

#### Escuela Técnica Superior de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos. UNIVERSIDAD DE CANTABRIA



### LA IMPORTANCIA DEL ANÁLISIS DE LA DEFINICIÓN ESPECTRAL DEL OLEAJE EN LA DINÁMICA DE PLATAFORMAS EÓLICAS FLOTANTES.

Trabajo realizado por: *Iratxe Larrieta Sedano* 

Dirigido:
Raúl Guanche García
Iñigo Losada Rodríguez

Titulación:

Máster Universitario en Ingeniería Caminos, Canales y Puertos

Santander, septiembre de 2022

Me gustaría mostrar mi agradecimiento a todos aquellos que han hecho posible la realización de este trabajo de fin de máster. En primer lugar, a mi director de proyecto Raúl Guanche por la confianza depositada en mí. A mis compañeros de IHCantabria por su apoyo y ayuda durante el último año, en especial a Álvaro Rodríguez, y también, al resto de compañeros, amigos y familiares por la comprensión y paciencia que han tenido conmigo. Por último, me gustaría agradecer al Instituto de Hidráulica Ambiental de la Universidad de Cantabria por la concesión de la beca Ramón Iribarren, que me ha permitido adquirir no solo conocimientos para la elaboración del TFM, sino también las habilidades para mi desarrollo personal y profesional.

A todos, muchas gracias





#### **RESUMEN**

Título La importancia del análisis de la definición espectral del oleaje en

la dinámica de las plataformas eólicas flotantes.

Mención Agua, energía y medioambiente.

Autor Iratxe Larrieta Sedano.

Directores Raúl Guanche Garcia.

*Convocatoria* Septiembre de 2022.

Palabras clave Estructuras flotantes, Sistema de amarre, Interacciones oleaje-

estructura, Energía eólica marina flotante, Análisis hidrodinámico,

Energías renovables marinas.

En trabajos anteriores como los realizados por Barrera et al 2019 [1], se ha estudiado la importancia de la definición espectral del oleaje para el diseño a estado límite último de sistemas de fondeo, específicamente diseñados para estructuras eólicas flotantes. La definición espectral empleada hasta el momento se basa en espectros bidimensionales, desde espectros teóricos a espectros empíricos. No obstante, durante los eventos de temporal la definición del oleaje incidente va más allá de oleajes típicos de crestas largas, propios de espectros bidimensionales. La respuesta dinámica de una estructura bajo la acción de oleajes de crestas largas se asume que es conservadora, no obstante, esto no es del todo cierto cuando los criterios de diseño son las aceleraciones en punta de torre como ocurre en eólica marina flotante.

En el presente TFM se evaluará la importancia en la definición espectral del oleaje, y en concreto la dispersión direccional (oleajes de crestas cortas), sobre la respuesta dinámica de una plataforma eólica flotante, y la respuesta de su sistema de amarre ante casos de carga de especial relevancia para el diseño (i.e. ULS).





Para ello, se ha estudiado el comportamiento en la mar de una estructura flotante del tipo semi-sumergible diseñado por el equipo de IHCantabria bajo el marco del proyecto de investigación TRL+, cuyas condiciones operacionales permiten la instalación de una turbina de gran potencia (10 MW).

IHCantabria II





#### **ABSTRACT**

Title The importance of waves spectral definition analysis in the

dynamics of floating wind platforms.

*Mayor* Water, energy and environment.

Author Iratxe Larrieta Sedano.

Mentors Raúl Guanche García.

Call September 2022.

*Key words* Floating structures, Mooring system, Wave-Structure interaction,

Hydrodynamic analysis, Floating Offshore Wind, Marine

Renewables Energies.

In previous works such as those carried out by Barrera et al. 2019 [1], the importance of the wave spectral definition for the ultimate limit state design of mooring systems has been studied. The spectral definition used so far is based on two-dimensional spectra, from theoretical to empirical spectra. However, during storm events, the definition of incident waves goes beyond long-crested waves, typical of two-dimensional spectra. The dynamic response of a structure under the action of long-crested waves is assumed to be conservative. Nevertheless, this is not entirely true when the design criteria are tower tip accelerations, as in the case of floating offshore wind turbines.

In the present Master's Dissertation the importance of the spectral definition of the wave, and in particular the directional dispersion (short-crested waves), on the dynamic response of a floating wind platform, and the response of its mooring system to load cases of special relevance for the design (i.e., ULS) will be evaluated. For this purpose, it has been based on the semi-submersible floating device designed by the IHCantabria team, whose operational conditions allow the installation of a high-power turbine (10MW).





#### Índice de contenido del TFM

1. INTRODUCCIÓN
2. OBJETIVOS DEL TFM
2.1. OBJETIVO PRINCIPAL
2.2. OBJETIVOS ESPECÍFICOS
3. METODOLOGIA
4. RESOLUCIÓN DEL PROBLEMA
4.1. CONSIDERACIONES PREVIAS: DATOS DE PARTIDA 16
4.1.1. UBICACIÓN DEL EMPLAZAMIENTO16
4.1.1.1. DATOS METOCEÁNICOS
4.1.1.1. CARACTERIZACIÓN DEL REGIMEN DEL OLEAJE 19
4.1.1.2. CARACTERIZACIÓN DE LOS PARÁMETROS DEL VIENTO 23
4.1.2. DESCRPICIÓN DE LA PLATAFORMA EÓLICA FLOTANTE DE REFERENCIA
4.2. ETAPA 1. CALIBRACIÓN Y VALIDACIÓN DEL MODELO NUMÉRICO
4.2.1. PREDISEÑO HIDRODINÁMICO DE LA PLATAFORMA. TEORÍA DE PRIMER ORDEN DEL FLUJO POTENCIAL
4.2.1. DINÁMICA DEL SISTEMA DE FONDEO Y AMARRE 48
4.2.2. ECUACIÓN DEL MOVIMIENTO DE LA SUBESTRUCTURA FOWT CALIBRACIÓN DEL MODELO NUMÉRICO
4.2.2.1. ENSAYOS DE TENSIÓN-EXCURSIÓN (STATIC OFFSET) 50
4.2.2.2. ENSAYOS DE EXTINCIÓN (DECAY TEST)
4.2.2.3. ENSAYOS OLEAJE REGULAR
4.2.2.4. ENSAYOS DE OLEAJE IRREGULAR
4.2.3. SISTEMA AERODINÁMICO
4.2.4. ECUACIÓN DEL MOVIMIENTO DEL AEROGENERADOR FOWT 57
4.3. ETAPA 2. ANALISIS DE LOS ESTADOS DE MAR
4.3.1. BASE TEÓRICA
4.3.1.1. ESPECTRO ESCALAR DEL OLEAJE
4.3.1.1. ESPECTRO DE FRECUENCIA DIRECCIONAL DEL OLEAJE 67
4.3.2. SELECCIÓN DE LOS ESTADOS DE MAR DE CÁLCULO72





				S DEI								
2	4.4. ET	ГАРА	3. PUE	STA EN	VALOR	R DEL	MOD	ELO N	IUMÉ	RICO.		87
	4.4.1. EN ES			LAS CAF E ÚLTII								
				LAS AC ADOR. I								
5.	RESUL	LTADO	OS	•••••								89
	5.1. ET NUMÉRI											
	5.1.1.	ENS	AYOS	DE TEN	SIÓN-E	XCUR	SIÓN	(STA	ГІС О	FFSET	Ö	89
	5.1.2.	ENS	AYOS	DE EXT	INCIÓN	(DEC	AY T	EST)				91
	5.1.2	2.1. I	ENSAY	O DE E	XTINCI	ÓN SI	N SIS	ГЕМА	DE F	ONDE	Ю	91
	5.1.2	2.2.	ENSAY	O DE E	XTINCI	ÓN CO	ON FO	NDEC	)			93
	5.1.3.	ENS	AYOS	DE OLE	AJE RE	GULA	R					96
	5.1.1.			DE OLE								
	5.1.2.	ENS	AYOS	DE VIEN	OTV				•••••			104
4	5.2. E7	ΓΑΡΑ	2. ANÁ	LISIS D	E LOS I	ESTAI	OOS D	E MA	R			105
4	5.3. E7	ГАРА	3. PUE	STA EN	VALOR	R DEL	MOD	ELO N	IUMÉ	RICO.		107
	5.3.1. EN ES	ESTI TADO	MAR I LÍMIT	LAS CAI E ÚLTII	RGAS EX	XTRE	MAS I	EN LA	S LÍN	EAS D	E FOI	NDEO. 110
	5.3.2. DEL A			LAS AC ADOR. I								
6.	CONC	LUSIC	NES Y	FUTUR	AS LÍN	EAS I	E INV	/ESTI	GACI	ÓN		117
7.	REFER	RENCL	AS BIE	BLIOGRA	ÁFICAS							120

IHCantabria II





#### Índice de FIGURAS

Figura 1. tipología de los cimientos de la energía eólica marina flotante. Fuente: Enforcement, n.d [5]
Figura 2. Metodología para la definición del modelo numérico. Fuente: Propia 10
Figura 3. Representación de la plataforma y el sistema de fondeo del aerogenerador marino flotante en estudio. Fuente: IHCantabria
Figura 4. Batimetría de BiMEP. Fuente: IHCantabria y BiMEP, proyecto TRL+ (2017) [12]
Figura 5. Geología de la zona BiMEP. Fuente: IHCantabria y BiMEP, proyecto TRL+ (2017) [12]
Figura 6. Ubicación de La boya BiMEP-WAVESCAN, la cual, se encuentra en el Golfo de Bizkaia. Y representación de la batimetría de España. Fuente: Marine traffic [10] e Instituto geográfico Nacional [11]
Figura 7. Ubicación y dimensiones del sitio de prueba del BiMEP. Fuente: TRL+ (2017). [12]
Figura 8. Serie histórica de la altura significativa (Hs) del oleaje. Fuente: Propia 20
Figura 9. Serie histórica del periodo pico (Tp). Fuente: Propia
Figura 10. Rosas del oleaje. BiMEP. Fuente: Propio, Software AMEVA (IHCantabria).
Figura 11. Histograma y función de distribución acumulativa de la altura significante del oleaje. Fuente: Propio, Software AMEVA (IHCantabria)
Figura 12. Representación de la serie temporal de velocidad del viento. Fuente: Propia.
Figura 13. a) Rosa del viento anual. b) Rosa del viento en el mes de diciembre. c) Rosa del viento en el mes de julio. Fuente: Propio
Figura 14. Función de la distribución de Weibull de la velocidad del viento. Fuente: Propia
Figura 15. Función de distribución acumulativa de la velocidad del viento. Fuente: Propia.
Figura 16. Dimensiones generales de la plataforma eólica semi-sumergible (unidades en mm). Fuente: IHCantabria
Figura 17. Vista en planta de las líneas de fondeo de la turbina eólica flotante (unidades mm). Fuente: IHCantabria

IHCantabria III





Figura 18. Los seis grados de libertad de una plataforma flotante. Fuente: Propia sobre imagen IHCantabria [12]
Figura 19. Ejes globales y orientación de la plataforma en el modelo numérico. Fuente: propia
Figura 20. Maqueta empleada en el gran tanque de ingeniería marítima de IHCantabria. Fuente: IHCantabria
Figura 21. Geometría por debajo de la quilla de la plataforma semi-sumergible. Fuente: Propia
Figura 22. Proceso de convergencia del mallado. Fuente: Propia
Figura 23. Mallado de la parte sumergida de la plataforma. Fuente: Propia 40
Figura 24. Operador de Amplitud en Respuesta (RAO) de la plataforma semisumergible sin calibración. Fuente: Propia
Figura 25. Mallado de la parte sumergida de la plataforma. Fuente: Propia 42
Figura 26. Proceso de convergencia del mallado. Fuente: Propia
Figura 27. Masa añadida por radiación. Fuente: Propia
Figura 28. Amortiguamiento añadido por la radiación. Fuente: Propia
Figura 29. Forma inicial de las catenarias. Fuente: Propia, OASIS
Figura 30. Forma inicial de las catenarias. Fuente: Propia, ANSYS
Figura 31. Datos de partida en los ensayos de laboratorio de static offset. Escenario Surge negativo. Fuente: IHCantabria, TRL+_FOWT
Figura 32. Datos de partida en los ensayos de laboratorio de static offset. Escenario Surge positivo. Fuente: IHCantabria, TRL+_FOWT
Figura 33. Fuente: Maqueta a escala (1/40) de la plataforma a estudio. Fuente: IHCantabria [12]
Figura 34. Maqueta empleada en el gran tanque de ingeniería marítima de IHCantabria.  Fuente: IHCantabria
Figura 35. Espectro de densidad de energía mostrando las particiones para el mar de viento y mar de fondo. Fuente: Twumasi y Merem (2006) [16]
Figura 36. Representación visual del concepto de estado del mar. Fuente: Pierson et al (1978) [17]
Figura 37. Forma típica del espectro escalar de las olas. Fuente: Conference and Union (1971) [20]





Figura 38. Forma típica del espectro direccional. Fuente: Qi et al. (2019) [22] 67
Figura 39. Distribución de la altura de ola significante máxima anual. Fuente: Propia. 73
Figura 40. Registros instrumentales: Regímenes extremales escalares. Obtención de los valores Hs extremales mediante la distribución del Valor Extremo GEV( $\mu$ , $\sigma$ , $\xi$ ), donde $\mu$ el parámetro de localización se representa mediante $\beta_0$ y el parámetro de escala $\sigma$ en función de $\alpha_0$ . Fuente: Propia, herramienta AMEVA
Figura 41. Distribución marginal de Hs para estados de mar de 1 hora: Función de densidad de probabilidad
Figura 42. Distribución de la velocidad del viento máxima anual a lo largo del registro.  Fuente: Propia
Figura 43. Distribución Gumbel de la velocidad del viento máxima anual. Fuente:propia
Figura 44. Factor direccional zona 1. Fuente: ROM 0.4-95
Figura 45. Parámetro de rugosidad del terreno z0 y exponente de ley de potencia α. Fuente: normativa DNV-RP-C205 [24]
Figura 46. Perfil de la velocidad del viento sobre el nivel del mar. Fuente: propia 80
Figura 47. Coeficiente eólico de fuerza. Fuente: ROM
Figura 48. Perfil de la distribución de la fuerza lateral lineal en la torre del aerogenerador y fuerza resultante y su altura de aplicación. Siendo la altura total de la torre de 125,6 m (maqueta de laboratorio a escala real). Fuente: propia.
Figura 49. Espectro escalar del estado de mar de mayor energía registrada en la boya Wavescan durante el 2 de febrero y 15 de junio. Fuente: Propia-BiMEP 83
Figura 50. Espectro bidimensional del estado de mar de mayor energía registrada en la boya Wavescan durante el 2 de febrero y 15 de junio. Fuente: Propia-BiMEP 84
Figura 51. Se muestran los estados de mar cuya distribución espectral han sido cedidas por BiMEP, destacando los estados de mar seleccionados para el estudio del parámetro gamma. Fuente: Propia
Figura 52. Estados de mar de altura significante superior al umbral 7,5 m. Registros seleccionados para el caculo del parámetro direccional y dirección media. Fuente: Propia, herramienta AMEVA.
Figura 53. Orientación y ejes globales de la plataforma en situación extrema ubicación BiMEP. Fuente: Propia
Figura 54. Tensiones en los cáncamos durante el ensayo de laboratorio y de la simulación numérica. Escenario: Excusión estática en Surge negativa. Fuente: Propia





