC-MEF o al modelo sin malla en superficie libre.

Finalmente, en la figura 4 se presentan resultados de verificación del modelo descrito en el apartado 4.4 para el estudio de vasos de succión, comparando resultados presentados previamente por Liingaard et al. (2007) para un mismo problema. En concreto, se presentan impedancias horizontales y de cabeceo de vasos de succión con relaciones de esbeltez  $L/D = 1/4, 1$  y  $2$ . El suelo viscoelástico tiene un módulo de cortante de 1 MPa, coeficiente de Poisson  $1/3$ , densidad  $1000 \text{ kg/m}^3$  y un factor de amortiguamiento histerético 0.025. El vaso de succión es de acero con módulo de Young de 210 GPa, coeficiente de Poisson 0.25 y factor de amortiguamiento histerético 0.01 (se considera sin masa). El radio del vaso es de  $D/2 = 5 \text{ m}$ , y el espesor de la falda es  $t = 5 \text{ cm}$ . Los resultados se encuentran adimensionalizados con respecto a los valores estáticos, y son muy cercanos a las funciones utilizadas como referencia en este caso.

**Figura 4: Impedancias horizontales (arriba) y de cabeceo (abajo) de un vaso de succión en suelo viscoelástico para diferentes relaciones de esbeltez.**



## 5. Conclusiones

En esta ponencia se ha puesto de manifiesto la necesidad de desarrollar modelos computacionales avanzados para la estimación de la respuesta dinámica de cimentaciones para aerogeneradores offshore. Se ha realizado una revisión del estado del arte de los modelos comúnmente utilizados en el diseño y dimensionamiento de estos elementos, destacando sus campos de aplicación, virtudes y defectos, y se han descrito muy brevemente cuatro modelos numéricos diferentes, desarrollados por los autores de esta

ponencia, con diferentes habilidades como son la capacidad de modelar la verdadera geometría de la cimentación, de modelar medios de naturaleza poroelástica, o de estudiar la respuesta dinámica de cimentaciones pilotadas o de tipo vaso de succión con modelos acoplados de elementos finitos y elementos de contorno, o de elementos finitos y formulaciones integrales del semiespacio, que permiten reducir drásticamente el número de grados de libertad en los problemas (frente a modelos MEC multidominio o modelos de elementos finitos exclusivamente) sin reducir la validez de los resultados.

## Referencias

- Abhinav KA & Saha N (2015) Coupled hydrodynamic and geotechnical analysis of jacket offshore wind turbine, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering* 73: 66-79.
- Álamo GM, Martínez-Castro AE, Padrón LA, Aznárez JJ, Gallego R, Maeso O (2016) *Engineering Structures* (en revisión)
- American Petroleum Institute (2007). Recommended practice for planning, design and constructing fixed offshore platforms – working stress design, USA.
- Anastasopoulos I & Theofilou M (2016) Hybrid foundation for offshore wind turbines: Environmental and seismic loading, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 80, 192-209.
- Arany L, Bhattacharya S, Macdonald JHG & Hogan J (2015). A critical review of serviceability limit state requirements for monopole foundations of offshore wind turbines, In Offshore Technology Conference, Houston, Texas, USA, 4-7 May 2015.
- Bhattacharya S, Nikitas N, Garnsey J, Alexander NA, Cox J, Lombardi D, Muir Wood D & Nash DFT (2013). Observed dynamic soil-structure interaction in scale testing of offshore wind turbine foundations, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 54, 47-60.
- Bhattacharya S, Cox J, Lombardi D & Muir Wood D (2012). Dynamics of offshore wind turbines supported on two foundations, *Proceedings of the Institution of Civil Engineers – Geotechnical Engineering*, 166(GE2), 159-169.
- Bhattacharya S (2014). Challenges in Design of Foundations for Offshore Wind Turbines, *Engineering and Technology Reference*, 1-9. doi: 10.1049/etr.2014.0041.
- Biot MA (1956). Theory of propagation of elastic waves in a fluid-saturated porous solid. I: Low frequency range. *J Acoust Soc Am*, 28(2):168-78.
- Biot MA (1962). Mechanics of deformation and acoustic propagation in porous media. *J Appl Phys*, 33:1482-98.
- Bordón JDR, Aznárez JJ & Maeso O (2016) Three-dimensional BE-FE model of bucket foundations in poroelastic soils, *Proceedings of the VII European Congress on Computational Methods in Applied Sciences and Engineering (ECCOMAS 2016)*
- Byrne BW & Houlby GT (2003). Foundations for offshore wind turbines, *Philos Trans R Soc Lond*, 361(1813), 2909-2930.
- Carswell W, Johansson J, Løvholt F, Arwade SR, Madshus C, DeGroot DJ & Myers AT (2015) Foundation damping and the dynamics of offshore wind turbine monopoles, *Renewable Energy*, 80, 724-736.
- Cox J, O'Loughlin CD, Cassidy M, Bhattachary S, Gaudin C & Bienen B (2014). Centrifuge study on the cyclic performance of caissons in sand, *International Journal of Physical Modelling in Geotechnics*, 14(4), 99-115.
- Damgaard M, Bayat M, Andersen LV & Ibsen LB (2014). Assessment of the dynamic behaviour of saturated soil subjected to cyclic loading from offshore monopile wind turbine foundations, *Computers and Geotechnics* 61: 116-126.
- Damgaard M, Zania V, Andersen LV & Ibsen LB (2014). Effects of soil-structure interaction on real time dynamic response of offshore wind turbines on monopiles, *Engineering Structures*, 75, 388-401.

