

ANÁLISIS HIDROELÁSTICO TOTALMENTE ACOPLADO DE PLATAFORMAS EÓLICAS FLOTANTES

BORJA SERVÁN CAMAS, Centre Internacional de Mètodes Numèrics en Enginyeria

JULIO GARCÍA ESPINOSA, Escuela Técnica Superior de Ingenieros Navales, Universidad Politécnica de Madrid

RESUMEN

La elasticidad de la estructura de las plataformas eólicas flotantes, en análisis de cargas integrados (Integrated Load Analysis, ILA), son normalmente introducidas modelizando la estructura con modelos simples de vigas. La razón fundamental para esta simplificación la encontramos en el coste computacional de resolver el problema estructural en problemas hidroelásticos acoplados. En este trabajo, se utiliza un modelo estructural reducido, basado en la aproximación de la matriz modal (del inglés “Modal Matrix Reduction”, MMR) de la estructura completa, para reducir el coste computacional. La idea principal es reducir en gran medida el número de grados de libertad del problema estructural reteniendo sólo aquellos modos con una energía estructural significativa.

La hidrodinámica del comportamiento en la mar se resuelve usando el marco computacional SeaFEM, basado en el método de los elementos finitos (del inglés “Finite Element Method”, FEM). Las características de la estructura son introducidas en SeaFEM para la integración completa del acoplamiento hidroelástico entre el fluido y la estructura. Este modelo hidroelástico también se acopla con el simulador de turbinas OpenFAST, resultando así en una herramienta de simulación aero-hidro-servo-elástica completa para el análisis ILA de turbinas flotantes.

Además, se propone una metodología para identificar situaciones y zonas críticas de la estructura basado en la energía estructural. Se presenta un caso de aplicación basado en un diseño estructural, a plena escala, de la plataforma OC4-DeepCwind. Se verifica la consistencia de los resultados obtenidos con la aproximación modal respecto al uso del modelo estructural completo (del inglés “Full Order Model”, FOM). Y se muestran las capacidades del marco de análisis integrados propuesto para realizar análisis estructural acoplados de detalle.

ABSTRACT

Structural elasticity of floating wind turbines, in integrated load analysis, are typically addressed by modelling the substructure with simplified beam models. The main reason can be found in the computational cost of the structural solver when solving the fully coupled hydroelastic problems. In this work, a reduce order method based on modal matrix reduction (MMR) is applied to reduce the computational cost. The main idea is to largely reduce the number of degrees of freedom of the structural system by retaining only those modes with significant energy.

The seakeeping hydrodynamics is solved using the computational framework SeaFEM, based on the finite element method (FEM). The structural particulars are introduced into this framework to fully integrate the fluid-structure interaction. The hydroelastic model is also coupled with the wind turbine solver OpenFAST, resulting in a complete aero-hydro-servo-elastic tool for the ILA analysis of floating turbines.

Moreover a methodology is proposed to identify critical conditions and hotspots based on the structural energy. An application case of the present strategy is presented for a detailed structural design of the OC4-DeepCwind. The consistency of the modal approximation and methodology are

verified against the FE structural solution. It is shown the capabilities of the proposed ILA framework to perform a fully coupled and detailed structural analysis.

1. INTRODUCCIÓN

Los esfuerzos por reducir el LCOE en turbinas eólicas flotantes está impulsando el desarrollo de plataformas cada vez más grandes y ligeras, siendo esencial analizar su comportamiento elástico y daño por fatiga. Además, la aplicación de estándares estructurales heredados de la industria del petróleo y gas da lugar a diseños poco eficientes y a un elevado consumo de acero. En este contexto, la investigación en eólica marina no solo busca maximizar la producción de energía, sino también optimizar el diseño estructural y prolongar la vida útil de las plataformas. Para ello, las herramientas de simulación numérica desempeñan un papel clave.

El diseño de plataformas flotantes debe cumplir con estándares internacionales, estos exigen análisis de cargas integrados (ILA) bajo diversas condiciones ambientales. A diferencia de las turbinas terrestres, las eólicas marinas flotantes requieren el análisis de un mayor número de condiciones de carga debido a la interacción entre viento y oleaje. Además, los tiempos de simulación son más elevados (≈ 3 horas) debido a los prolongados períodos de resonancia y oleaje. Como resultado, el coste computacional asociado a estos análisis numéricos se convierte en un factor crítico.

El análisis de plataformas eólicas flotantes se realiza mediante herramientas acopladas aero-hidro-servo-elásticas (AHSE), en las que la solución estructural se basa en modelos simplificados de elementos de viga [1]. Este enfoque impide obtener las tensiones locales necesarias para predecir posibles fallos estructurales. En el análisis elástico convencional de turbinas eólicas flotantes, generalmente se modela la flexibilidad de la torre y las palas del rotor, considerando la plataforma flotante como un cuerpo rígido, lo cual puede no ser adecuado en plataformas de gran tamaño. Otro enfoque común es representar el comportamiento elástico considerando solo los dos modos estructurales más relevantes de la torre. Sin embargo, la mayoría de las investigaciones sobre turbinas eólicas flotantes se centran en su respuesta dinámica, existiendo escasos estudios sobre su comportamiento estructural.

Cuando se requiere un análisis detallado de la estructura de estas plataformas, la estrategia convencional consiste en precalcular las cargas externas con un programa AHSE, y luego introducirlas en un programa estructural basado en el método de elementos finitos. Esta estrategia particionada implica resolver el problema hidroelástico en varias etapas. Este método solo permite acoplamientos unidireccionales, siendo adecuado solo para estructuras muy rígidas, lo cual no se aplica a plataformas eólicas flotantes. Además, con frecuencia se emplea un enfoque cuasi-estático, que oculta los efectos dinámicos y de resonancia. A pesar de estas limitaciones, sigue siendo el método más utilizado debido la complejidad y el alto coste computacional de cálculos hidroelásticos fuertemente acoplados en el dominio del tiempo, que recae principalmente en el programa estructural.

En [2, 3] los autores demostraron la viabilidad de la técnica MMR para reducir los tiempos de cálculo en eólica marina usando un número de modos elevados. Posteriormente, en [4] aplicaron al análisis estructural de un buque una técnica híbrida MMR-FEM para reducir los tiempos de cálculo respecto al modelo FEM pero con la misma precisión. En este trabajo, se propone un modelo reducido basado en enriquecer el modelo MMR con un número limitados de soluciones FEM para poder obtener una precisión similar a FEM, pero con tiempo de cálculo muy inferiores. Se mostrará un caso de estudio sobre el diseño estructural CIMNE-DeepCwind sometido a cargas acopladas de viento y oleaje.