Figura 55. Tensiones en los cáncamos durante el ensayo de laboratorio y de la simulación numérica. Escenario: Excusión estática en Surge positiva. Fuente: Propia
Figura 56. Ensayos de extinción sin fondeo en Heave, Roll y Pitch. Fuente: Propia 92
Figura 57. IRF: función de respuesta al impulso. Fuente: Propia
Figura 58. Ensayos de extinción con fondeo en Surge, Sway, Heave, Roll, Pitch y Yaw. Fuente: Propia
Figura 59. Tensiones dinámicas en el cáncamo durante el ensayo de extinción en el GdL Surge. Fuente: Propia
Figura 60. Tensiones dinámicas en el cáncamo durante el ensayo de extinción en el GdL Sway. Fuente: Propia
Figura 61. Desplazamientos de la estructura respecto al CoG en los GdL más significativos durante el ensayo de extinción en régimen de oleaje regular y periodo medio. Fuente: Propia
Figura 62. Desplazamientos de la estructura respecto al CoG en los GdL más significativos durante el ensayo de extinción en régimen de oleaje regular y periodo alto. Fuente: Propia
Figura 63. Tensiones dinámicas en el cáncamo durante el ensayo de extinción en régimen de oleaje regular y periodo medio. Fuente: Propia
Figura 64. Tensiones dinámicas en el cáncamo durante el ensayo de extinción en régimen de oleaje regular y periodo largo. Fuente: Propia
Figura 65. Tensiones en el cáncamo en las líneas principales durante el ensayo de extinción en régimen de oleaje regular y periodo largo. Fuente: Propia
Figura 66. RAO para los estados de mar operacional Hs=2,5m. Fuente: Propia 99
Figura 67. Desplazamientos de la estructura respecto al CoG en los GdL más significativos durante el ensayo de extinción en régimen de oleaje regular y periodo corto. Fuente: Propia
Figura 68. Desplazamientos en los 3 GdL durante el ensayo de extinción en régimen de oleaje regular y periodo largo. Fuente: Propia
Figura 69. Tensiones dinámicas en el cáncamo durante el ensayo de extinción en régimen de oleaje regular y periodo largo. Fuente: Propia
Figura 70. Tensiones en el cáncamo en las líneas principales durante el ensayo de extinción en régimen de oleaje regular. Fuente: Propia
Figura 71. RAO para los estados de mar operacional Hs=5m. Fuente: Propia

IHCantabria VI





Figura 72. Espectro escalar del estado de mar seleccionado para el estudio ULS (Tr=50 años). Análisis realizado con los registros reanalizados del instrumento Wavescan. Ubicación BiMEP. Fuente: Propia
Figura 73. Espectro bidimensional del estado de mar seleccionado para el estudio ULS. El estado de mar ha sido calculado para el periodo de retorno de 50 años de los registros del instrumento Wavescan. Ubicación BiMEP. Fuente: Propia
Figura 74. Desplazamientos de la estructura respecto al CoG al aplicar un oleaje correspondiente al estado límite último mediante espectro escalar. Teniendo únicamente las afecciones hidrodinámicas. Fuente: Propia
Figura 75. Desplazamientos de la estructura respecto al CoG al aplicar un oleaje correspondiente al estado límite último mediante espectro bidimensional. Teniendo únicamente las afecciones hidrodinámicas. Fuente: Propia
Figura 76. Desplazamientos de la estructura respecto al CoG al aplicar un oleaje correspondiente al estado límite último mediante espectro escalar. Teniendo en cuenta las afecciones hidrodinámicas y aerodinámicas. Fuente: Propia
Figura 77 Desplazamientos de la estructura respecto al CoG al aplicar un oleaje correspondiente al estado límite último mediante espectro bidimensional. Teniendo en cuenta las afecciones hidrodinámicas y aerodinámicas. Fuente: Propia
Figura 78. Tensiones en el cáncamo en régimen ULS definido mediante espectro escalar. Teniendo únicamente las afecciones hidrodinámicas. Fuente: Propia
Figura 79. Tensiones en el cáncamo en régimen ULS de oleaje definido mediante espectro bidimensional. Teniendo únicamente las afecciones hidrodinámicas. Fuente: Propia. 111
Figura 80. Tensiones en el cáncamo en régimen ULS definido mediante espectro escalar. Teniendo en cuenta las afecciones hidrodinámicas y aerodinámicas. Fuente: Propia. 111
Figura 81. Tensiones en el cáncamo en régimen ULS definido mediante espectro bidimensional. Teniendo en cuenta las afecciones hidrodinámicas y aerodinámicas. Fuente: Propia
Figura 82. Respuesta de las aceleraciones en el buje aplicando el espectro escalar. Teniendo únicamente las afecciones hidrodinámicas. Fuente: propia
Figura 83. Respuesta de las aceleraciones en el buje aplicando el espectro bidimensional. Teniendo únicamente las afecciones hidrodinámicas. Fuente: Propia
Figura 84. Respuesta de las aceleraciones en el buje aplicando el espectro escalar. Teniendo en cuenta las afecciones hidrodinámicas y aerodinámicas. Fuente: Propia. 115
Figura 85. Respuesta de las aceleraciones en el buje aplicando el espectro bidimensional. Teniendo en cuenta las afecciones hidrodinámicas y aerodinámicas. Fuente: Propia. 115

IHCantabria VII





#### Índice de TABLAS

Tabla 1. Descripción de los datos seleccionados. Fuente: Propia
Tabla 2. Tabla de ocurrencia en función de la altura significante y periodo de pico del oleaje. Fuente: Propia, Software AMEVA (IHCantabria)
Tabla 3: Viento medio para cada mes del año y viento medio total a la altura del buje. Fuente: Propia
Tabla 4. Plataforma eólica: Matriz de masa teórica y dimensiones de la plataforma eólica. Fuente: IHCantabria
Tabla 5. Propiedades físicas teóricas de la cadena de fondeo. Fuente: IHCantabria 29
Tabla 6. Especificaciones técnicas de la cadena de amarre, capacidad de carga y peso. Fuente: DaiHan Anchor Chain Mfg. Co. 2013 [13]
Tabla 7. Matriz de rigidez hidrostática. Fuente: Propia
Tabla 8. Resultados hidrostáticos. Fuente: Propia-ANSYS
Tabla 9. Matriz de masa añadida por radiación masas a frecuencia infinita. Fuente: Propia46
Tabla 10. Datos de partida del ensayo oleaje irregular. Fuente Propia
Tabla 11. Normativas para fijar el periodo de retorno del estado límite último en instalaciones offshore. Fuente: DNVGL y Bureau Veritas. Corewind 2020 [28] 73
Tabla 12. Requisitos del factor de carga para el diseño de cabos de amarre. Fuente: Corewind 2020 [28]
Tabla 13.Periodo natural de la estructura. Fuente: IHCantabria
Tabla 14. Periodos naturales de la estructura con sistema de fondeo y amarre. Fuente: IHCantabria
Tabla 15. Oleaje Irregular. Movimientos estadísticos en el centro de gravedad de la plataforma con respecto a la posición estática-equilibrio: Media-Máximo. Fuente: Propia
Tabla 16. Ensayos con fuerza constante aplicado en el buje del aerogenerador. Movimientos estadísticos en el centro de gravedad de la plataforma con respecto a la posición estática-equilibrio: Media-Máximo Fuente: Propia

IHCantabria VIII





#### Índice de ABREVIATURAS

Siglas Aclaraciones terminológicas

BiMEP Plataforma de energía marina de Vizcaya

FOWT Aerogeneradores flotantes en alta mar

I-FORM Método de fiabilidad inversa de primer orden

JONSWAP Espectro frecuencial desarrollada por Hasselman, Espectro Joint

North Sea Wave Project,

POT Método de los máximos relativos sobre un umbral (Peak Over

Threshold Method)

QTF Función de transferencia cuadrática

RAO Operador de Amplitud de Respuesta

SWL Nivel en reposo del agua (Still Water Level)

ULS Estado Límite Último (Ultimate Limit State).

IHCantabria IX





# ANÁLISIS DE LA IMPORTANCIA DE LA DEFINICIÓN ESPECTRAL DEL OLEAJE SOBRE DINÁMICA DE PLATAFORMAS EÓLICAS FLOTANTES.

#### 1. INTRODUCCIÓN

La energía eólica marina es un recurso renovable que permite producir energía ilimitada, limpia y de manera sostenible. Así lo constata que la Comisión Europea haya reconocido este recurso y hoy en día forma parte de las estrategias de la Unión Europea para alcanzar los objetivos de neutralidad climática impuestos para el año 2050. Con el objetivo de promover esta innovadora tecnología, la comisión europea ha propuesto incrementar la capacidad eólica marina de Europa hasta al menos 60 GW para 2030 y hasta 300 GW para 2050. [2].

Las instalaciones eólicas marinas presentan las siguientes virtudes respecto a las instalaciones terrestres:

Por un lado, la rugosidad de la superficie del mar es notoriamente inferior, por lo tanto, la reducida resistencia al flujo del viento afecta al perfil de la velocidad del viento provocando una baja cizalladura. Consecuentemente, la velocidad del viento no sufre alteraciones significativas al variar la altura del buje del aerogenerador. Adicionalmente, al ser el oleaje el único obstáculo físico, el viento sufre de menores turbulencias y alcanza mayores velocidades. Asimismo, cabe mencionar, que debido a que la radiación solar es capaz de atravesar varios metros desde la superficie libre del mar, la variación de temperatura entre la superficie y el aire es menor que en las instalaciones terrestres. En resumen, en alta mar se ocasionan menores turbulencias especialmente debido a la falta de obstáculo orográfico que se encuentra en el trayecto del viento. Según las hipótesis más conservadoras [3], se estima que el recurso eólico en alta mar es entre un 5-10% superior al recurso en tierra, esto ralentiza el fenómeno de fatiga y alarga la vida útil de la máquina a sotavento.





Por otro lado, gracias a las condiciones del mar abierto, la velocidad y la dirección del viento son más estables, proporcionando una fuente de energía más fiable y eficiente. Además, el impacto visual y acústico para las personas es mínimo, dado que las instalaciones se prevén a una distancia prudencial de la costa que mitiga el posible impacto sobre las comunidades costeras.

Otro factor importante a tener en cuenta es que el transporte terrestre exige mayores restricciones a la hora de trasladar los diferentes componentes de la instalación, además, el impacto del ruido aerodinámico no alberga tanta afección al trabajar con turbinas en alta mar, esto favorece positivamente a la aceptación social, siendo menores las exigencias por parte de las autorizaciones medioambientales acerca de la lejanía de la turbina a la costa u otras restricciones como son la emisión y propagación de ruido. Esto permite que los aerogeneradores puedan alcanzar mayores velocidades en la punta del álabe, pudiéndose construir turbinas de mayores dimensiones, y, por consiguiente, de mayor producción energética.

Sin embargo, tanto los costes asociados a la construcción de la instalación eólica (CAPEX), como los costes de explotación y mantenimiento (OPEX), son considerablemente superiores a las de las instalaciones terrestres. Además, el envejecimiento acelerado de los materiales como consecuencia de la corrosión debida al salitre propio del ambiente marino implica utilizar mayores substancias químicas de difícil reciclaje y reduce la vida útil de los materiales. Por ende, con el fin de contribuir en la reducción del Coste Nivelado de Energía (LCOE), y de esta manera ofrecer una alternativa atractiva financiablemente con respecto a las eólicas terrestres, se requiere optimizar los índices de capacidad de las turbinas y de la maximización de los factores de escala de la gran eólica.

Tradicionalmente, los parques eólicos marinos se han instalado sobre cimentaciones fijas, como son las estructuras de gravedad, monopilotes, jackets o trípodes [1]. Sin embargo, las exigencias de material en aguas profundas hace que las estructuras apoyadas en el fondo marino dejen de ser competitivas. Por tal motivo, para la explotación eólica en estas circunstancias es primordial acudir a los aerogeneradores flotantes en alta mar (FOWT).





Los principales soportes flotantes para aerogeneradores marinos se pueden categorizar en 3 tipologías: TLP, Semi-sumergible y Spar. Las tres estructuras fueron desarrolladas a partir de la industria de Oil&Gas. Estas se distinguen según la forma en la que consiguen sostener su peso propio, operar la turbina y restringir los movimientos de Heave, Pitch y Roll [4]:

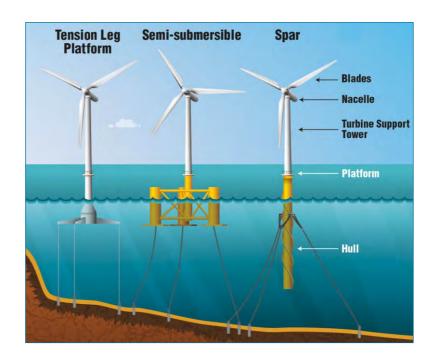


Figura 1. tipología de los cimientos de la energía eólica marina flotante. Fuente: Enforcement, n.d [5].

La plataforma monopilar flotante o "Spar", alcanza la estabilidad mediante el empleo de lastre en la parte inferior de la boya esbelta [6] y se emplean especialmente en emplazamientos de grandes profundidades. A través de lastres se consigue descender el centro de gravedad, beneficiando la estabilidad de la estructura. Sin embargo, debido a que son estructuras verticales de gran longitud, el área de flotación es reducida. Esto provoca que ante cambios de la superficie libre del mar la alteración del esfuerzo de restauración hidrostática sea reducida, resultando más fácil de hundir que de flotar. En conclusión, la rigidez hidrostática lineal es inferior a la de las plataformas semisumergibles.





Por otro lado, se distingue la plataforma TLP (Tension Leg Platform), como el nombre indica, las líneas de fondeo están constituidas por tendones formados por cables o cabos sintéticos pretensados, que aportan una elevada rigidez evitando en gran medida las oscilaciones verticales logrando de esta manera la estabilidad. Dado que los cabos de fondeo están diseñados para ser axialmente rígidos, este tipo de soporte responde ante el oleaje con unos movimientos en Heave, Roll y Pitch destacablemente reducidos. En estos grados de libertad la resonancia natural de la estructura es alcanzada con periodos pequeños, en consecuencia, la rigidez vertical del sistema de tendones se selecciona generalmente de forma que los periodos propios de la estructura en Heave, Roll y Pitch sean considerablemente inferiores a los periodos dominantes de la energía del oleaje. Dado que por razones de fiabilidad y seguridad aún no es práctico instalar un sistema de amarre que responda dinámicamente, la posición vertical de la plataforma está fijada por los tendones de amarre, por lo que, la estructura no puede moverse verticalmente en respuesta a los cambios en el nivel del mar. Por lo tanto, la aplicabilidad de esta tipología está limitada especialmente por el rango de la marea en el emplazamiento considerado.

Por último, es posible destacar la plataforma flotante Semi-sumergible. Esta tecnología alcanza la estabilidad principalmente gracias a que está compuesta por pontones y/o columnas abarcando mucha superficie, por lo que asegura la flotación mediante la alta rigidez hidrostática. Las frecuencias naturales de la estructura varían inversamente con el calado y la longitud de la plataforma. Los Semisubs están diseñados para ser flexibles en el plano horizontal permitiendo desplazamientos significativos en Surge, Sway y Yaw.