- Det Norske Veritas AS (2014), Design of Offshore Wind Turbine Structures, Offshore Standard DNV-OS-J101.
- Dezi F, Carbonari S & Leoni G (2009) A model for the 3D kinematic interaction analysis of pile groups in layered soils, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics* 38:1281-1305.
- EWEA, The European Wind Energy Association (2016) The European Offshore wind industry – key trends and statistics 2015, Report.
- European Committee for Standardization (2003) Eurocode 8: design of structures for earthquake resistance – Part 5: foundations, retaining structures and geotechnical aspects.
- Foglia A, Gottardi G, Govoni L, Ibsen LB (2015) Modelling the drained response of bucket foundations for offshore wind turbines under general monotonic and cyclic loading. *Applied Ocean Research* 52, 80-91.
- Gazetas G (1984) Seismic response of end-bearing single piles, *Int J Soil Dynamics and Earthquake Engineering* 3(2):82-93.
- Jin S, Yang Y & Zhang Y (2014) Bucket group effect of the composite multi-bucket structure, *J Marine Sci Appl* 13:62-66.
- Jonkman J, Butterfield S, Passon P, Larsen T, Camp T, Nichols J, Azcona J & Martínez A (2008) Offshore code comparison collaboration within IEA Wind Annex XXIII: phase II Results regarding monopole foundation modeling, IEA European Wind conference, Berlin, diciembre de 2007.
- Jung S, Kim SR, Patil A & Hung LC (2015) Effect of monopole foundation modeling on the structural response of a 5-MW offshore wind turbine tower. *Ocean Engineering*, 109, 479-488.
- Kavvadas M & Gazetas G (1993) Kinematic seismic response and bending of free-heads piles in layered soil, *Géotechnique* 43(2):207-222.
- Kaynia AM & Kausel E (1991). Dynamics of piles and pile groups in layered soil media, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering* 10: 386-401.
- Liingaard M, Andersen L & Ibsen LB (2007) Impedance of flexible suction caissons, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 35:2249-2271.
- Maeso, O., Aznárez, J.J. & García, F. (2005). Dynamic impedances of piles and groups of piles in saturated soils. *Computers and Structures*, 83, 769-782.
- Madsen S, Pinna R, Randolph M & Andersen LV (2015) Buckling of monopod bucket foundations – influence of boundary conditions and soil-structure interaction, *Wind and Structures, An International Journal* 21(6): 641-656.
- Mylonakis G (2001) Elastodynamic model for large-diameter end-bearing shafts, *Soils and Foundations* 41(3):31-44.
- Musial W & Bonnie R (2010). Large-Scale Offshore Wind Power in the United States. Assessment of Opportunities and Barriers. National Renewable Energy Laboratory, US, doi:10.2172/1219151. <http://www.osti.gov/scitech/servlets/purl/1219151>.
- Novak M, Nogami T & Aboul-Ella F (1978) Dynamic soil reactions for plane strain case, *Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE* 104(4):953-959.
- Pak RYS & Guzina BB (2002). Three-dimensional Green's Functions for a Multilayered Half-Space in Displacement Potentials, *Journal of Engineering Mechanics* 128: 449-461.
- Padrón, L.A., Aznárez, J.J. & Maeso, O. (2007). BEM-FEM coupling model for the dynamic analysis of piles and pile groups. *Engineering Analysis with Boundary Elements*, 31, 473-484.
- Poulos HG & Davis EH (1980) Pile foundation analysis and design, Series in Geotechnical Engineering, Wiley.
- Randolph MF (1981) The response of flexible piles to lateral loading, *Géotechnique* 31(2):247-259.
- Zaaijer M (2006) Foundation modelling to assess dynamic behaviour of offshore wind turbines, *Applied Ocean Research* 28:45-57.