2. ANÁLISIS INTEGRADO DE CARGAS

Debido al acoplamiento entre la dinámica de la turbina eólica, sujeta a cargas de viento transitorias, y la plataforma flotante, afectada por cargas irregulares de oleaje y fondeo, es fundamental emplear un enfoque de análisis integrado de cargas ILA. Para ello, se ha desarrollado un marco numérico basado en SeaFEM [5], acoplado con OpenFAST [6] que da lugar a una solución aero-hidro-servo-elástica en el dominio del tiempo, capaz de calcular la respuesta combinada de los sistemas eólicos flotantes [7]. Este marco ILA está publicado en detalle por los autores en [2,3]. El esquema con la configuración de la estrategia ILA mostrando el intercambio de información entre ambos códigos se encuentra en la Figura 1.

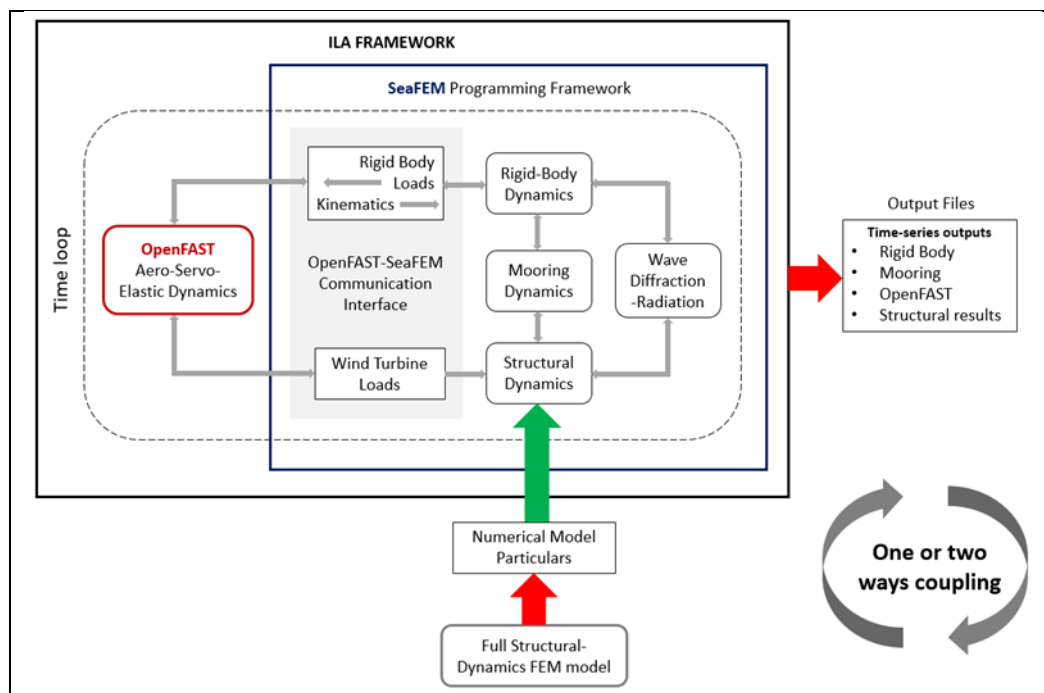


Figura 1. Configuración de la herramienta ILA implementada

La estrategia presentada ofrece varias ventajas cubriendo las limitaciones de la opción alternativa actual:

- Reduce el número de interacciones entre diferentes herramientas computacionales en comparación con estrategias de acoplamiento particionado.
- Disminuye la cantidad de archivos que deben escribirse y leerse. En caso de utilizar MMR, el tamaño de los archivos de salida estructurales se reduce significativamente en un factor de $O(N_m/N_{DOF})$.
- Evita transformaciones del dominio frecuencial al temporal.
- Elimina la necesidad de precalcular las cargas externas para luego introducirlas en el problema estructural. Todas las cargas estructurales externas se calculan simultáneamente en cada paso de tiempo y se asignan directamente al dominio estructural.
- Permite un acoplamiento hidroelástico fuerte en dos direcciones, importante para considerar la flexibilidad.
- Permite una solución eficiente, evitando el enfoque cuasi-estático.

3. MODELO ESTRUCTURAL

3.1. Modelo de orden completo (FOM)

Nos referimos a FOM a aquel que resuelve la dinámica estructural basado en las ecuaciones obtenidas usando el método de los elementos finitos. Entonces las ecuaciones de la dinámica estructural son:

$$\bar{\mathbf{M}}\ddot{\mathbf{u}}(t) + \bar{\mathbf{C}}\dot{\mathbf{u}}(t) + \bar{\mathbf{K}}\mathbf{u}(t) = \mathbf{f}(t) \quad (1)$$

Donde \mathbf{f} representa las cargas externas, como el peso propio, la presión hidrostática en posición de equilibrio, las cargas de las líneas de amarre, oleaje, viento, etc. La solución requiere resolver repetidamente las ecuaciones estructurales a lo largo del tiempo de simulación. Por esta razón, se reproducirá mediante la técnica MMR para reducir su esfuerzo computacional.

3.2. Modelo de orden reducido: MMR

La reducción de orden en el problema estructural se logra proyectando la solución FEM en un subespacio de soluciones de menor dimensión [8]. Este subespacio se construye utilizando la técnica MMR. De este modo, la solución estructural puede aproximarse usando un menor número de grados de libertad en comparación con la solución estructural FEM. La base modal \mathbf{a} se obtiene a partir del problema de vibración libre ($\mathbf{f} = 0$) sin amortiguamiento ($\bar{\mathbf{C}} = 0$):

$$(\bar{\mathbf{M}}^{-1}\bar{\mathbf{K}})\mathbf{a} = \Omega^2\mathbf{a} \quad (2)$$

donde Ω son las frecuencias modales. Posteriormente, los desplazamientos estructurales se reconstruyen como una combinación lineal de los modos propios, utilizando las amplitudes modales q_i como valores escalares para cada uno de los modos de vibración \mathbf{a}_i .

$$\mathbf{u}(t) = \sum_{i=1}^{N_{DOF}} q_i(t) \mathbf{a}_i \quad (3)$$

donde N_{DOF} es el número de grados de libertad del problema. Si el término de amortiguamiento se modela como Rayleigh o modal, la ecuación (1) puede expresarse en la base modal como:

$$\ddot{q}_i + c_i\dot{q}_i + \Omega_i^2 q_i = \mathbf{f}(t) \cdot \mathbf{a}_i = f_i^a(t) \quad i = 1, 2, \dots, N_{DOF} \quad (4)$$

$$c_i = \begin{cases} \alpha_M + \alpha_K \Omega_i^2 & \text{Rayleigh} \\ 2\eta \Omega_i & \text{Modal damping} \end{cases} \quad (5)$$

donde η representa el porcentaje con respecto al amortiguamiento crítico modal. Teniendo en cuenta las propiedades de ortogonalidad, la ecuación (4) se vuelve diagonal, lo que permite desacoplarla para obtener la solución de cada modo de forma independiente.