Cabe mencionar que especialmente las plataformas Spar y Semisumergible utilizan las fuerzas de restauración generadas por la escora de la plataforma para contrarrestar la carga de empuje de la turbina. Por otro lado, las plataformas Spar y TLP se caracterizan por la escasa estabilidad en Yaw a favor del viento.

El presente proyecto se ha basado en una plataforma flotante Semi-sumergible, cuya configuración consiste en alcanzar la estabilidad por medio de la flotabilidad y el lastrado.





Los sistemas de fondeo son imprescindibles para afianzar la estabilidad de los FOWT-s de cualquier tipología. Estos elementos pueden obtener varias configuraciones y tipos de componentes. Por consiguiente, los sistemas de amarre y fondeo pueden ser clasificados en fondeos dispersos, amarre a un solo punto y amarres de posicionamiento dinámico.

Dentro de la tipología de fondeos dispersos se encuentran 3 tipos de amarres. Por un lado, existen los fondeos por catenaria, estos se caracterizan porque adoptan una posición horizontal en el punto de contacto con el fondo marino, por consiguiente, los anclajes están exclusivamente sometidos a esfuerzos horizontales. Otro tipo sería el amarre mediante multi-catenarias, estas contienen boyas y pesos intermedios. De esta manera se introducen configuraciones típicas de las bandas flexibles como Lazy S, Steep S, Lazy Wave, Steep Wave o Pliant Wave que podrían disminuir la rigidez del sistema reduciendo así las cargas de amarre. Y, por último, el amarre Tensionado, que se singulariza debido a su capacidad de formar un ángulo respecto al fondo del mar, por consiguiente, son capaces de resistir fuerzas horizontales y verticales.

La tipología de amarre a un solo punto, incluye aquellos amarres que permiten a la plataforma girar en torno a ese punto. Se distinguen al menos los siguientes 6 tipos de amarres [7]. Amarre tipo CALM "Catenary Anchor Leg Mooring" donde la plataforma está sujetada a una boya, la cual está anclada al fondo marino mediante varias líneas de catenaria. Amarre tipo SALM "Single Anchor Leg Mooring"; la estructura esta agarrada a una boya que permite la rotación, que a su vez está conectada al fondo marino a través de una línea de amarre tensionada. Amarre tipo ALC (Articulated Loading Column); emplea una columna articulada como amarre, permitiendo la rotación. Amarre a estructura SPAR "Single Point mooring And Reservoir" (5); se conecta la estructura a una boya Spar, la cual está unida al fondo marino por líneas de catenaria. Amarre por medio de una torre; la torre puede ser externa o interna a la estructura, siendo la interna más apropiada en aguas profundas, y es sostenida al fondo gracias a líneas de catenaria. Finalmente, también es posible realizar el sistema de fondeo y amarre por medio de una Torre Fija "FTSPM".





El presente estudio se ha fundamentado en el sistema de fondeo de dispersión por catenarias, la cual está compuesto por tres líneas de fondeo. Es preciso destacar que, actualmente, los amarres de catenaria, multi-catenarias, CALM y SALM son los más empleados debido a que cumplen correctamente los criterios de diseño y unos costes de instalación relativamente moderados.

En el diseño de la estructura también es preciso analizar los rendimientos del sistema FOWT. Con el fin de lograr la respuesta de las plataformas flotantes en alta mar se emplean modelos numéricos que combinan la hidrodinámica, la aerodinámica y los sistemas de amarre. Para ello, se debe de conocer con antemano las condiciones del medio marino y en especial el oleaje.

El presente documento pretende analizar la relevancia del espectro del oleaje en plataformas eólicas flotantes, validándose los cálculos con los resultados de los ensayos de laboratorio realizados en el proyecto TRL + por Barrera et al [1]. El diseño de la plataforma se basa en una tipología semisumergible amarrada a un sistema convencional de amarre por catenaria formada por 3 líneas.

Con el fin de obtener resultados concluyentes, es preciso conocer las cargas existentes sobre la estructura marina en estudio y su respuesta dinámica. Con ese fin es necesario definir un espectro del oleaje que se adapte y represente tanto el oleaje producido localmente por el viento tipo sea (mar de viento) como el oleaje tipo swell (mar de fondo) (leer página 58 del documento). El método tradicional que se usa para la definición espectral se basa en el espectro bidimensional que alude al producto del espectro escalar y una función de dispersión direccional.

Sin embargo, entre las distintas expresiones de dispersión direccional, usualmente el estado de mar se define recurriendo a la función de tipo coseno [8], la cual, no es válida para representar los estados de mar compuestos por la superposición de olas de diferentes características y direcciones. En el caso de tener que representar un estado de mar compuesto por el oleaje sea y swell es preciso emplear una función de dispersión direccional para cada una de las dos componentes [9].





#### 2. OBJETIVOS DEL TFM

#### 2.1. OBJETIVO PRINCIPAL

El objetivo principal perseguido en la presente tesina es predecir el comportamiento dinámico de las plataformas eólicas flotantes frente a diferentes espectros direccionales de oleaje y la respuesta de su sistema de fondeo ante casos de carga de especial relevancia para el diseño.

Para la realización del proyecto se ha tomado como referencia una plataforma flotante ubicada en la zona de ensayos BiMEP, Bizkaia. El diseño de la plataforma se basa en una tipología de plataforma semisumergible fondeada a un sistema convencional de amarre por catenaria de 3 líneas a 120 °.

#### 2.2. OBJETIVOS ESPECÍFICOS

El estudio se ha llevado a cabo en tres etapas diferentes. Cada etapa abarca un objetivo específico.

El objetivo de la primera etapa reside en la **aplicación, calibración y validación del modelo numérico**, el cual, ha sido desarrollado para simular el comportamiento de la FOWT en términos de movimientos y tensiones. Para su validación ha sido preciso comparar los resultados del modelo numérico con los ensayos de laboratorio. Cabe recalcar que los ensayos de laboratorio fueron ejecutados por el equipo de IHCantabria para el proyecto TRL+\_FOWT.

En la segunda etapa, partiendo de los datos metoceánicos, se ha determinado el **estado de mar límite último** para el cual se realiza el diseño de la instalación eólica. El estado de mar se ha representado por dos métodos: mediante el espectro escalar y mediante el espectro bidimensional, esta última considera la distribución direccional del oleaje.





Por último, en la tercera etapa se realiza la **puesta en valor del modelo numérico.**Para ello, se ha aplicado al modelo numérico el estado de mar seleccionado en el anterior apartado definido por un espectro escalar-unidimensional y por un espectro bidimensional. La comparación de ambos resultados indicará la relevancia de ambos métodos en el diseño de la plataforma y su sistema de fondeo.

En este apartado se analizarán las aceleraciones en la punta de la torre y las cargas extremas en las líneas de fondeo para la plataforma definida en la ubicación BiMEP.





#### 3. METODOLOGIA

En este punto se detallan los conceptos básicos y metodologías utilizadas en las que se ha basado el presente estudio para alcanzar el objetivo del proyecto.

Para ello, se han definido las características generales de la turbina, así como el emplazamiento y las dimensiones de la plataforma y del sistema de fondeo, y posteriormente, se ha comenzado a resolver el problema.

En el siguiente diagrama (Figura 2) aparece la secuencia metodológica de trabajo llevada a cabo en la presente tesina en sus tres etapas;

- Etapa 1: Calibración y Validación del modelo numérico.
- Etapa 2: Análisis de los Estados de Mar.
- Etapa 3: Puesta en valor del modelo numérico.





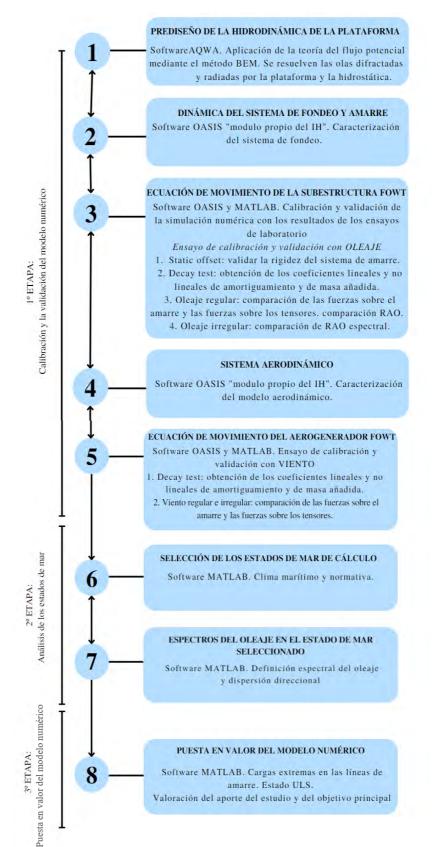


Figura 2. Metodología para la definición del modelo numérico. Fuente: Propia





Las características físicas del aerogenerador, su ubicación y el sistema de cimentación y amarre, juntamente con la ficha de laboratorio, constituyen los datos de partida para elaborar el modelo numérico.

Una vez conocidos los datos de partida comienza la 1º Etapa de este trabajo: "Calibración y Validación del sistema Numérico". Para ello se deben resolver las fuerzas actuantes en el aerogenerador, tanto las fuerzas hidrodinámicas como las externas. En esta fase, se han diferenciado cinco apartados: las primeras tres secciones tratan de representar el sistema hidrodinámico de la estructura; tanto la respuesta de la plataforma como la dinámica del sistema de fondeo, los últimos dos apartados sirven para recrear numéricamente el sistema aerodinámico de la turbina eólica.

Por ende, en esta etapa se pretende representar las fuerzas lineales armónicas y las fuerzas de segundo orden actuantes en el aerogenerador flotante marino. El modelo numérico resultante ha de ser calibrado y validado mediante la comparación de los resultados de la simulación numérica empleando las ecuaciones de movimientos y los resultados del ensayo de laboratorio.

Como primer paso, se calcula **el Prediseño Hidrodinámico de la Plataforma**. Debido a que las fuerzas lineales armónicas pueden ser expresadas por ecuaciones complejas que posibilitan la independencia del tiempo y permiten trabajar también en el dominio de la frecuencia, en este apartado se han resuelto estas mediante este tipo de ecuaciones. Un ejemplo de estas cargas serían las cargas gravitacionales e hidrostáticas.

Pata este cálculo y dado que el diámetro de las plataformas es considerablemente superior a la longitud de ola  $(\pi \cdot \frac{D}{L} > 5)$ , se ha de tener en cuenta el campo de olas dispersas con el movimiento de la estructura, es decir, las olas difractadas y radiadas por la plataforma. Por ende, se ha aplicado la teoría de la difracción de potencia. Para ello, se ha requerido del módulo AQWA del software ANSYS, cuyo modelo numérico se fundamenta en el método de elementos limite BEM. Este método se sustenta en las ecuaciones de Navier-Stokes en forma de Laplace, que da como resultado la ecuación de la teoría del flujo potencial alrededor de la estructura flotante.





Mediante el software ANSYS AQWA se ha simulado la respuesta hidrodinámica de difracción y de radiación. Para ello, no se ha contemplado la presencia de las líneas de fondeo y amarre, debido a que se asume que las líneas de fondeo no interfieren en los movimientos primarios de la estructura. La herramienta AQWA permite dividir la superficie del calado estático de la plataforma, calado en posición de equilibrio por debajo de SWL, en diferentes paneles mediante la realización del mallado. A su vez, el mallado optimo se consigue mediante el proceso de convergencia del mallado. De esta manera, el software es capaz de analizar las presiones originadas por el campo de ola incidente alrededor de la plataforma.

A continuación, el software integra las presiones calculadas anteriormente mediante Froude Krylov consiguiendo el valor de la fuerza resultante del oleaje incidente.

Tras obtener la fuerza del oleaje incidente, AQWA aplica el modelo numérico BEM, para ello, emplea la condición de contorno en el centro de cada panel del mallado. De esta manera, la herramienta relaciona el potencial de radiación, de oleaje y de difracción. En este paso, el software AQWA resuelve las masas y los coeficientes de amortiguamiento añadidos debido a la radiación, es decir, causadas por la adherencia del agua que entorpece el movimiento de la subestructura. Además, permite conocer las presiones debidas al oleaje difractado y radiado, por lo que, mediante integración es posible conocer las fuerzas excitadoras, es decir, la fuerza resultante del oleaje incidente y difractado.

Asimismo, mediante la teoría de difracción bicromática de 2º orden el software es capaz de obtener la función de transferencia cuadrática QTF que alude a las derivas lentas que se producen cuando existe interacción entre componentes con frecuencias similares. Es decir, cuando la suma (ondas cortas) o la resta (ondas largas) de las frecuencias de dos olas incidentes se asemejan a la frecuencia natural de la estructura. Las fuerzas de deriva son significantes cuando la plataforma sufre desplazamientos elevados. Las olas inducen tanto una fuerza dinámica "lenta" como una fuerza media o estática denominadas fuerzas de deriva sobre la estructura, siendo esta última menor pero significativa.





El Sistema de Fondeo y Amarre, y su Respuesta Dinámica se ha resuelto mediante el módulo llamado OASIS. OASIS es un módulo creado y empleado por el IHCantabria, el cual trabaja en OpenFAST y Armadillo. El software linealiza el sistema de fondeo sustituyéndolo por un muelle y un amortiguador. Por lo que, es posible analizarlo en el dominio de la frecuencia. Esta primera parte se ha resuelto por un modelo lineal en el dominio de la frecuencia que es muy rápida y aporta un diseño preliminar de precisión baja. Para tener en cuenta los efectos no lineales se ha considerado estudiar un modelo hibrido, es decir, un modelo numérico que se respalda en los resultados obtenidos de laboratorio. Por consiguiente, al trabajar en el dominio de la frecuencia, es posible calcular los Operadores de Amplitud de Respuesta, los cuales son de gran interés para la resolución del problema.

Por otro lado, ha sido necesario investigar en el dominio del tiempo mediante las ecuaciones de movimiento de FOWT. Inicialmente, se ha simulado mediante las ecuaciones de movimiento el ensayo de *static offset* con el fin de validar la rigidez de la línea de fondeo. Por otro lado, se han realizado las simulaciones de extinción "*decay test*" para tener en cuenta las fuentes potenciales de segundo orden para elaborar un modelo numérico de mayor exactitud, así como las fuerzas viscosas y la interacción con el fondo. Cabe resaltar que, los arriostramientos al ser elementos más esbeltos, la perturbación de la propagación de la ola incidente, difracción del oleaje, es inferior. Por lo tanto, en estos casos los términos de segundo orden de Morison se ajustan en mayor medida a los efectos producidos, por lo que la separación de los vórtices y las fuerzas de arrastre son de mayor relevancia.

Como se ha mencionado anteriormente, el software AQWA aplica la ecuación de Laplace para conseguir la distribución de las presiones de radiación y difracción, esta ecuación se obtiene simplificando las ecuaciones de Navier Stokes siguiendo las hipótesis de que el fluido es incomprensible ( $\rho = 0$ ), no viscoso ( $\mu = 0$ ), e irrotacional ( $\nabla \times \vec{u} = 0$ ): teoría potencial. Por consiguiente, en este caso, la solicitación viscosa del medio fluido no está contemplada y debe ajustarse mediante coeficientes de calibración.