La idea detrás de la reducción de orden es que, en general, solo los modos de menor frecuencia son excitados y necesarios para obtener una aproximación precisa de la solución estructural [9]. Al reducir la base modal descartando los modos propios de mayor frecuencia, la solución pasa a tener un menor orden de magnitud que la FEM $N_m \sim 0(10^2) \ll N_{DOF} \sim 0(10^6)$.

$$\mathbf{u}_{MMR}(t) = \sum_{i=1}^{N_m} q_i(t) \mathbf{a}_i \approx \mathbf{u}(t) \quad N_m \ll N_{DOF} \quad (6)$$

Finalmente, definimos la energía elástica $E(t)$ y $E_{MMR}(t)$ como:

$$E(t) = \mathbf{u}^T \bar{\mathbf{K}} \mathbf{u} \quad (7)$$

$$E_{MMR}(t) = \mathbf{u}_{MMR}^T \bar{\mathbf{K}} \mathbf{u}_{MMR} = \sum_{i=1}^{N_m} \frac{1}{2} \Omega_i^2 q_i^2 \quad (8)$$

La energía dinámica se utilizará para medir la fidelidad de la solución MMR al aproximar la solución completa del FEM [10]. Además, servirá como indicador de la respuesta estructural total.

3.3. Modelo híbrido: MMR-FOM

Cuando no se usa un número de modos elevado, la precisión del modelo MMR se degrada en la captura de respuestas estructurales locales inducidas por modos de alta frecuencia. Para solventar este problema, los autores proponen en [4] una metodología híbrida MMR-FOM donde la componente residual no resuelta por MMR se calcula con el FOM. La idea principal es usar un número de modos en MMR suficiente para cubrir el régimen de respuesta dinámico, relegando el FOM para el problema residual sin necesidad de acoplar el problema completo en dos direcciones con la hidrodinámica, lo cual permite una reducción en el número de veces a resolver el sistema FOM a sólo una vez por paso de tiempo.

En [11] se muestra que aquellos modos con frecuencias mayores a cuatro veces la frecuencia de excitación responden en régimen cuasi-estático (términos inerciales no significativos), mientras que los de frecuencias inferiores responden en régimen dinámico. Basado en este criterio, la respuesta dinámica puede ser capturada usando la base reducida MMR tal que:

$$\ddot{q}_i + c_i \dot{q}_i + \Omega_i^2 q_i = \mathbf{a}_i \cdot \sum \mathbf{f}^j \sin(\Omega_j^{load} t + \chi_j), \quad i = 1, \dots, N_L \quad \Omega_i < 4\Omega_j^{load}, \quad (9)$$

$$\mathbf{u}_{MMR}(t) = \sum_{i=1}^{N_m} q_i(t) \mathbf{a}_i, \quad (10)$$

donde N_L denota el número de modos respondiendo en régimen dinámico, Ω_j^{load} son las frecuencias de las cargas externas, y χ_j son los desfases de las cargas. Por otro lado, la componente residual de la solución, que es ortogonal a \mathbf{u}_{MMR}^L , se puede calcular resolviendo el sistema residual sin acoplar en dos direcciones:

$$\bar{\mathbf{S}} \mathbf{u}^* = \mathbf{F} - \bar{\mathbf{S}} \mathbf{u}_{MMR}, \quad (11)$$

$$\mathbf{u} = \mathbf{u}_{MMR} + \mathbf{u}^*, \quad (12)$$

donde $\bar{\mathbf{S}}$ representa la matriz del sistema completo.

3.4. Modelo enriquecido: EMMR

El objetivo principal de este trabajo es conseguir un modelo reducido de bajo coste computacional, pero con una precisión similar al modelo completo. A este efecto, se propone el enriquecimiento de la base modal usada en MMR con un número limitado de vectores soluciones a problemas estáticos

con cargas representativas. Así pues, estos vectores serán añadido a la base modal reducida para reproducir el espacio de soluciones $\{S\}$ no cubierto por la solución MMR.

$$\{S\}_{FOM} \approx \{S\}_{EMMR} = Span(\mathbf{a}_i)_{i=1,\dots,N_m} \cup Span(\mathbf{e}_i)_{i=1,\dots,N_e}, \quad (13)$$

donde \mathbf{e}_i son los vectores de desplazamientos y rotaciones nodales para cada solución estática representativa. Estas soluciones son las respuestas estructurales a cargas estáticas como la presión hidrostática, fuerzas y momentos puntuales de fondeos, etc. Estas soluciones se pueden escribir como combinación lineal de la base modal completa:

$$\mathbf{e}_i = \sum_{j=1}^{N_{DOF}} \lambda_j^i \mathbf{a}_j. \quad (14)$$

Una vez obtenidos los vectores \mathbf{v}_i estos deben ortogonalizarse respecto a la base modal reducida para que solo retengan la parte complementaria a la solución MMR. Siguiendo el proceso de Gram-Schmidt:

$$\mathbf{e}_i = \mathbf{e}_i - \lambda_j^i \mathbf{a}_j = \mathbf{e}_i - (\mathbf{e}_i^T \bar{\mathbf{M}} \mathbf{a}_j) \mathbf{a}_j \quad i = 1, \dots, N_e; j = 1, 2, \dots, N_m, \quad (15)$$

donde N_e es la dimensión del subespacio generado por $\{\mathbf{e}\}$. Una vez $\{\mathbf{e}_i\}$ es ortogonal a $\{\mathbf{a}_i\}_{i=1,\dots,N_m}$, $\{\mathbf{e}_i\}$ debe ser orto-normalizado siguiendo el proceso siguiente:

$$\mathbf{e}_i = \frac{\mathbf{e}_i}{\mathbf{e}_i^T \bar{\mathbf{M}} \mathbf{e}_i}; \quad \mathbf{e}_j = \mathbf{e}_j - (\mathbf{e}_j^T \bar{\mathbf{M}} \mathbf{e}_i) \mathbf{e}_i \quad i = 1, 2, \dots, N_e; j > i, \quad (16)$$

Así la solución enriquecida \mathbf{u}_{EMMR} se puede escribir como:

$$\mathbf{u}_{EMMR}(t) = \underbrace{\sum_{i=1}^{N_m} q_i(t) \mathbf{a}_i}_{\mathbf{u}_{MMR}(t)} + \underbrace{\sum_{i=1}^{N_e} p_i(t) \mathbf{e}_i}_{\mathbf{u}_E(t)} \quad (17)$$

Y el sistema de ecuaciones del problema cuasi-estático del enriquecimiento se obtiene:

$$\mathbf{e}_i^T \bar{\mathbf{K}} \mathbf{u}_{EMMR} = \mathbf{e}_i^T \mathbf{F}(t) \quad (18)$$

Introduciendo $K_{ij}^e = \mathbf{e}_i^T \bar{\mathbf{K}} \mathbf{e}_j$ en la ecuación (18):

$$\sum_{j=1}^{N_e} K_{ij}^e p_j(t) = \mathbf{e}_i^T \mathbf{F}(t) = f_i^e(t) \quad i = 1, \dots, N_e \quad (19)$$

4. CASO DE ESTUDIO: CIMNE-DEEPCWIND

4.1. Descripción del modelo

La plataforma flotante semi-sumergible OC4-DeepCwind [12] a escala real, junto con la turbina eólica de referencia NREL de 5 MW, se utilizan como base para diseñar un concepto estructural completamente detallado denominado CIMNE-DeepCWind, ver Figura 2.

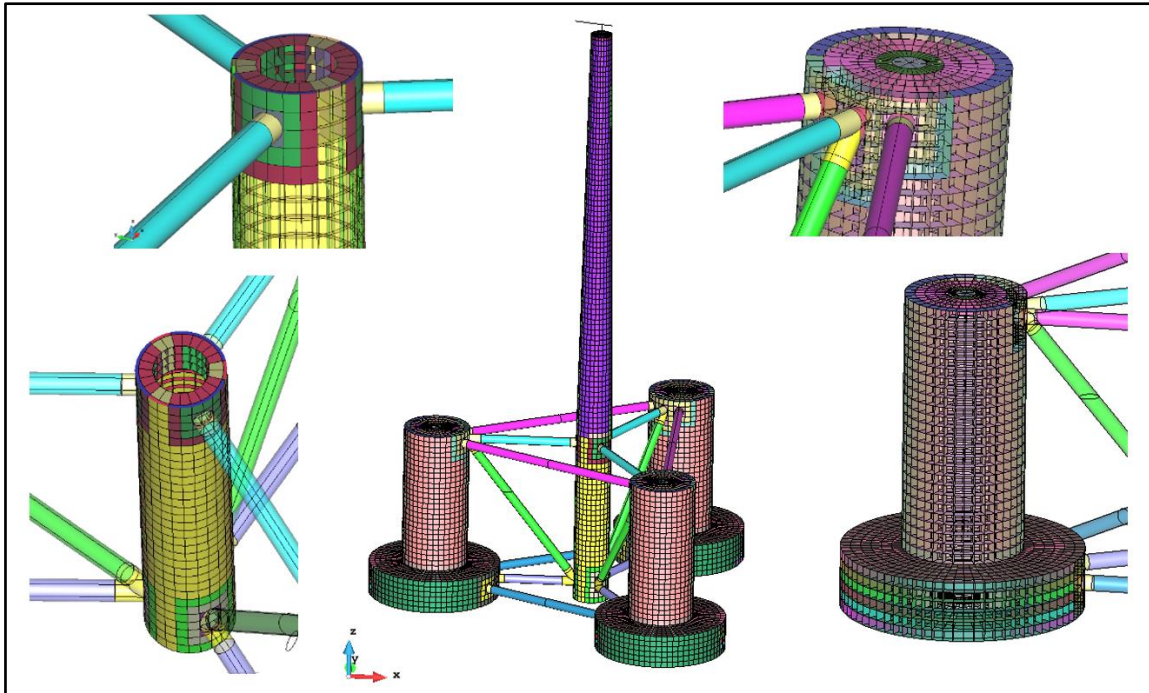


Figura 2. Diseño estructural y detalles de la CIMNE-DeepCwind.

El aerogenerador se incluye en el modelo añadiendo las masas puntuales e inercias de los componentes de la NREL-5MW [13]. Cada masa está ubicada en su propio centro de masa. Las masas se unen a la parte superior de la torre mediante vigas reforzadas. Se utiliza una placa de alta rigidez para transferir las cargas de la turbina a la parte superior de la torre. El lastre se distribuye entre las tres placas de arfado. Los detalles se encuentran en los esquemas de la Figura 3.

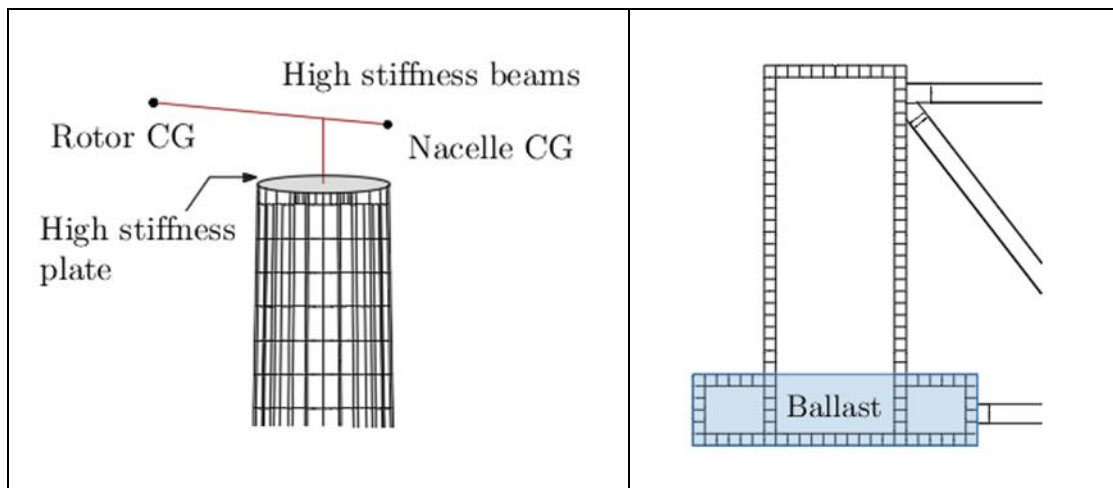


Figura 3. Modelo de vigas para la turbina y ubicación del lastre.