Además, para tener en cuenta las QTF y las fuerzas de excitación de primer orden se ha realizado la simulación numérica de los ensayos de *oleaje regular e irregular*. Las excursiones pueden alterar el comportamiento de la plataforma en los grados de libertad donde la rigidez del amarre es inferior, en este caso, en Surge y en Heave. Estas fuerzas se producen debido a la componente de segundo orden de la ecuación de Bernoulli, la cual, AQWA desprecia al definir el potencial del flujo. En el caso de la deriva estacionaria, esta también puede proceder de la viscosidad del flujo, la cual se representa en la ecuación de Morison.

Tras este paso se procede al estudio de la interacción con la turbina, añadiendo el **sistema aerodinámico** al modelo numérico mediante OASIS y se ha calibrado mediante la **ecuación del movimiento.** 

En la 2º Etapa de este trabajo y una vez realizada la caracterización física de la turbina eólica y su emplazamiento, se han **seleccionado los estados de mar de cálculo** mediante diferentes hipótesis del estado de mar. Inicialmente en esta etapa, se profundiza en las diferentes metodologías teóricas aplicables para definir los estados de mar de diseño.

Para poder analizar la dinámica del sistema de fondeo y amarre, es necesario conocer las condiciones externas producidas por el oleaje y por el viento, para ello, se han obtenido los estados de mar de diseño de la instalación eólica partiendo de los datos metoceánicos reales. Con esa finalidad, se han obtenido los datos de la boya wavescan y se han extraído las características del oleaje que representan el estado ULS. Previamente se han definido los intervalos de dirección y frecuencia del oleaje.

A continuación, se ha definido los **espectros del oleaje en el estado de mar seleccionado.** Gracias al estudio metoceánico, se ha simulado diferentes estados de mar aplicando espectros del oleaje frecuencial y direccional. De esta manera se conocerá la presión y las fuerzas del oleaje sobre la estructura.





Por último, en la 3° etapa, una vez completado el modelo numérico de la plataforma y representado los estados de mar, se ha **puesto en valor el modelo numérico** calculando las cargas extremas en las líneas de amarre, la aceleración en la góndola del aerogenerador y los desplazamientos en el centro de gravedad de la estructura ante un régimen de oleaje bidimensional, para posteriormente compararlos con los resultados obtenidos con el espectro unidireccional.

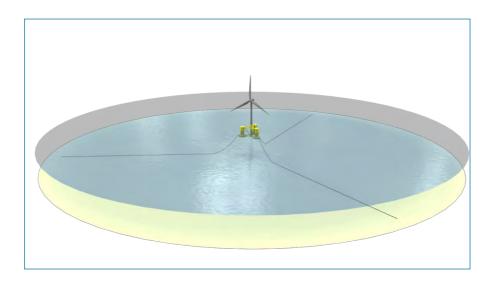


Figura 3. Representación de la plataforma y el sistema de fondeo del aerogenerador marino flotante en estudio. Fuente: IHCantabria.





#### 4. RESOLUCIÓN DEL PROBLEMA

#### 4.1. CONSIDERACIONES PREVIAS: DATOS DE PARTIDA

A continuación, se detallan los datos de arranque que se han utilizado en la modelización del dispositivo flotante para la extracción de energía eólica en grandes profundidades (FOWT).

#### 4.1.1. UBICACIÓN DEL EMPLAZAMIENTO

En primer lugar, el emplazamiento seleccionado para este estudio corresponde al sitio de prueba BiMEP. BiMEP es un área de ensayos en mar abierto que actúa como estación marítima de captación y emisión de datos de oleaje. Es posible observar en la Figura 6 y Figura 7 la ubicación teórica de la plataforma eólica. Concretamente, abarca una superficie de 5,2 km² y se encuentra situada en la costa del país vasco a dos millas náuticas del municipio de Armintza (norte de España). El emplazamiento se sitúa en la latitud 43°33'46,8" N y longitud 2°53'38,4" W, con profundidades que varían de 50 a 90m (ver Figura 4). El lecho marino se caracteriza por ser mayoritariamente arenoso con zonas rocosas (ver Figura 5).

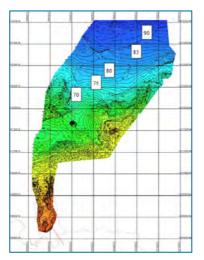


Figura 4. Batimetría de BiMEP. Fuente: IHCantabria y BiMEP, proyecto TRL+ (2017) [12].

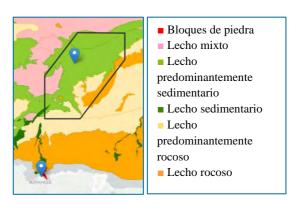


Figura 5. Geología de la zona BiMEP. Fuente: IHCantabria y BiMEP, proyecto TRL+ (2017) [12].







Figura 6. Ubicación de La boya BiMEP-WAVESCAN, la cual, se encuentra en el Golfo de Bizkaia. Y representación de la batimetría de España. Fuente: Marine traffic [10] e Instituto geográfico Nacional [11].

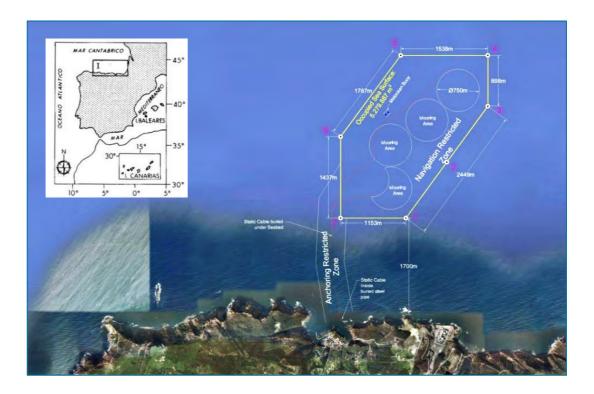


Figura 7. Ubicación y dimensiones del sitio de prueba del BiMEP. Fuente: TRL+ (2017). [12].





#### 4.1.1.1. DATOS METOCEÁNICOS

En este apartado se procede a establecer las condiciones climatológicas y oceánicas correspondientes a la localización de la plataforma eólica. Estas darán como resultado la modelización del oleaje tanto para el análisis a largo plazo como para la observación a corto plazo. Esta actividad permitirá estudiar el modelado numérico metoceánico, validar el sistema de predicción y las condiciones de diseño.

La información recogida en este documento proviene de las bases de datos de análisis desarrolladas por el IHCantabria y el BiMEP. Los registros metoceánicos de los vientos y de las olas se han considerado los observados en el área de ensayos en mar abierto BiMEP, concretamente se han requerido los registros de los sensores instalados en la boya BiMEP-WAVESCAN como fuente de observación, de esta manera, se han dispuesto de las bases de datos históricas de alta resolución y larga duración del estado del mar.

La boya WAVESCAN se localiza en el sitio de prueba del BiMEP a dos millas náuticas de la Costa Vasca. Dicho instrumento de medición se encuentra ubicada en la latitud 43°28'05,5" N y longitud 2°53'05,3".

Los datos empleados para esta labor han sido proporcionados del reanálisis de las mediciones del viento y oleaje. Por un lado, se han utilizado los datos del estado de mar horario, incluyendo la velocidad y dirección del viento, altura de ola, dirección de oleaje, parámetro de dispersión direccional y periodo del oleaje. Por otro lado, también se ha tenido a disposición los datos almacenados de forma espectral para la comprobación del espectro escalar y espectro bidimensional.

Los datos registrados abarcan un periodo que comienza desde 1985 y finaliza en 2015 con una resolución de 3600 s.





#### 4.1.1.1. CARACTERIZACIÓN DEL REGIMEN DEL OLEAJE

Los registros del viento y del oleaje se han obtenido horariamente. Sin embargo, cómo los registros del oleaje y del viento disponibles abarcaban diferentes periodos, primeramente, se ha debido de procesar los datos iniciales mediante la herramienta MATLAB haciendo coincidir las fechas del registro del viento y del oleaje. Del mismo modo se ha aprovechado para respetar el año meteorológico y/o climático en territorio español que corresponde al intervalo de tiempo que inicia el 22 de junio y finaliza el 21 de junio del año siguiente.

En la Tabla 1 se representa la descripción de los datos del lugar seleccionado en alta mar.

Tabla 1. Descripción de los datos seleccionados. Fuente: Propia

Provincia	Boya	Prof (m)	Lat (deg)	Lon(deg)	Cobertura Comienzo	
Bizkaia	WAVESCAN	90	43,9	-2,9	1985/06/22	2015/06/21

La localización analizada se caracteriza por un régimen predominante de oleaje procedente de la dirección noroeste con una altura media de ola significativa de 1,67 m. Mediante la Figura 8 y Figura 9 se representan los valores de altura de ola significante (Hs) y Periodo de Pico (Tp) de los estados de mar registrados horariamente durante los años 1985 a 2015, por lo que abarca información metoceánico horaria durante un periodo de 30 años.





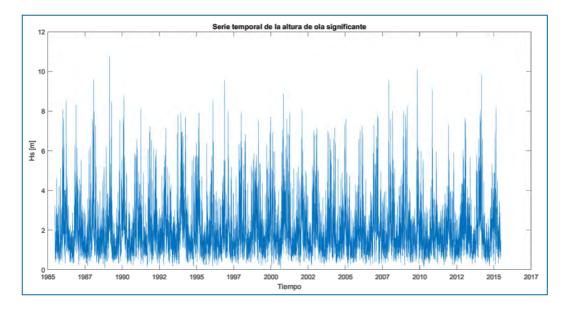


Figura 8. Serie histórica de la altura significativa (Hs) del oleaje. Fuente: Propia.

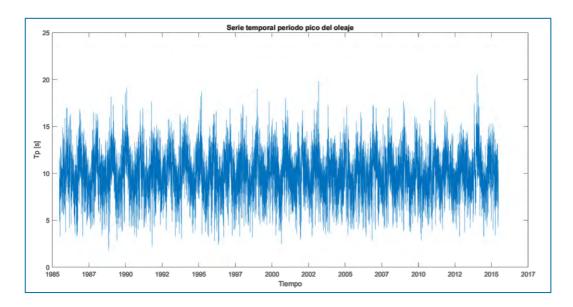


Figura 9. Serie histórica del periodo pico (Tp). Fuente: Propia.

El valor máximo de la altura significante registrada es aproximadamente de 10,78 m siendo enero el mes con mayor altura de ola alcanzando una media de 2,3 m. y junio el mes menos energético con 1,14 m. Mientras que el periodo de pico llego a alcanzar 20,47 s.





A continuación, se adjunta en la Figura 10 la rosa del oleaje de la zona de estudio que representa la dirección media registrada durante los 30 años del registro. En ella se puede apreciar que la dirección predominante es el noroeste.

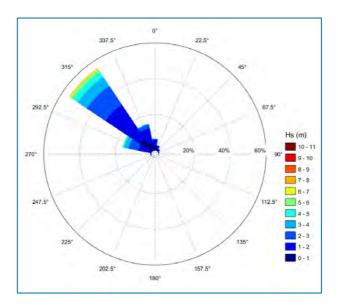


Figura 10. Rosas del oleaje. BiMEP. Fuente: Propio, Software AMEVA (IHCantabria).

En la Figura 11 se representa el histograma de la altura significante del oleaje y la función de distribución acumulativa "CDF" con los porcentajes estadísticos de ocurrencia de unas alturas Hs determinadas.

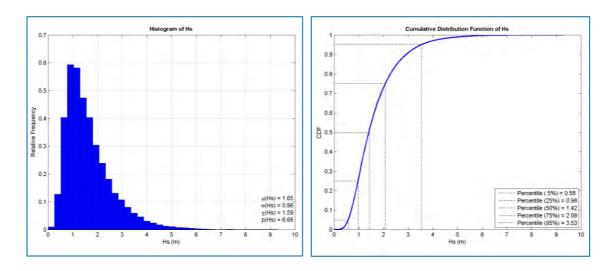


Figura 11. Histograma y función de distribución acumulativa de la altura significante del oleaje. Fuente: Propio, Software AMEVA (IHCantabria).





En la Tabla 2 se representa la matriz de ocurrencia de un estado de mar con una altura significante y periodo de pico dada.

Tabla 2. Tabla de ocurrencia en función de la altura significante y periodo de pico del oleaje. Fuente: Propia, Software AMEVA (IHCantabria)

PERIODO									total		
DE PICO Tp [s]	0-1.1	1.1- 2.2	2.2- 3.3	3.3- 4.4	4.4- 5.5	5.5- 6.6	6.6- 7.7	7.7- 8.8	8.8- 9.9	9.9-11	262968.0
0-2	0.001	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.001
2-4	0.180	0.008	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.189
4-6	1.869	0.646	0.008	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	2.523
6-8	6.842	5.881	0.762	0.081	0.003	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	13.569
8-10	11.684	19.194	4.682	1.034	0.154	0.008	0.000	0.000	0.000	0.000	36.755
10-12	3.312	15.368	8.377	3.285	1.140	0.224	0.032	0.001	0.000	0.000	31.739
12-14	0.411	3.204	4.342	2.733	1.244	0.549	0.222	0.029	0.001	0.000	12.734
14-16	0.025	0.207	0.456	0.587	0.481	0.225	0.108	0.071	0.027	0.004	2.192
16-18	0.003	0.011	0.027	0.062	0.074	0.038	0.027	0.014	0.011	0.004	0.270
18-20	0.000	0.001	0.000	0.003	0.017	0.005	0.002	0.000	0.000	0.000	0.029
Total	24.327	44.520	18.654	7.786	3.114	1.048	0.391	0.114	0.039	0.008	100





#### 4.1.1.2. CARACTERIZACIÓN DE LOS PARÁMETROS DEL VIENTO

En la Figura 12 se representa la serie temporal de la velocidad del viento a la altura del buje. Se puede distinguir durante los años de estudio los patrones de estacionalidad y variabilidad climática. Es posible apreciar una tendencia periódica estacional, en el que se alcanzan mayores velocidades de viento en invierno. También es posible observar fluctuaciones irregulares, como, por ejemplo, la velocidad extrema registrada a comienzos del año 2014 de 36,259 m/s.

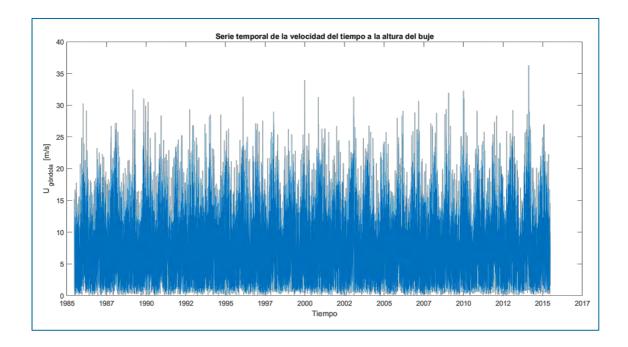


Figura 12. Representación de la serie temporal de velocidad <sup>1</sup>el viento. Fuente: Propia.

La Tabla 3 muestra los valores medios mensuales de la velocidad y la velocidad media horario total durante los años de estudio. Gracias a esta representación, se puede observar con claridad como en los meses invernales los vientos registrados son más fuertes, siendo diciembre el mes con mayor potencia, mientras que la actividad de viento durante el verano es menos potente, siendo julio el mes con velocidad de viento media más baja, inferior a 6,5 m/s. Por último, la velocidad media total del viento es de 8.08m/s.