Se modela un sistema de fondeo dinámico mediante FEM, basado en el diseño de referencia del proyecto OC4, el cual incluye tres líneas en configuración de catenaria.

La Figura 4 muestra los tamaños de los elementos utilizados para la discretización estructural de la geometría. Los tamaños de los elementos finitos más pequeños se definen en las áreas donde debe analizarse la fatiga y se determinan de acuerdo con los estándares para el análisis de fatiga. La malla estructural está formada por 1,568,541 elementos finitos, 739,501 nodos, y 4,437,006 grados de

libertad. El tamaño mínimo de elemento finito es de 1cm, y se aplica en las intersecciones de los vigas cilíndricas con las columnas. El tamaño máximo de elemento finito se fija en 0.5 metros y se aplica en las planchas de mayor tamaño.

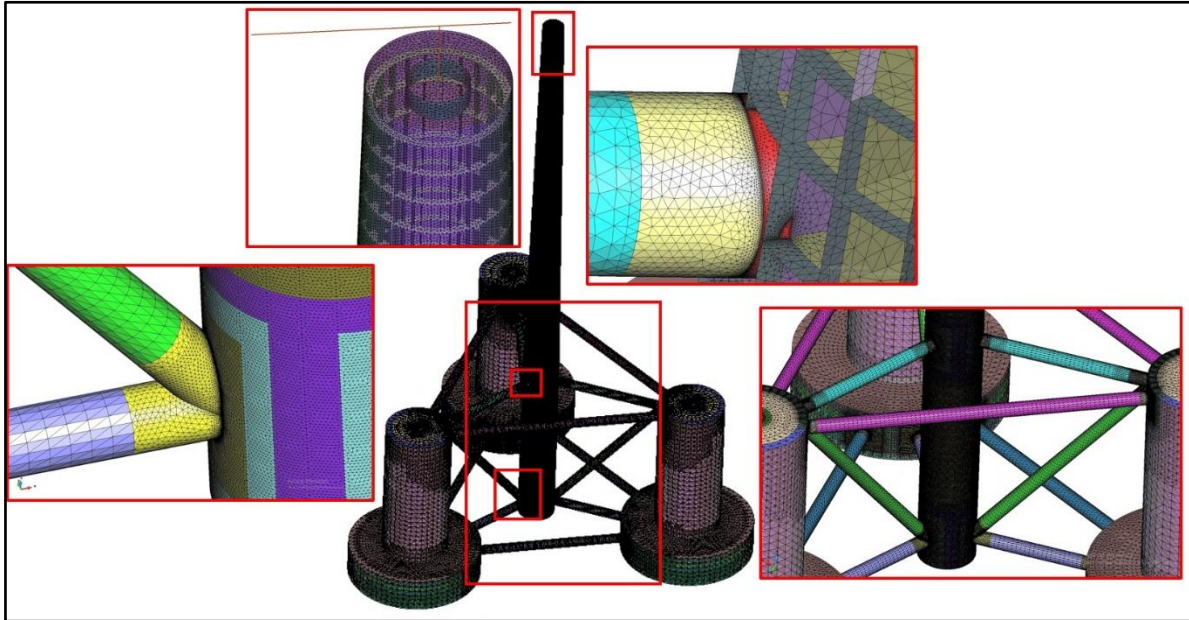


Figura 4. Malla estructural.

4.2. Base modal

El análisis estructural utilizando la técnica MMR comienza con un análisis modal para obtener los modos de vibración. El rango seleccionado de modos establece la base modal que será utilizada para representar la solución estructural mediante el método MMR. Este proceso se realiza solo una vez. Para el presente estudio, se calcula una base modal de 300 modos sin restricciones, que representan solo el 0.48% de los grados de libertad elásticos totales.

Estos modos se calculan mediante el FEM estructural en ausencia de agua y se denominan "modos secos". Cuando la plataforma flota en el agua, sus desplazamientos estructurales generan olas radiadas. Esto implica cambios en la frecuencia modal e introduce amortiguamiento modal. Para evaluar estas diferencias, se realiza una prueba de extinción en los primeros modos elásticos de la plataforma, asumiendo que no hay amortiguamiento estructural. La Figura 5 (izquierda) muestra la evolución temporal del primer modo elástico, mientras que la Figura 5 (derecha) muestra las olas radiadas durante el ensayo de extinción.

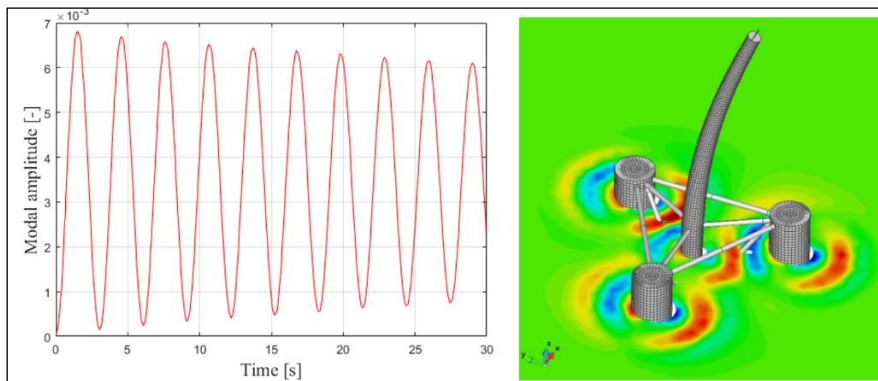


Figura 5. Ensayo de extinción del primer modo elástico.

Los ensayos se llevan a cabo con el acoplamiento hidroelástico en dos direcciones. La plataforma parte de una posición en equilibrio hidrostático. Posteriormente, se libera cada modo elástico de forma individual, permitiendo la evolución de sus vibraciones modales, mientras que los demás modos, incluidos los de cuerpo rígido, permanecen fijos. La Tabla 1 presenta la variación en los periodos modales y el amortiguamiento por radiación de ondas para los primeros modos elásticos.

Tabla 1. Periodos modales y amortiguamiento.

	1er Modo	2do Modo	3er Modo	4to Modo	5to Modo	6to Modo
Periodo seco [s]	2.689	2.666	1.592	1.370	1.370	1.224
Periodo mojado [s]	3.055	3.033	1.769	1.410	1.410	1.265
Amortiguamiento [%]	0.462	0.456	0.968	0.051	0.049	0.079

Los periodos modales obtenidos a partir de la prueba de extinción se denominan "periodos mojados". El amortiguamiento se da como un porcentaje del amortiguamiento modal crítico. Lo que más se observa es un aumento significativo en los periodos naturales inducidos por la radiación de olas asociada a la vibración modal.

4.3. Enriquecimiento

Como se ha comentado antes, la técnica EMMR consiste en calcular un número limitado de casos de carga estáticos con cargas representativas, y enriquecer la solución MMR con estas soluciones particulares. Para el caso que nos ocupa de una Plataforma eólica flotante, los casos de carga identificados para enriquecer son los mostrados en la siguiente la Tabla 2.

Los ELCs se han definido para poder recuperar aquellos efectos locales que son reproducidos por modos de altas frecuencia fuera de la base del MMR. En particular, ELCs 1-4 aquellos inducidos por presiones; los ELCs 5-10 aquellos inducidos por las cargas de la turbina; y los ELCs 11-19 aquellos inducidos por las tensiones de las líneas de fondeo en el flotador.

5. VERIFICACION

5.1. Condiciones de estudio

Las normas de diseño para turbinas eólicas flotantes exigen el análisis integrado de cargas basado en las condiciones ambientales del emplazamiento. Este proceso consiste en verificar la integridad estructural bajo una serie de casos de carga de diseño. Para ello, se selecciona una ubicación en Morro Bay (California), de la cual se obtienen los datos ambientales. En este estudio, se evalúa el caso de carga 1.6 para operación en producción, definido en la normativa de Bureau Veritas [14]. En la Tabla 3 se presenta un resumen con los parámetros utilizados para definir el caso de carga.

Tabla 2: Casos de carga estáticos para enriquecimiento

Caso de enriquecimiento (ELCs)	Descripción de la carga estructural
1	Presión hidrostática adrizado y en calado de diseño
2	Variación de presión hidrostática debida a un movimiento unitario de arfada.
3	Variación de presión hidrostática debida a una rotación unitaria de escora
4	Variación de presión hidrostática debida a una rotación unitaria de cabeceo.
5	Fuerza unitaria en dirección X aplicada en el eje del rotor
6	Fuerza unitaria en dirección Y aplicada en el eje del rotor
7	Fuerza unitaria en dirección Z aplicada en el eje del rotor
8	Momento unitario en dirección X aplicado en el eje del rotor
9	Momento unitario en dirección Y aplicado en el eje del rotor
10	Momento unitario aplicado en dirección Z en el eje del rotor
11	Fuerza unitaria en dirección X aplicada en la conexión con el fondeo 1
12	Fuerza unitaria en dirección Y aplicada en la conexión con el fondeo 1
13	Fuerza unitaria en dirección Z aplicada en la conexión con el fondeo 1
14	Fuerza unitaria en dirección X aplicada en la conexión con el fondeo 2
15	Fuerza unitaria en dirección Y aplicada en la conexión con el fondeo 2
16	Fuerza unitaria en dirección Z aplicada en la conexión con el fondeo 2
17	Fuerza unitaria en dirección X aplicada en la conexión con el fondeo 3
18	Fuerza unitaria en dirección Y aplicada en la conexión con el fondeo 3
19	Fuerza unitaria en dirección Z aplicada en la conexión con el fondeo 3

5.2. Simulación

A continuación, se muestran los resultados de una simulación de 1000 segundos calculando la respuesta estructural con FOM y con EMMR. En el caso de EMMR, la base modal se compone de los 300 primeros modos más las 19 soluciones de enriquecimiento descritas anteriormente. LA simulación se realiza acoplado con OpenFAST para la simulación del comportamiento de la turbina, y el programa “Moordyn” [15] para la simulación de la parte del fondeo. El paso de tiempo utilizado es de 0.05 segundos. Los resultados se graban a partir de los 500 segundos para descartar cualquier fenómeno transitorio causado por la inicialización del problema.

La Figura 6 muestra la evolución de la energía estructural elástica para la solución MMR con 300 modos, la contribución de los 19 modos de enriquecimiento, la suma de ambos (EMMR_319), y el modelo completo (FOM). Se observa como enriqueciendo la solución MMR con las 19 soluciones estáticas se recupera la respuesta estructural de los modos altos, manteniendo la energía estructural por encima del 99% de la energía del FOM en todos los instantes.

En la Figura 6 se detecta que el instante de máxima energía estructural ocurre a los 654.5s. La Figura 7 compara, para ese instante, las tensiones obtenidas mediante EMMR y FOM en zonas críticas. Se observa como el modelo reducido EMMR proporciona resultados muy similares a los obtenidos con el FOM.

Tabla 3. Datos del emplazamiento y parámetros DLC1.6.

	DLC	1.6 Producción
	Emplazamiento	Morro Bay (California)
	Profundidad	200m
	Sistema	Intacto
	Viento	Viento: 14.8 m/s (rotor)
		Turbulencia normal
	Olas	Severo
Espectro: Jonswap		
Hs=6m		
T=14 s		
Dirección: 0°		
	Propagación: Unidireccional	