Tabla 3: Viento medio para cada mes del año y viento medio total a la altura del buje. Fuente: Propia

Mes	Velocidad media mensual (m/s)
Enero	9,712
Febrero	9,263
Marzo	8,291
Abril	8,250
Mayo	6,997
Junio	6,628
Julio	6,498
Agosto	6,481
Septiembre	7,026
Octubre	8,053
Noviembre	9,820
Diciembre	10,031

	Velocidad media total (m/s)
TOTAL	8,08

La Figura 13 exhibe tres rosas del viento que representan las velocidades a 10 metros respecto a la superficie libre del agua, la dirección del viento y la probabilidad de ocurrencia. En la figura a se observa la rosa del viento anual en la que se aprecia que el viento proviene de diferentes rumbos con un predominio de los vientos del oeste y del sur. La velocidad máxima puede alcanzar un valor superior a 25 m/s y el rango más habitual de la velocidad en la dirección predominante es entre 5 y 10 m/s.





La figura b muestra la rosa del viento en el mes de diciembre, que corresponde al mes con mayor viento promedio. Habitualmente el rumbo del viento proviene del norte. Cómo es de esperar, la velocidad máxima se asemeja a la máxima registrada durante los años de registro del viento, es decir, entre 25-30 m/s.

Por último, se presenta la rosa del viento en el mes de julio, que coincide con el mes de menor velocidad media del viento. En este mes, la dirección dominante del viento es el oeste-noroeste.

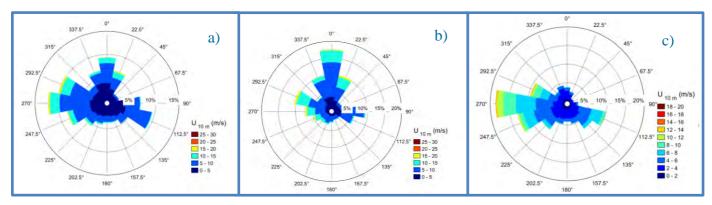


Figura 13. a) Rosa del viento anual. b) Rosa del viento en el mes de diciembre. c) Rosa del viento en el mes de julio. Fuente: Propio.

Por otro lado, la densidad media de potencia del viento (WPD) se define mediante la siguiente ecuación (1) y en este caso es de 635.2972 W/m². Es decir, relaciona la potencia que es suministrada por el viento por unidad de superficie barrida. Este parámetro es de gran interés para indicar si puede ser rentable generar energía eléctrica a partir de aerogeneradores en el emplazamiento en estudio.

$$WPD = \frac{1}{2} * \rho * w^3 \tag{1}$$

ρ: densidad del aire w: velocidad del viento





Por último, para representar las características del viento en el emplazamiento se ha aplicado la distribución de Weibull

$$F(w;c,k) = \frac{k}{c} \left(\frac{w}{c}\right)^{k-1} e^{\left[-\left(\frac{w}{c}\right)^k\right]}$$
 (2)

El parámetro de forma k y el parámetro de escala de la distribución c se definen con las ecuaciones que se han adjuntado a continuación. Ambos dependen de la desviación típica "σ" y de la velocidad media del viento "Vm".

$$K = \left(\frac{\sigma}{v_m}\right)^{-1,086} \qquad c = \frac{v_m}{\gamma\left(1 + \frac{1}{k}\right)} \tag{3}$$

En la Figura 14 se puede observar la distribución de Weibull de la velocidad del viento. En la función de densidad de probabilidad de la velocidad del viento se puede concluir que la velocidad más probable corresponde alrededor de 6 m/s. Mientras que en la Figura 15 se muestra la Función de distribución acumulativa de la velocidad. Se puede apreciar como con velocidades altas (>20 m/s) la probabilidad de ocurrencia es baja, y la probabilidad de ocurrencia de velocidades de viento superiores a 25 m/s es muy baja.

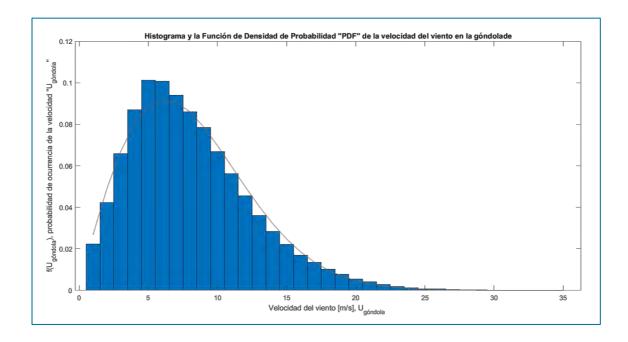


Figura 14. Función de la distribución de Weibull de la velocidad del viento. Fuente: Propia.





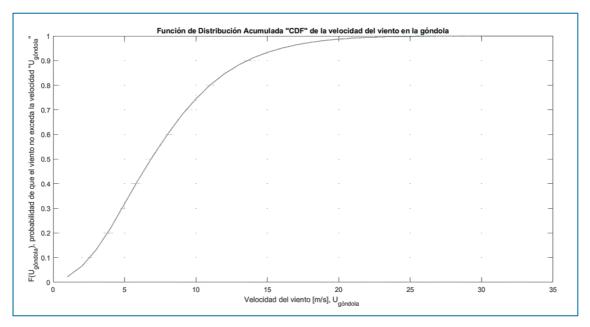


Figura 15. Función de distribución acumulativa de la velocidad del viento. Fuente: Propia.





# 4.1.2. DESCRPICIÓN DE LA PLATAFORMA EÓLICA FLOTANTE DE REFERENCIA

Como se ha establecido en puntos anteriores, el presente estudio consiste en analizar la respuesta dinámica de una plataforma eólica semi-sumergible y su sistema de fondeo. La plataforma ha sido diseñada previamente por el equipo de IHCantabria ampliando la plataforma DeepCWind [12] de tal manera que las condiciones operacionales permiten la instalación de una turbina de 10 MW.

La plataforma semi-sumergible real en la cual se ha basado el estudio está compuesta por tres flotadores principales (formando en planta un triángulo equilátero) y un flotador central de menor tamaño en la que se sustentará el aerogenerador. La estructura es arriostrada gracias a las vigas cilíndricas que unen los flotadores externos entre ellos y con la columna central. En la Figura 16 se representa la configuración del flotador, mientras que en la Tabla 4 se muestra la matriz de masa teórica y las dimensiones de la plataforma.

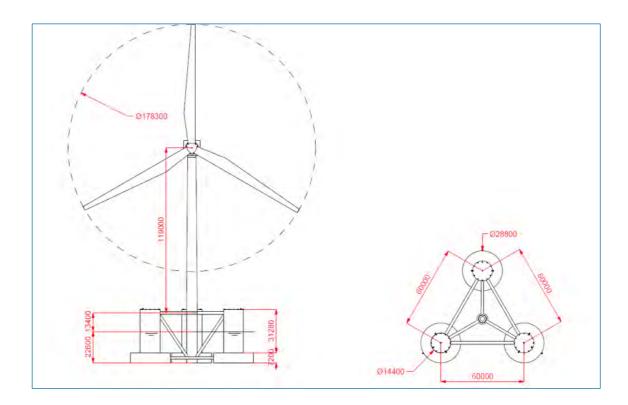


Figura 16. Dimensiones generales de la plataforma eólica semi-sumergible (unidades en mm). Fuente: IHCantabria.





Tabla 4. Plataforma eólica: Matriz de masa teórica y dimensiones de la plataforma eólica. Fuente: IHCantabria

Plataforma semi-sumergible	
Masa (Kg)	23200227
CDG X [m]	0
CDG Y [m]	0
CDG Z [m] *	13,88
Ixx [Kg · m <sup>2</sup> ]	35075863844
Iyy [Kg · m <sup>2</sup> ]	35336162755
Izz [Kg · m <sup>2</sup> ]	27878483328
Nivel de flotación de la plataforma, calado [m] *	22,6
Profundidad desde SWL hasta las conexiones de las líneas de fondeo [m]	15,4
* desde la quilla	

En cuanto al amarre al fondo marino, el sistema de fondeo se realiza mediante 3 catenarias (cadenas de eslabones) posicionadas cada 120 grados. En la Tabla 5 y en la Tabla 6 se describen las características de estas. También es preciso resaltar que el valor de la tensión estática en la escobén es de 317,39 KN.

Tabla 5. Propiedades físicas teóricas de la cadena de fondeo. Fuente: IHCantabria

Diámetro Eslabón (mm)	Diámetro equivalente (mm)	Diámetro Eslabón (mm)	Peso Lineal (Kg/m)	Grado de acero	Lon. (m)	E (N/m2)	EA (N) Rigidez axial
102	1837	102	208	R4 studless	696	5,195 · 10 <sup>10</sup>	8,489 · 10 <sup>8</sup>





Tabla 6. Especificaciones técnicas de la cadena de amarre, capacidad de carga y peso. Fuente: DaiHan Anchor Chain Mfg. Co. 2013 [13]

Diámetro de la cadena (mm)	PROOF LOAD (KN)	BREAKING LOAD (KN)	PESO (kg/m)	
C-factor	0,0192	0,0274		
102	7.159	10.217	208	

En la Figura 17 se pueda observar la vista en planta del fondeo, en ella queda reflejado el radio de la huella del sistema de amarre, siendo este valor de 719,129 metros.

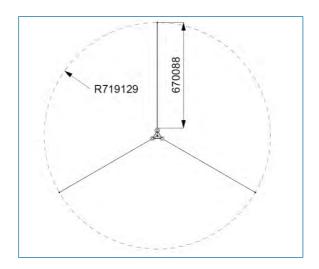


Figura 17. Vista en planta de las líneas de fondeo de la turbina eólica flotante (unidades mm). Fuente: IHCantabria

Sin embargo, este proyecto se ha basado en el informe realizado en las instalaciones del IHCantabria en el Proyecto TRL+. Por consiguiente, para poder comparar de forma más exacta con los resultados del estudio base, se ha partido de las dimensiones de la maqueta de laboratorio, y posteriormente, se han llevado a cabo las simulaciones a escala real. Con ese fin, se ha hecho uso de las leyes de semejanza de Froude, para ello, es imprescindible saber que, según esta ley, la relación entre las fuerzas gravitacionales e inerciales se mantiene constante a escala prototipo y a escala laboratorio.





Una vez definidos los parámetros físicos de la plataforma flotante, para el análisis dinámico de la estructura, es imprescindible conocer los grados de libertad de la misma. Como se puede observar en la Figura 18, debido a la ausencia de cimientos rígidos, la estructura flotante posee seis grados de libertad. De las cuales, tres corresponden a movimientos de traslación (longitudinal "Surge" en el eje X, lateral "Sway" en el eje Y y vertical "Heave" en el eje Z) y las tres restantes a movimientos rotacionales ("Roll" alrededor del eje X, "Pitch" alrededor del eje Y, y "Yaw" alrededor del eje Z) medidos en ángulos de Euler Locales.

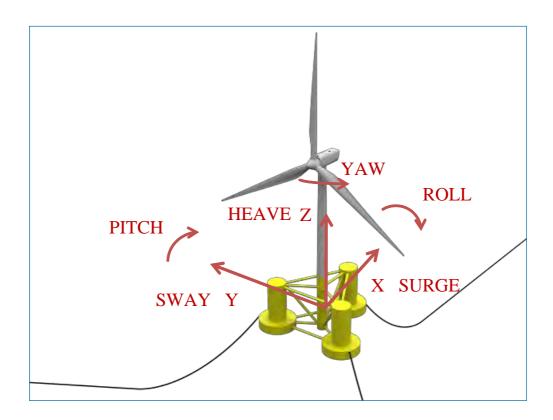


Figura 18. Los seis grados de libertad de una plataforma flotante. Fuente: Propia sobre imagen IHCantabria [12].

Por otro lado, los ejes de coordenadas globales para la realización del modelo numérico coinciden con los ejes de referencia utilizados en las pruebas de laboratorio. El sensor de posición de la plataforma de ensayos no se ubica en el centro de gravedad de la plataforma (desplazando los ejes -0,097 m en el eje X en la maqueta, que corresponde a una posición en la plataforma real de -3,88 m).





En la Figura 19 se muestra la orientación del modelo en el tanque de ensayos del IHCantabria. Esta orientación hace que las cargas sean soportadas principalmente por las líneas 2 y 3.

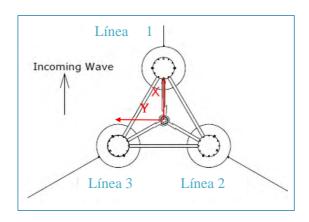


Figura 19. Ejes globales y orientación de la plataforma en el modelo numérico. Fuente: propia.

Una vez calculado el espectro del oleaje en la ubicación BiMEP "ETAPA 2" se calcularán los esfuerzos y aceleraciones con respecto a la dirección real incidente del oleaje.

Teniendo en cuenta las dimensiones principales de los dispositivos y del tanque de ensayos, la escala aplicada en la ejecución de los ensayos experimentales es de 1/40. Mientras que la densidad de agua del tanque de oleaje es de 1,025 veces la densidad del agua del mar. En resumen, los coeficientes de escala que se han aplicado en las leyes de semejanza de Froude son las siguientes:  $\lambda_L = 40$  y  $\lambda_\rho = 1,025$ .



Figura 20. Maqueta empleada en el gran tanque de ingeniería marítima de IHCantabria. Fuente: IHCantabria.





#### 4.2. ETAPA 1. CALIBRACIÓN Y VALIDACIÓN DEL MODELO NUMÉRICO

En este apartado se ejecutará paso por paso el modelo numérico completo en el dominio del tiempo que simula el comportamiento dinámico de FOWT para cualquier estado de mar.

Inicialmente, antes de empezar con las simulaciones se ha definido los coeficientes de arrastre transversal y longitudinal de los componentes de amarre de la estructura prototipo. Gracias a este coeficiente, el software es capaz de calcular las fuerzas de rozamiento. Para definir el coeficiente de arrastre, se ha de conocer que el coeficiente de arrastre depende en gran medida del número de Reynolds, ya que el valor de C<sub>D</sub> disminuye considerablemente cuando la capa límite es turbulenta. El número de Reynolds se adquiere mediante la división entre las fuerzas de inercia y fuerzas viscosas. Este número adimensional es muy importante en la mecánica de fluidos, ya que permite predecir patrones de flujo.

En resumen, el coeficiente de arrastre longitudinal en cadenas sin contrete "studless chain" suele ser de 1,15, mientras que el coeficiente transversal comúnmente adopta un valor de 2,4. Es decir;  $C_{D \text{longitudinal}}=1,15$  y  $C_{D \text{transversal}}=2,4$  [14]. Cabe destacar que en el ensayo de laboratorio solo se observa la dinámica de la plataforma en corto plazo, y como el objetivo de la primera etapa del presente proyecto trata de comparar los resultados de los ensayos experimentales con las simulaciones numéricas, no se ha incluido el efecto del crecimiento marino en las líneas de amarre, es decir, no se ha tenido en cuenta el aumento del grosor-peso ni del coeficiente de arrastre para la primera etapa.