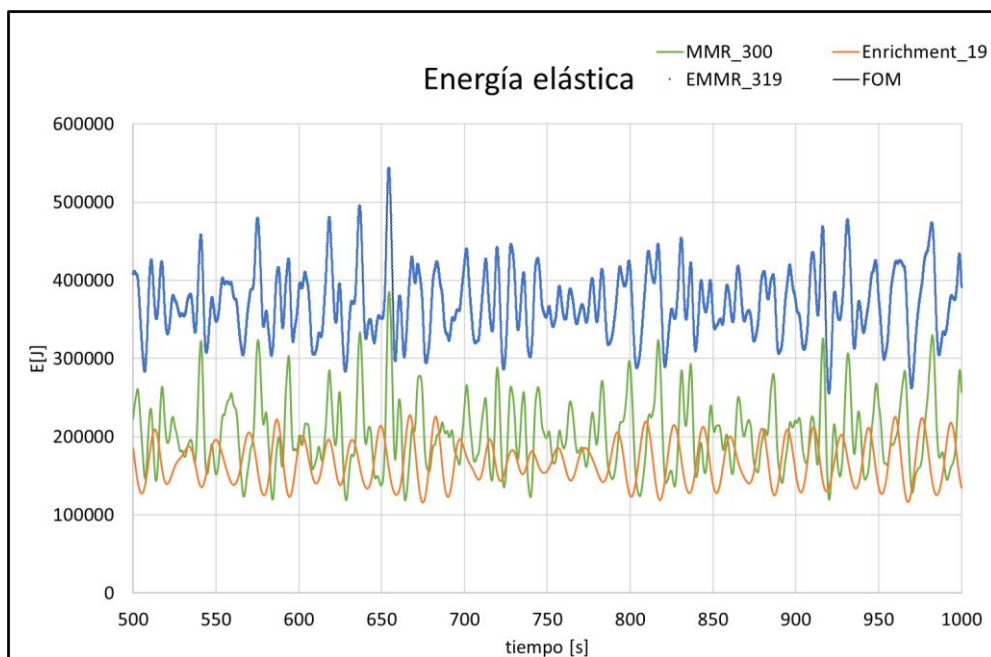


Figura 6. Energía estructural elástica.

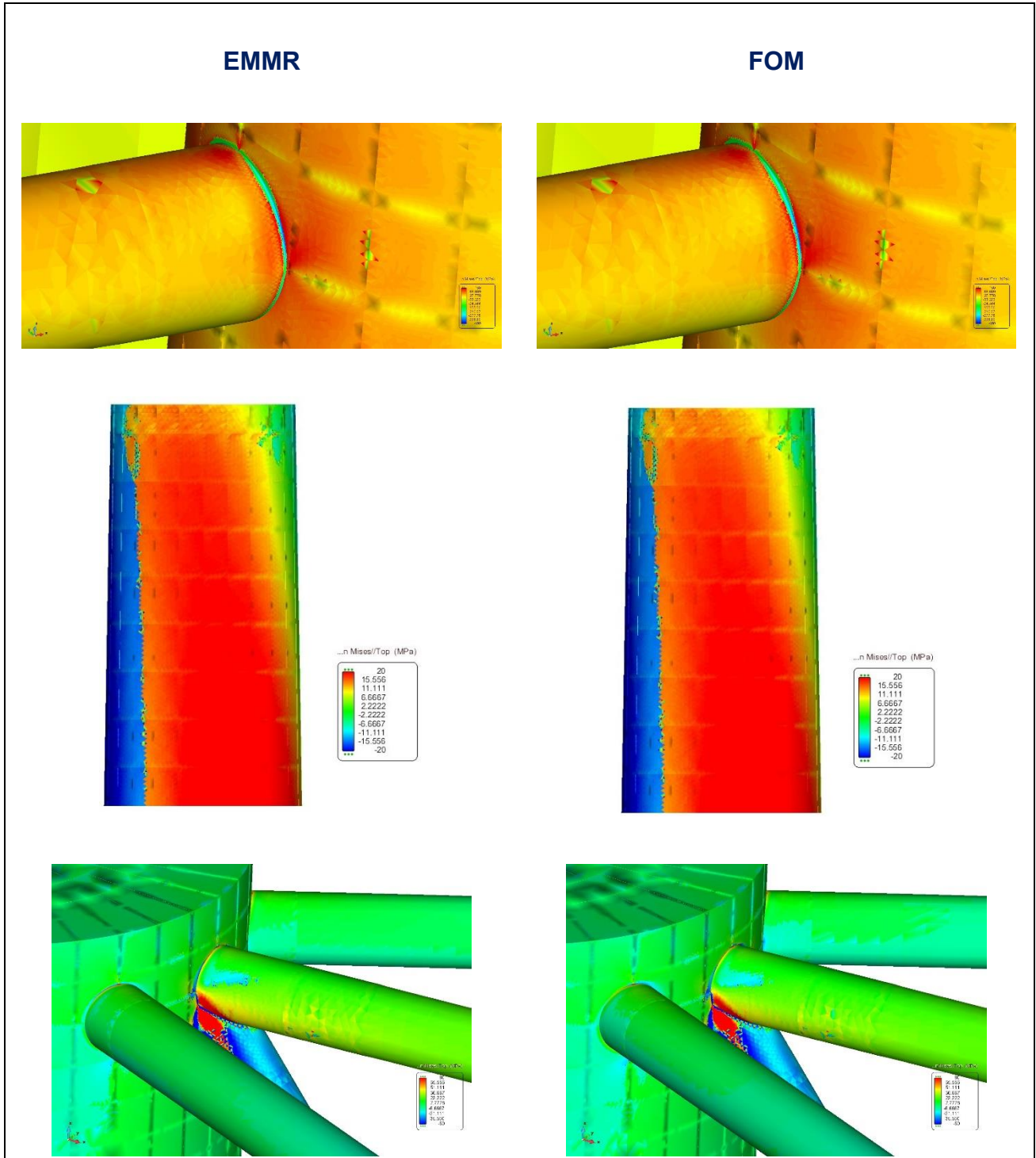


Figura 7. Comparación de tensiones de VonMises (con signo) en instante de máxima energía estructural elástica (tiempo=654.5 s)

5.3. Rendimiento computacional

La Tabla 4 provee los tiempos de cálculo requerimos para la simulación anterior, normalizados por segundo de simulación. Los cálculos se han realizado en una estación de trabajo con un procesador AMD Ryzen Threadripper 3970X 3.70GHz, y con ejecuciones paralelizadas usando OpenMP. Se puede observar que las aceleraciones están del orden de 500x, fundamentalmente obtenido por la reducción del número de grados de libertad de más de 4 millones a tan sólo 319.

Tabla 4. Tiempos de cálculo en segundos de ejecución por segundo de simulación.

Modelo estructural	Número de hilos de ejecución						
	1	2	4	8	16	32	64
EMMR (1-dirección)	0.84	0.43	0.25	0.22	0.14	0.1037	0.10
FOM (1-dirección)	475.6	261.0	158.2	112.7	74.2	60.8	66.2
EMMR (2-direcciones)	10.12	5.20	3.04	2.67	1.70	1.24	1.12
FOM (2-direcciones)	5706.8	3130.9	1898.0	1352.0	891.0	730.1	794.4

Otro punto a destacar son los requisitos de memoria dependiendo de si se resuelve la dinámica estructural con EMMR o FOM. La Tabla 5 muestra los requisitos de memoria para una simulación típica de tres horas y paso de tiempo de 0.1 segundos. Se ha asumido que en el caso de FOM sólo se guardan los tensores de tensiones en un punto de Gauss en cada EF. Se puede observar que los requisitos de memoria para el FOM son simplemente inasumibles a menos que se disponga de grandes recursos de computación. Por otro lado, EMMR sólo requiere guardar cada paso de tiempo las amplitudes de los vectores de la base modal enriquecida, permitiendo posteriormente seleccionar aquellos pasos de tiempo críticos para analizar las tensiones en toda la estructura, y seleccionar sólo aquellos EF susceptibles de daño por fatiga y obtener su tensor de tensiones para cada paso de tiempo.