El modelo numérico se construye acoplando los sistemas hidrodinámicos, aerodinámico y de amarre (4). El modelo hidrodinámico se centra en describir la respuesta en movimientos y rotaciones de la plataforma. El modelo del sistema de amarre analiza la evolución de las fuerzas sobre las líneas de amarre que se aplican sobre la plataforma flotante. Por último, el modelo aerodinámico examina la velocidad de rotación del aerogenerador, que proporciona fuerzas y momentos sobre la plataforma flotante.





$$F_{total}(t) = F_{excitadora}(t) + F_{hidrostática}(t) + F_{radiación}(t) + F_{fricción}(t) + F_{PTO}(t) + F_{amarre}(t)$$
(4)

A continuación, se explica el proceso seguido para definir la parte hidrodinámica de primer orden.

La ecuación (5) relaciona las fuerzas hidrodinámicas de primer orden con el movimiento que toma la plataforma en el dominio de tiempo.

$$Fe = (m+M) \cdot \ddot{X} + (c+C) \cdot \dot{X} + (k+K) \cdot X \tag{5}$$

Al ser los términos lineales, el desplazamiento se muestra como un movimiento armónico que puede ser representada en su forma compleja de tal manera:

$$z(t) = x = A\cos(\omega t + \varphi) \tag{6}$$

$$z(t) = x = A\cos(\omega t + \varphi)$$

$$z(t) = z_j^n e^{i\omega t} = |\hat{z}| e^{i\theta} e^{i\omega t}, \quad \dot{z}(t) = i\omega |\hat{z}| e^{i\theta} e^{i\omega t},$$

$$\ddot{z}(t) = i\omega^2 |\hat{z}| e^{i\theta} e^{i\omega t}$$

$$(7)$$

La ecuación (8) sirve para llevar a cabo el análisis lineal de los movimientos globales, es decir, los desplazamientos que va a sufrir la plataforma debido a las fuerzas de primer orden en el dominio de la frecuencia, y se obtiene relacionando las ecuaciones (5) y (7).

Por un lado, el vector resultante de la ecuación tiene unas dimensiones de 1x6 y engloba las fuerzas excitadoras Fe. Estas fuerzas dependen de la frecuencia y dirección del oleaje, ya que están compuestas por el oleaje incidente, es decir, la no perturbada que se obtiene tras aplicar Froude-Krilov, y el oleaje difractado por la estructura.

Por otro lado, las matrices de 6x6 M y m hacen referencia a la masa de la estructura y del agua adherida a esta, siendo la masa de agua adherida al cuerpo dependiente de la frecuencia de oscilación de la estructura.





Las matrices C y c son matrices de 6x6 que definen el amortiguamiento de la estructura y otros amortiguamientos que se añaden con comportamiento lineal, como sería el amortiguamiento por olas radiadas y por fondeo. Estos coeficientes también están expresados en función de la frecuencia de oscilación

Las matrices K y k aluden a la rigidez por restauración hidrostática y por otros elementos como las líneas de amarres que actúen linealmente.

Por último, las matrices de 6x1 X,  $\dot{X} y \ddot{X}$  representan el desplazamiento, velocidad y aceleración que toma la estructura en función de la frecuencia y dirección del oleaje.

$$|\widehat{f_{exc}}|Ae^{i\emptyset} = |\widehat{z}|e^{i\theta}[-\omega^2(m+M) + i\omega(c+C) + (k+K)]$$
(8)

# 4.2.1. PREDISEÑO HIDRODINÁMICO DE LA PLATAFORMA. TEORÍA DE PRIMER ORDEN DEL FLUJO POTENCIAL

El potencial de velocidad de primer orden se obtiene mediante la superposición de los problemas de hidrostática, radiación y difracción. Las funciones de transferencia QTF y las matrices hidrodinámicas se calcularon en el software comercial ANSYS AQWA, mientras que la transferencia al dominio temporal se realizó mediante un código numérico interno.

En primer lugar, se ha supuesto que el flujo es ideal (potencial), es decir; se considera incompresible ( $\rho=0$ ) "sin variación de volumen", no viscoso ( $\mu=0$ ) "despreciando de esta manera las tensiones tangenciales", e irrotacional ( $\nabla \times \vec{u}=0$ ). Por consiguiente, el potencial de velocidad se puede expresar mediante  $\nabla \phi = \vec{u}$ .

En resumen, se resuelve este apartado suponiendo que el flujo es irrotacional y cumpliendo la teoría del flujo potencial. Esta última asunción plantea la igualdad entre el campo de velocidades del flujo y el gradiente de una función potencial que determina el movimiento de ese fluido. Mediante la ec (9) se obtiene la función escalar del potencial de velocidad:



m/s 
$$u = \frac{\partial \phi}{\partial x}; \ v = \frac{\partial \phi}{\partial y}; \ w = \frac{\partial \phi}{\partial z}; \qquad \nabla \phi = \vec{V} = \frac{\partial \phi}{\partial x} \vec{i} + \frac{\partial \phi}{\partial y} \vec{j} + \frac{\partial \phi}{\partial z} \vec{k}$$
 (9)

Por otro lado, la presión para fluidos inestables, irrotacionales y no viscosos es expresada mediante la ecuación de Bernoulli (10). Donde la única fuerza externa considerada es la gravedad. Siendo la constante C arbitraria en el tiempo.

m/s 
$$P + \rho gz + \rho \frac{\partial \Phi}{\partial t} + \rho \vec{V}^2 / 2 = C \tag{10}$$

Teniendo en cuenta las condiciones de continuidad (12) debidas a la suposición de la conservación de masa y de la incompresibilidad del fluido, se desarrolla la ecuación de Laplace:

$$0 = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \Phi}{\partial z} = \nabla^2 \Phi$$
 (11)

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \vec{\nabla}(\rho \vec{u}) = 0 \tag{12}$$

Sin embargo, con fines ilustrativos, se mencionarán las siguientes condiciones de contorno que se consideran en el programa:

-La  $1^a$  condición de contorno corresponde a la superficie libre. z=0. Por un lado, se debe de cumplir el contorno cinemático puesto que la velocidad vertical de las partículas del flujo tiene que ser igual a la velocidad de la superficie libre:

$$\frac{\partial \eta}{\partial t} + \frac{\partial \varphi}{\partial z} = 0 \qquad z = \eta(x, t)$$
 (13)

Por otro lado, recurriendo a la ecuación de Bernoulli, la presión atmosférica justo por encima de la superficie libre debe ser igual a la presión del fluido por debajo de la misma, dando como resultado la siguiente condición de contorno dinámica

$$\frac{\partial \Phi}{\partial t} + g\eta = 0$$
  $z = \eta(x, t)$  (14)





Por consiguiente, las partículas del fluido que aparecen en la superficie libre permanecerán en la superficie cumpliendo la siguiente expresión (15):

$$\frac{\partial^2 \Phi}{\partial t^2} + g \frac{\partial \Phi}{\partial z} = 0 \qquad z = \eta(x, t)$$
 (15)

- 2ª condición de contorno en el fondo marino. Z=-h. Siendo el fondo un límite fijo e impermeable, la componente vertical de la velocidad del fluido en el fondo es nula.

$$\frac{\partial \Phi}{\partial z} = w = 0$$

- 3ª Para un cuerpo en movimiento a una velocidad V(t) en un fluido en movimiento, se obtiene la siguiente condición de contorno del cuerpo:

$$\frac{\partial \Phi}{\partial \mathbf{n}} = \overrightarrow{v(t)} \cdot \vec{n} \tag{16}$$

Una vez conocido como funciona el método de elementos límite BEM, se ha definido en el módulo FEMGV de la plataforma Workbench AQWA la geometría de la plataforma semi-sumergible por encima de la quilla hasta el nivel de flotación. Ya que, el problema de flujo potencial lineal se resuelve con la plataforma en su posición de equilibrio. Con esa finalidad, se ha apoyado en las dimensiones de la maqueta de laboratorio a escala real. Cabe destacar, que no se han representado los componentes que se hallan en el interior de la plataforma. La geometría del modelo de estudio queda reflejada en la Figura 21, en el cual, el sistema de coordenadas se sitúa en el centro del flotador central y a la altura de la superficie del agua quieta (a 22,6 m respecto la quilla). Es decir, el punto de referencia está situado en [0;0;0], que es la intersección entre el eje de la plataforma y el SWL.





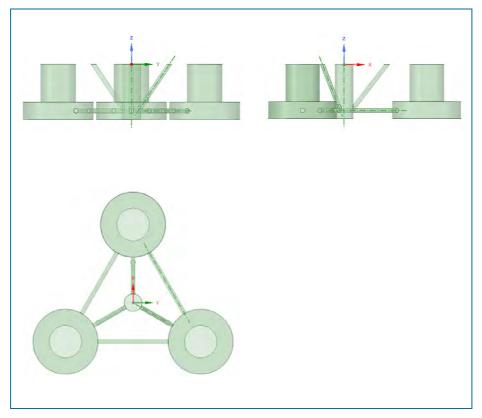


Figura 21. Geometría por debajo de la quilla de la plataforma semi-sumergible. Fuente: Propia.

No se prevé ninguna interacción con estructuras cercanas al cuerpo, por lo que se descarta el posible acoplamiento de la radiación proveniente de estructuras vecinas.

Una vez definido el diseño, se procede a estudiar la respuesta de la estructura flotante debido a las olas entrantes y salientes. Para ello, se hará uso del módulo AQWA-LINE "Hydrodynamic Diffraction" que incluye el software ANSYS AQWA. Esta herramienta de análisis está basada en el dominio de la frecuencia y aporta información acerca del estado de los parámetros del cuerpo flotante rígido. En este paso se calcula la transferencia hidrodinámica e hidrostática para perturbaciones de olas multicromáticas en una sola dirección de incidencia.

Para llevar a cabo la simulación, ha sido necesario ajustar el modelo con las propiedades de la plataforma seleccionada, así como, la masa e inercia de la estructura. Además, evidentemente, de definir la malla y los ajustes de análisis.





Las propiedades de desplazamiento e inercia de la masa del dispositivo se especificaron dentro de la geometría del modelo en ANSYS como una masa puntual que actúa en el centro de gravedad.

La frecuencia y requisitos del panel a la hora de realizar el mallado se ha determinado teniendo en consideración la normativa DNVGL-RP-C205. Por ejemplo, se ha tenido en cuenta que la longitud diagonal de la malla del panel debe ser inferior a 1/6 de la menor longitud de ola analizada. También se ha intentado emplear paneles de dimensiones inferiores en los arriostramientos y en zonas con esquinas y bordes de la geometría. Además, se ha procurado emplear un mallado de panel más fino cerca de la línea de flotación para conseguir unos cálculos de mayor precisión de las fuerzas de excitación de la deriva de las olas.

Para definir la precisión en los detalles pequeños de la geometría se ha considerado como criterio que el valor máximo de la tolerancia no supere 0,6 veces el tamaño máximo del elemento. Por otro lado, para tener un mallado más detallado con menor cantidad de paneles, se ha realizado el mallado mediante el método de elementos límite de segundo orden (HOBEM), es decir, con paneles curvos. En ANSYS AQWA esto está explícitamente relacionado con la máxima frecuencia de onda que puede ser utilizada en el análisis de difracción. El software ANSYS permite estudiar el Operador Amplitud de Respuesta "RAO", de esta manera se ha resuelto el proceso de convergencia del mallado escogiendo la dimensión del panel óptimo para el problema en cuestión. En la Figura 22 se realizó un estudio de convergencia de acuerdo con las recomendaciones de ANSYS AQWA, de manera que el tamaño máximo de los elementos de la malla " $\lambda$ " se eligió para que su valor fuera menor o igual a un sexto de la longitud de la ola con periodo más corto ensayado ( $\lambda \le L \min /6$ , en el que  $L \min$  es la longitud mínima de ola simulada), como el periodo mínimo ensayado es de  $T_{\min}$  6 s, la longitud de la diagonal de la malla del panel elegido ha sido inferior a 9,4 m.





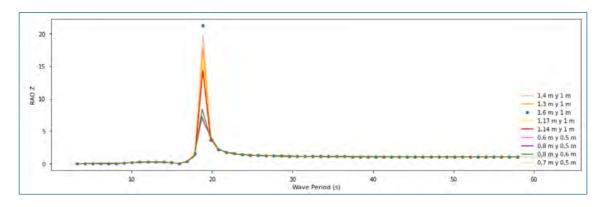


Figura 22. Proceso de convergencia del mallado. Fuente: Propia.

Por último, el modelo FOWC se malló con un tamaño de elemento de 0,5 m para los arrostramientos y 0,7 m para los flotadores, lo que equivale a un total de 20.452 nodos y 20.358 elementos.

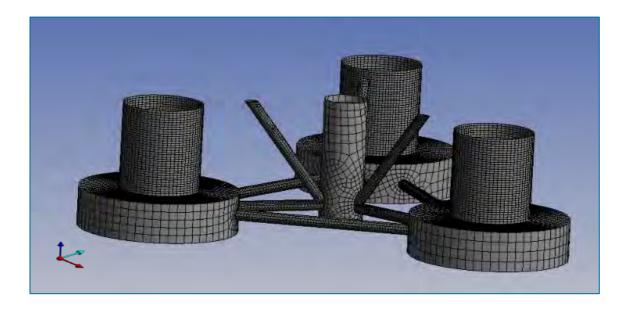


Figura 23. Mallado de la parte sumergida de la plataforma. Fuente: Propia.

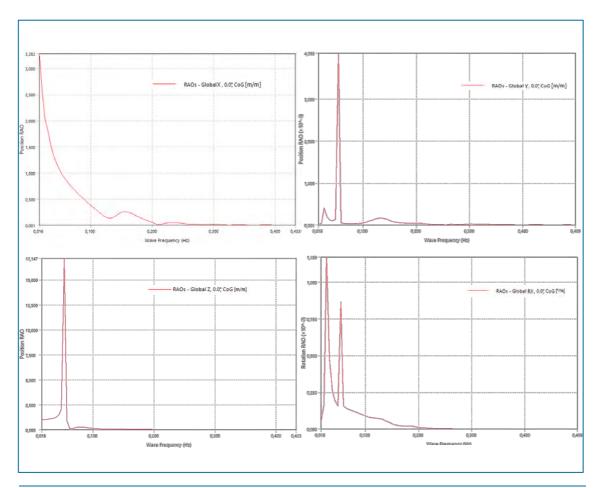




Gracias a la Figura 24 es posible apreciar como las formas de las gráficas se asemejan a la respuesta habitual de las FOWT.

Por un lado, en el grado de libertad Heave con olas de grandes periodos (longitud de olas considerables) la plataforma se adapta al movimiento de la ola, luego a medida que el oleaje aumenta su frecuencia se va acoplando al modo propio de la estructura. Una vez alcanzado el periodo resonante (que se suele hallar en periodos bastante altos en comparación con los TLP debido a la escasa rigidez de las catenarias en el grado de libertad Heave), los periodos de olas inferiores supondrán menores excitaciones en Heave, acabando en una zona de difracción donde el oleaje es incapaz de excitar la estructura.

En los GdL Pitch y Roll es posible diferenciar dos picos, la primera se da debido a la excitación del oleaje con la estructura y la segunda debido a la respuesta propia del muelle amortiguador, por lo que, las respuestas en estos grados de libertad están muy influenciadas por la inclusión de las líneas de amarre.







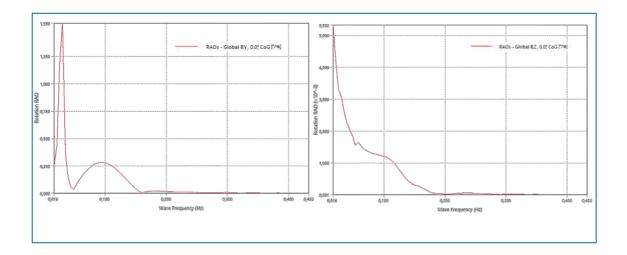


Figura 24. Operador de Amplitud en Respuesta (RAO) de la plataforma semisumergible sin calibración. Fuente: Propia.

Para comprobar la exactitud del mallado se ha vuelto a realizar el prediseño mediante el software AQWA, esta vez se ha definido la malla con una mayor resolución frecuencial y con paneles planos, es decir, mediante el método de elementos límite de orden inferior (LOBEM), la cual, es más intuitiva evitando posibles omisiones de los usuarios. El mallado está compuesto de paneles de 1,8 m para las plataformas y 1,2 m para el arriostramiento.

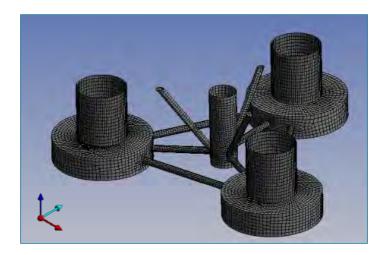


Figura 25. Mallado de la parte sumergida de la plataforma. Fuente: Propia.





Se ha debido de analizar de nuevo la convergencia de los resultados de diferentes tamaños de malla para trabajar con el óptimo:

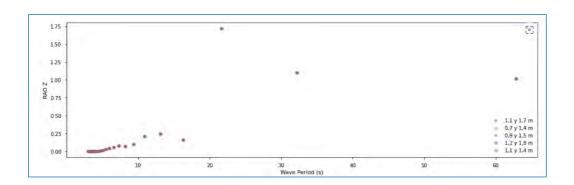


Figura 26. Proceso de convergencia del mallado. Fuente: Propia.

Se ha podido concluir que los resultados del cálculo numérico son muy parecidos. En consecuencia, se ha procedido a realizar el resto del trabajo con el prediseño del mallado inicial, asumiendo una ligera desemejanza con los resultados de laboratorio. Gracias a este paso, se ha podido comprobar que el mallado empleado está correctamente definido y es válido.

#### MATRIZ HIDROSTÁTICA

Para comenzar a resolver las fuerzas actuantes en la plataforma se adjunta en la Tabla 7 y en la Tabla 8 la matriz hidrostática de la estructura. En ella se puede apreciar que el centro de gravedad calculado por la herramienta ANSYS AQWA es similar al centro de gravedad real de la plataforma. Cabe destacar que tanto el área del plano de agua y el volumen del modelo discretizado se asemejan suficiente a la estructura real. Sin embargo, se ha de señalar que la relación entre la masa y el desplazamiento volumétrica equivalente calculado por ANSYS es significativa ya que diverge en un 0,64 % sobre el desplazamiento volumétrico real, aun así, la diferencia es aceptable. Sin embargo, esta falta de exactitud podría inducir errores menores en la resolución del problema.





También es destacable que la posición del centro de gravedad se ubica a mayor elevación que el centro de flotación, además, los momentos de restauración son elevados por lo que, la estabilidad de la plataforma es positiva.

La matriz de rigidez hidrostática contiene los términos de los muelles restauradores que influyen en los movimientos en Heave, Roll y Pitch. Los elementos C46 y C56 representan el ruido del cálculo hidrostático.

Gracias al sistema de lastrado de la plataforma semisumergible, es posible mantener constante el volumen sumergido y el calado durante el estudio. Por ende, se consigue el valor de la superficie mojada, el CoF y el CoB.

Tabla 7. Matriz de rigidez hidrostática. Fuente: Propia

#### 1.00E+09x

0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0
0	0	0.0055	0	0	0
0	0	0	1.5782	0.0002	0
0	0	0	0.0002	1.5783	0
0	0	0	-0.0013	0.0019	0





Tabla 8. Resultados hidrostáticos. Fuente: Propia-ANSYS

Rigidez hidrostática						
Posición del centro de						
gravedad (CoG):	X:	0. m	Y:	0. m	Z:	-·8.64 m
		Z		RX		RY
Heave (Z):		5491917.5 N/m		-1004.3074 N/rad		2113.8 N/rad
Roll (RX):		-7103.9995 N.m/m		1.57823e9 N.m/rad		220236.16 N.m/rad
Pitch (RY):		-15853.876 N.m/m		220236.16 N.m/rad		1.57826e9 N N.m/rad
Propiedades de Despl	azami	ento Hidrostático				
Desplazamiento volumétrico real:		23003.074 m3				
Desplazamiento volumétrico equivalente:		23151.201 m3				
Posición del centro de flotación (CoB):	X:	5.7696e-3 m	Y:	-8.3812e-3 m	Z:	-14.8634 m
Fuerzas/peso fuera de equilibrio:	FX:	2.3926e-8	FY:	·8.7997e-8	FZ:	-1.0671e 2
Momentos de desequilibrio/peso:	MX:	-8.285e-3 m	MY:	-5.7244e-3 m	MZ:	-7.237e-6 m
Propiedades del pla	ano de	corte del agua				
Área del plano de agua cortado:		543.18 m2				
Centro de flotación:	X:	2.9037e-3 m	Y:	-1.3011e-3 m		
Momentos principales del área:	X:	300145.63 m4	Y:	300189.56 m4		
Ángulo entre el eje X principal y el eje X global:		0.7448345 rad				
Parámetros de estabilio	dad de	ángulos pequeños.	Respe	cto a los ejes principo	ales	
CoG a CoB (BG):		6.2233734 m	•			
Alturas metacentricas (GMX/GMY):		6.8246927 m		6.826602 m		
CoB a Metacentro (BMX/BMY):		13.048066 m		13.049975 m		
Momentos de restauración (MX/MY):		1.57802e9 N.m/rad		1 .57847e9 N/rad		





#### - MATRIZ RADIADA

Las cargas de radiación se identifican como dos términos, la masa añadida y la amortiguación por radiación. Estos dos términos son independientes a la dirección del oleaje y están en función de la geometría de la estructura, la frecuencia de oscilación y la profundidad de agua finita.

La solución de radiación del problema de flujo potencial se muestra en la Figura 27 y en la Figura 28. Mientras que la matriz de masas a frecuencia infinita es la que se muestra a continuación, siendo kg la unidad para los términos ij = {11, 22 y 33}, en kg.m para los términos ij {15, 24, 51 y 42} y en kg.m2 para los términos ij = {44, 55 y 66}.

Tabla 9. Matriz de masa añadida por radiación masas a frecuencia infinita. Fuente: Propia

$1e^{10}x$	0.0011	0	0	0	-0.0066	0
	0	0.0011	0	0.0066	0	0
	0	0	0.0026	0	0	0
	0	0.0068	0	1.5634	0.0002	0.0006
	-0.0068	0	0	0.0004	1.564	-0.0004
	0	0	0	0.0001	-0.0004	1.1485

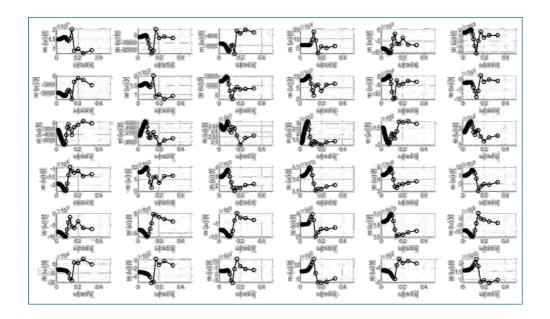


Figura 27. Masa añadida por radiación. Fuente: Propia.





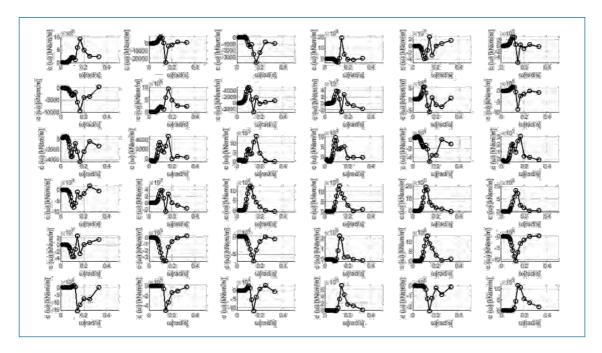


Figura 28. Amortiguamiento añadido por la radiación. Fuente: Propia.

Por último, es necesario señalar que AQWA utiliza los operadores de amplitud de respuesta (RAO) resultantes para calcular las funciones de transferencia cuadrática (QTF) de segundo orden de excitación de olas, que se van a usar posteriormente. Una alta precisión en el prediseño permite obtener una función de transferencia cuadrática más certera, representando con mayor veracidad los esfuerzos de deriva en la plataforma. Con ese fin, ha sido necesario añadir una mayor resolución frecuencial entorno al periodo propio de la estructura.





#### 4.2.1. DINÁMICA DEL SISTEMA DE FONDEO Y AMARRE

La representación de las propiedades hidrodinámicas del sistema se ha realizado a través de un programa hidrodinámico llamado OASIS, el cual fue construido por el IHCantabria utilizando programación en OpenFAST y Armadillo. Mediante OASIS, también es posible añadir las cargas del sistema de amarre. OASIS permite realizar la simulación numérica de la dinámica del cuerpo bajo distintas restricciones de amarre, considerando la Teoría de Airy (de primer orden) o de Stokes (de segundo orden).

OASIS permite añadir y modificar los datos de entrada (INPUT) para definir los oleajes y corrientes incidentes, además de la contribución relativa de las fuerzas de inercia y arrastre mediante la ecuación de Morison.

Para comenzar el cálculo, es necesario comprobar que el sistema de fondeo se ha añadido correctamente. La Figura 29 representa la posición del sistema de fondeo, y en ella se puede apreciar que las tres están posicionadas adecuadamente.

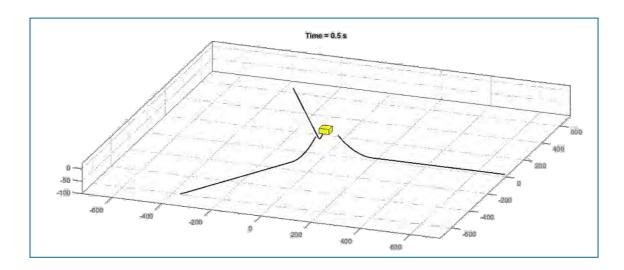


Figura 29. Forma inicial de las catenarias. Fuente: Propia, OASIS.



Figura 30. Forma inicial de las catenarias. Fuente: Propia, ANSYS.





# 4.2.2. ECUACIÓN DEL MOVIMIENTO DE LA SUBESTRUCTURA FOWT. CALIBRACIÓN DEL MODELO NUMÉRICO.

En este apartado se procede a realizar el estudio hidrodinámico en el dominio del tiempo basándose en las ecuaciones de movimiento de la plataforma Semisub. De esta manera, se aplicará al modelo hidrodinámico la respuesta en consecuencia de las interacciones de segundo orden.

Los datos experimentales con el que se ha basado para la calibración y validación del modelo han sido obtenidos de los ensayos de laboratorio ejecutados en el Gran Tanque de Oleaje del IHCantabria.

Teniendo en cuenta las dimensiones principales de los dispositivos y del tanque de ensayos, la escala aplicada en la ejecución de los ensayos experimentales es de 1/40. Mientras que la densidad de agua del tanque de oleaje es de 1,025 veces la densidad del agua del mar. En resumen, los coeficientes de escala que se han aplicado en las leyes de semejanza de Froude son las siguientes:  $\lambda_L = 40$  y  $\lambda_\rho = 1,025$ .

Por un lado, se ha realizado el ensayo estático para validar el sistema de amarre definido anteriormente.

Por otro lado, con el fin de calibrar el modelo numérico se ha de estudiar a fondo el comportamiento dinámico del FOWT, para ello, se han realizado cinco tipos de pruebas: ensayos de desplazamiento estático, pruebas de extinción, ensayos con oleaje regular, pruebas de olas irregulares y pruebas de viento constante.





### 4.2.2.1. ENSAYOS DE TENSIÓN-EXCURSIÓN (STATIC OFFSET)

Los ensayos de desplazamiento estático hacen referencia a los movimientos originados por las cargas estáticas del entorno, que podrían provenir de viento constante, corriente constante, fuerza media de deriva de las olas y empuje constante de la turbina si procede.

La comprobación de static offset es el primer paso para comprobar que el fondeo está bien definido. El objetivo de este ensayo es verificar que las pretensiones de las líneas de fondeo coinciden con las tensiones medidas en el laboratorio. La tensión frente al desplazamiento proporciona las características de la fuerza de restauración del sistema de amarre.

Del ensayo de laboratorio se ha tenido en cuenta los datos de partida para los dos escenarios que se emplearon y las tensiones medidas en las líneas. Para el primer escenario el modelo recibió unos desplazamientos iniciales en Surge negativos a lo largo de un tiempo, las cuales se muestran en la Figura 31, mientras que en el segundo escenario se le sometió unos movimientos estáticos en Surge positivos, estas se han representado en la Figura 32.

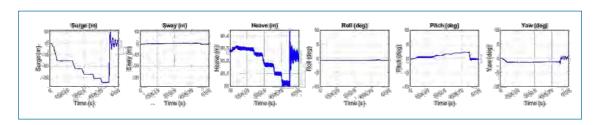


Figura 31. Datos de partida en los ensayos de laboratorio de static offset. Escenario Surge negativo. Fuente: IHCantabria, TRL+\_FOWT.

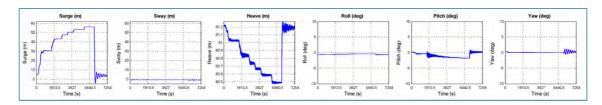


Figura 32. Datos de partida en los ensayos de laboratorio de static offset. Escenario Surge positivo. Fuente: IHCantabria, TRL+\_FOWT.





Como al comienzo del ensayo el estado es transitorio, la respuesta del sistema de fondeo se ha representado mediante la tensión media calculada durante los segundos 198 y 200 de la simulación, de esta manera se ha esperado a que ocurra el acoplamiento y que la tensión de la línea se mantenga constante.

Por último, antes de comenzar con la simulación, se ha de tener en cuenta que se ha tenido que ajustar los desplazamientos medidos en el laboratorio al sistema de referencia empleado en el sistema numérico.



Figura 33. Fuente: Maqueta a escala (1/40) de la plataforma a estudio. Fuente: IHCantabria [12].





### 4.2.2.2. ENSAYOS DE EXTINCIÓN (DECAY TEST)

Los ensayos de extinción (decay tests) consisten en determinar los coeficientes de amortiguamiento y los periodos naturales de oscilación de la estructura flotante en los grados de libertad que resulten de interés. Para alcanzar los objetivos mencionados, se analiza la oscilación libre, es decir, la amplitud del desplazamiento libre o amplitudes del ángulo de balanceo en el dominio del tiempo que toma la estructura hasta recuperar su posición inicial de equilibrio cuando se le aplica una fuerza exterior en ausencia de agentes externos. Este cálculo se realiza para cada uno de los grados de libertad.