Tabla 5. Requisitos de memoria.

Concepto		N valores a guardar (precisión doble)	Memoria/simulación
EMMR	Base modal enriquecida	$N_{emmr} \times N_{gdl}$ 319 x 4,437,006	10.54 Gb
	Amplitudes instantáneas	$N_{emmr} \times T_{sim} / dt$ 319 x 3 x 3600 / 0.1	0.26 Gb
	ULS (100 instantes)	$N_{FEs} \times N_{gauss} \times N_{tensiones} \times 100$ 1,568,541 x 1 x 6 x 100	7.01 Gb
	FLS (100 FEs)	$N_{FEs} \times N_{gauss} \times N_{tensiones} \times T_{sim} / dt$ 100 x 1 x 6 x 3 x 3600 / 0.1	0.48Gb
FOM		$N_{FEs} \times N_{gauss} \times N_{tensiones} \times T_{sim} / dt$ 1,568,541 x 1 x 6 x 3 x 3600 / 0.1	7.40 Tb

6. CONCLUSIONES

En este trabajo se detallan los progresos en el desarrollo de modelos estructurales reducidos con el objetivo de acelerar varios órdenes de magnitud los cálculos dinámicos de alta fidelidad. Se aporta como novedad a trabajos anteriores el enriquecimiento de una base modal reducida (método EMMR), y se demuestra que puede conseguir una precisión similar a los modelos completos de elementos finitos (método FOM), pero reduciendo el número de grados de libertad y los tiempos de cálculo en el orden de 1000 veces.

7. AGRADECIMIENTOS

Esta investigación ha sido financiada por el Ministerio de Ciencia e Innovación (MICIU), a través de la Agencia Estatal de Investigación (AEI), y fondos FEDER (UE) mediante los proyectos MLAMAR (ref. PID2021-126561OB-C31) y FLEXFLOAT (PID2024-158162NB-I00).

8. REFERENCIAS

-
- [1] Bjerg Thomsen, J.; Bergua, R.; Jonkman, J.; Robertson, A.; Mendoza, N.; Brown, C.; Galinos, C.; Stiesdal, H. (2021). Modeling the TetraSpar Floating Offshore Wind Turbine Foundation as a Flexible Structure in OrcaFlex and OpenFAST. *Energies J.* 14(23), 7866. Doi: 10.3390/en14237866
- [2] Berdugo-Parada, I.*, Servan-Camas, B., & Garcia-Espinosa, J. Numerical Framework for the Coupled Analysis of Floating Offshore Multi-Wind Turbines. *J. Mar. Sci. Eng.* 2024, 12(1), 85; <https://doi.org/10.3390/jmse12010085>.
- [3] Servan-Camas, B., Berdugo-Parada*, I., Garcia-Espinosa, & J., Pastor-Sanchez, A. Modal matrix reduction for fully coupled integrated load analysis of floating structures. *Marine Structures* 103 (2025) 103845. <https://doi.org/10.1016/j.marstruc.2025.103845>
- [4] García-Espinosa, J., Lorente-López, A. J., Serván-Camas, B., Gutierrez-Romero, J.E. Accelerated fully coupled hydro-elastic analysis of ships using a combined full and modal-reduced FEM approach. *Marine Structures* 108 (2026) 104011. <https://doi.org/10.1016/j.marstruc.2026.104011>.
- [5] Servan-Camas, B.; Gutierrez-Romero, J.E.; García-Espinosa, J. (2018). A Time-Domain Second-Order FEM Model for the Wave Diffraction-Radiation Problem. Validation with a Semisubmersible Platform. *Mar. Struct.* 58, 278–300. Doi: 10.1016/j.marstruc.2017.12.001
- [6] Jonkman, JM. (2007) Dynamics Modeling and Loads Analysis of an Offshore Floating Wind Turbine. Technical Report NREL/TP-500-41958.
- [7] Berdugo-Parada, I.; Servan-Camas, B.; Garcia-Espinosa, J. (2024). Numerical Framework for the Coupled Analysis of Floating Offshore Multi-Wind Turbines. *J. Mar. Sci. Eng.* 12, 85. Doi: 10.3390/jmse12010085
- [8] Garcia-Espinosa, J.; Servan-Camas, B.; Calpe-Linares, M. (2023). High Fidelity Hydroelastic Analysis Using Modal Matrix Reduction. *J. Mar. Sci. Eng.* 11, 1168. Doi: 10.3390/jmse11061168
- [9] K.J Bathe. Finite Element Procedures. K. J. Bathe, Watertown, MA. ISBN 978-0-9790049-5-7

-
- [10] Servan-Camas, S.; Di-Capua, D.; Garcia-Espinosa, J.; Sa-Lopez, D. (2021). Fully 3D ship hydroelasticity: Monolithic versus partitioned strategies for tight coupling. J. Mar. Struct. Volume 80, 103098. Doi: 10.1016/j.marstruc.2021.103098
- [11] Bathe, K. J. Finite Element Procedures. K.J. Bathe, Watertown, MA. (2016).
- [12] Robertson, A.; Jonkman, J.; Masciola, M.; Song, H.; Goupee, A.; Coulling, A.; Luan, C. (2014). Definition of the Semisubmersible Floating System for Phase II of OC4. Technical Report NREL/TP-5000-60601. Doi: 10.2172/1155123
- [13] Jonkman, JM.; Butterfield. S.; Musial, W.; Scott, G. Definition of a 5-MW Reference Wind Turbine for Offshore System Development. Technical Report NREL/TP-500-38060. 2009. Doi: 10.2172/947422
- [14] Bureau Veritas. (2019). Classification and Certification of Floating Offshore Wind Turbines. Rule Note NI 572 DT R02 E.
- [15] Moordyn: <https://moordyn.readthedocs.io/en/latest/>