En este caso, cada ensayo se centra en un movimiento principal en un grado de libertad dado, por lo que, el sistema de amarre trabajará como un muelle lineal en esa dirección. Es decir, el sistema dinámico se trata como un sistema de un grado de libertad (ODF).

A continuación, se han simulado los ensayos de extinción realizados en el laboratorio para cada grado de libertad con el fin de ajustar las matrices de amortiguamiento y masa añadida más detalladamente. Para simplificarlo, solamente se ha ajustado la diagonal principal.

Para ello, se han contrastado los ensayos realizados sin el sistema de fondeo con los resultados de la simulación numérica en los grados de libertad Heave, Roll y Pitch. Posteriormente, se han analizado la estructura flotante, pero esta vez amarrada al lecho marino, ajustando los resultados numéricos del ensayo de extinción en los grados de libertad Surge, Sway, Heave, Roll, Pitch y Yaw con los resultados de laboratorio.

El factor de amortiguamiento " $\xi$ " divide el coeficiente de amortiguación "c" con el coeficiente critico de amortiguamiento " $c_c$ " (17). Siendo "k" el coeficiente de rigidez del sistema de fondeo que en este caso actúa como un elemento muelle, y "m" alude a la masa total considerando que el amortiguamiento es causado por el agua, por lo que incluye la masa adherida a la estructura.

$$c_c = 2\sqrt{km} \tag{17}$$





La frecuencia de resonancia de la estructura para el grado de libertad analizado es la frecuencia natural " $\omega_n$ " (18) que tomaría la estructura en el hipotético caso de que esta no estuviera bajo amortiguamiento. Mientras que la frecuencia natural amortiguada " $\omega_d$ " (19) se obtiene directamente de las gráficas del ensayo de extinción conociendo el periodo entre dos amplitudes consecutiva del movimiento oscilatorio. También se puede extraer del ensayo de laboratorio, el coeficiente "S". Este coeficiente se obtiene adaptando una ecuación exponencial a la forma de la gráfica resultante del ensayo (20).

$$\omega_{n} = \sqrt{k/m} \tag{18}$$

$$\omega_{\rm d} = \omega_{\rm n} \sqrt{1 - \xi^2} \tag{19}$$

$$S=c/(2 \cdot m) = \xi \omega_n \tag{20}$$

La ecuación del movimiento se expresa de la forma genérica (21) y de la forma compleja (22):

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = 0 \tag{21}$$

$$x(t)=X_0 e^{-\xi t \omega_n} \cos (\omega_n \sqrt{1-\xi^2} t + \beta)$$
siendo Xo=x(t=0) (22)

Gracias a los resultados disponibles a partir de los ensayos de amortiguación libre (con y sin fondeo) realizados por el equipo del IHCantabria es posible realizar la calibración de los ensayos de extinción. De esta manera se consigue conocer los coeficientes de amortiguamiento (lineales y no lineales) y la masa añadida para cada grado de libertad. La calibración tras iteraciones de ajuste en amplitud y en periodo se realiza en dos situaciones distintas; por un lado, sin tener en cuenta el sistema de fondeo y amarre y, por otro lado, teniéndolos en cuenta.





#### 4.2.2.3. ENSAYOS OLEAJE REGULAR

Se ha realizado la simulación numérica de los ensayos de oleaje regular para tener en cuenta las QTF y las fuerzas de excitación de primer orden. Ya que en los ensayos de extinción existe radiación de olas debido al movimiento de la estructura, no obstante, la estructura al no estar sometida a un régimen de oleaje, no se ha considerado la difracción del oleaje en los ensayos anteriores.

En este apartado se reproducirán los movimientos y las tensiones del sistema de fondeo con el fin de conocer el comportamiento hidrodinámico global del cuerpo en los distintos estados de mar. Para ello, se ha realizado la calibración y validación de la respuesta del modelo, basándose en el modelo previamente adaptado a los ensayos de extinción en los diferentes grados de libertad, frente a la excitación de dos configuraciones de oleajes monocromáticos. En resumen, mediante este apartado se comparan las series temporales de movimientos, fuerzas en los amarres y fuerzas en los tendones, además de comparar los RAO.

Conociendo el espectro de oleajes armónicos y las características en el dominio de la frecuencia del FOWT, se pueden determinar los espectros de respuesta al movimiento. Con ese fin, se han extraído los operadores de respuesta en amplitud RAO para los seis grados de libertad teniendo en cuenta las características del FOWT que se han ido definiendo a lo largo del presentable y los resultados de los ensayos de laboratorio con oleaje regular. Ya que en los ensayos de laboratorio se mide el movimiento que efectúa la plataforma al someter esta ante diferentes oleajes.

La matriz de respuesta de la estructura se ha llevado a cabo mediante la representación de los operadores de amplitud de respuesta (RAO). Es decir, se procede a analizar la respuesta de la plataforma en forma de mediciones adimensionales de los movimientos del cuerpo flotante frente a un estado de mar. Para representar los RAO se suele acudir a la ecuación (23). Para el ensayo de olas regulares se relaciona la amplitud de la respuesta del movimiento del sistema con la amplitud del oleaje excitador para cada frecuencia de oleaje incidente.





RAO (
$$\omega$$
) =  $x(\omega)/a_{amplitud\ ola}$  (23)

La ecuación del operador de amplitud de respuesta RAO (24) se obtiene de la ecuación (8) .Los RAO son soluciones estadísticas que se basan en los estados del mar y permiten determinar la amplitud de movimiento de la estructura ante una ola de frecuencia y dirección conocida.

$$[-\omega^2(M+m) + i\omega(C+c) + (K+k)] \cdot Fe = RAO$$
 (24)

Para obtener el operador de amplitud de respuesta (RAO), se han realizado dos pruebas de olas regulares. Se han simulado 8 estados de mar para cada configuración con los siguientes periodos aproximadamente: 6, 8, 10, 12, 14, 16, 18 y 20 segundos. Es decir, se han lanzado un total de 16 estados de mar para el estudio de oleaje regular.

Por un lado, se ha realizado el análisis de oleajes de 2,5 m de altura que representa el régimen operacional del oleaje. Por otro lado, se ha realizado el análisis de oleajes de 5 m de altura. Esta última configuración ha sido empleada para estudiar la respuesta de la estructura frente al comportamiento menos lineal.

Cabe mencionar que, debido a la configuración del sistema, la excitación en los GdL Sway, Roll y Yaw son despreciables, por ello, se han analizado únicamente los grados de libertad Surge, Heave y Pitch.





#### 4.2.2.4. ENSAYOS DE OLEAJE IRREGULAR

Para la definición del régimen de los oleajes armónicos se ha aplicado el espectro JONSWAP y los datos de partida de los ensayos se han representado en la Tabla 10.

Tabla 10. Datos de partida del ensayo oleaje irregular. Fuente Propia

Ensayo	Hs [m]	Tp [s]	Gamma	
1	3.68	8.35	1.09	
2	5.54	9.78	1.57	
3	7.84	11.51	1.34	
4	10.09	14.39	1.61	
5	10.47	16.72	1.61	





#### 4.2.3. SISTEMA AERODINÁMICO

Sin duda, el cálculo aerodinámico es necesario para calcular las cargas en la línea de fondeo y aceleraciones en la góndola. Sin embargo, el paquete de cálculo OASIS no dispone aún del módulo para el cálculo aerodinámica de la turbina. Por ello, para la elaboración de esta tesina se partirá de un cálculo simplificado programado directamente en el OpenFAST por el IHCantabria.

Definiendo el sistema aerodinámico del aerogenerador, es posible conocerla influencia de la turbina eólica en la plataforma, además, al considerar la rotación de la turbina sería posible cuantificar la producción de energía de esta.

#### 4.2.4. ECUACIÓN DEL MOVIMIENTO DEL AEROGENERADOR FOWT

Para este fin se ha aplicado en el buje del aerogenerador una fuerza constante que simula de una forma aproximada el empuje que ejerce un viento estático a la estructura. En este caso, además de calcular las tensiones en la línea de fondeo y movimiento del centro de gravedad de la plataforma, también se ha calculado la aceleración en la góndola.



Figura 34. Maqueta empleada en el gran tanque de ingeniería marítima de IHCantabria. Fuente: IHCantabria.





#### 4.3. ETAPA 2. ANALISIS DE LOS ESTADOS DE MAR

En este apartado se representará el estado de mar ULS en el emplazamiento de la plataforma, la cual se ubica en Armintza en la zona de ensayos en mar abierto BiMEP, Bizkaia. Con este fin se obtendrán los parámetros característicos del estado de mar en estado límite último y posteriormente se emplearán estos para la representación del espectro unidimensional y bidimensional.

#### 4.3.1. BASE TEÓRICA

El oleaje es el término que engloba las olas gravitatorias generadas por el viento en la superficie del océano. Es necesario distinguir entre dos tipos de oleaje; las olas impulsadas por el viento y el oleaje de fondo, ya que éstas suelen venir de diferentes direcciones y suelen tener diferentes frecuencias máximas que dan lugar a espectros bimodales.

Por un lado, los oleajes de viento hacen referencia a aquellos que se ubican en la zona en la que el viento transmite energía de forma activa, esta área de generación del oleaje es conocida técnicamente como "fetch", por consiguiente, la estructura de la superficie del mar adopta un aspecto irregular de diferentes direcciones, amplitudes y frecuencias, de tal manera que el espectro escalar es caracterizado por tener un solo pico en las frecuencias altas e impredecible.

Por otro lado, el mar de fondo o mar tendido incluye el oleaje que se ha propagado desde el fetch y ya no está influenciado por la energía del viento local. Las olas en mar de fondo son más largas y regulares, por ende, tanto el periodo como la velocidad de fase son mayores. En ocasiones, se pueden hallar simultáneamente las dos condiciones de oleajes descritas anteriormente, en este caso, la situación no es aislada y se consideraría como mar mixto. [15].





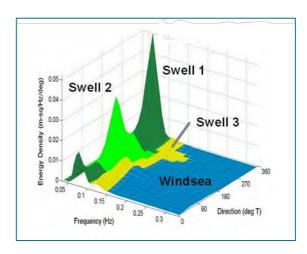


Figura 35. Espectro de densidad de energía mostrando las particiones para el mar de viento y mar de fondo. Fuente: Twumasi y Merem (2006) [16].

En general, el oleaje es un proceso fundamentalmente aleatorio. Como se ha mencionado anteriormente, en el caso de analizar el estado de mar de viento, es imprescindible reconocer que la generación del oleaje debido al viento es un fenómeno altamente caótico, por lo tanto, no es aceptable describirlo mediante un único registro temporal de la superficie libre. Por consiguiente, un estado del mar determinado puede definirse gracias a múltiples series temporales de superficie libres, cada una de las series corresponde a una agrupación diferente de olas regulares en el dominio del tiempo. La suma de todas las agrupaciones de olas constituye la serie temporal completa del estado del mar. Para una mejor interpretación de este concepto se ha adjuntado la Figura 36.

En conclusión, al ser el oleaje un fenómeno aleatorio, debe de llevarse a cabo su investigación por medio de los análisis estadísticos. Para ello, el oleaje es examinado como un proceso estocástico, donde el resultado es expresado en función del tiempo. Por otro lado, el estado de mar es considerado como una situación de oleajes en un periodo de tiempo y espacio, en el que se conserva un cierto equilibrio entre las fuerzas generadoras y las fuerzas restauradoras que intervienen durante el tiempo dado, permitiendo aplicar la hipótesis estadística de estacionariedad. Además, también se asume que cumple la propiedad ergódica, esto indica que los promedios espaciales de realizaciones pueden ser sustituidas por promedios temporales sobre una realización.





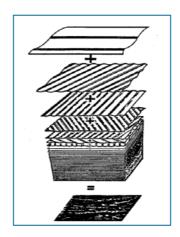


Figura 36. Representación visual del concepto de estado del mar. Fuente: Pierson et al (1978) [17].

El análisis estadístico y espectral del oleaje en estados de mar es considerado como un análisis a corto plazo.

Los estados del mar se definen combinando datos metoceánicos hindcast "cálculo estadístico que determina las condiciones probables del pasado" y datos instrumentales. En la selección del estado de mar se suelen aplicar dos métodos diferentes de selección: el primer método consiste en predecir las características metoceánicas para diferentes periodos de tiempo mediante la aplicación de I-FORM y estudiar la variabilidad de las cargas de las líneas de fondeo a partir de un espectro teórico (JONSWAP). Mientras que el segúnundo método de selección se basa en analizar la variabilidad de las cargas en las líneas de fondeo comparando los espectros teóricos y los observados.

El espectro de frecuencias y direcciones o espectro bidimensional es un parámetro aproximado del oleaje que permite la descomposición de un fenómeno físico complejo en componentes individuales, y hace referencia a la distribución de la energía de las olas en un rango de frecuencias y direcciones.

Con el fin de modelar una tormenta completa, en el caso de las estructuras en alta mar, es habitual realizar simulaciones aleatorias equivalentes al estado del mar de 3 horas de duración. Para documentar adecuadamente los estados del mar generados, se realizarán comparaciones con los espectros objetivos. El espectro de olas se calcula para cada estado del mar.





Por un lado, el estado de mar es caracterizado por la altura de la media aritmética del tercio de las olas más altas registradas " $H_{1/3}$ ", este parámetro también es conocido como la altura significante de ola " $H_{\rm s}$ " y cuando se analiza un espectro de banda estrecha su valor coincide con la altura de ola de momento de orden cero " $H_{\rm m0}$ " (25). Por otro lado, con el objetivo de caracterizar los periodos representativos de la distribución espectral se han empleado los momentos espectrales " $m_{\rm n}$ " (26). Dentro de los periodos transcendentales se singulariza el periodo entre pasos sucesivos de olas " $\overline{T}_{\rm z}$ " que se obtiene gracias a la función (27), el período medio " $\overline{T}$ ", el periodo medio de energía " $\overline{T}_{\rm e}$ " y el periodo de pico del oleaje " $T_{\rm p}$ " (30).

S.I unidades Expresión

$$H_{m0} = 4,004 \sqrt{m_0}$$
 (25)

$$\overline{T}_{z}=2\pi\sqrt{\frac{m_{0}}{m_{2}}}$$
 (27)

$$\overline{T} = 2\pi \frac{m_0}{m_1} \tag{28}$$

$$\overline{T}_{e} = 2\pi \frac{m_{-1}}{m_{0}} \tag{29}$$

s; rad/s 
$$Tp = \frac{2\pi}{\omega_p}; \qquad \omega_p (40)$$
 (30)

La elevación de la superficie libre del mar " $\eta$ " se obtiene ocasionalmente gracias a la superposición de "N" números de olas lineales, y puede ser definida por el modelo de fases aleatorias (31), también llamado modelo Gaussiano, o modelo lineal de oleaje aleatorio, esta se expresa como una serie trigonométrica infinita (serie de Fourier) (31). Cada ola "n" contiene una amplitud " $a_n$ " [m], frecuencia angular " $\omega_n$ " [rad/s], cuyo valor es la resultante de  $2\pi$   $f_n$ , longitud de onda " $L_n$ " [m] y dirección de propagación respecto al eje X " $\theta_n$ " [rad], la cual, es medido en sentido contrario a las agujas del reloj desde la dirección principal de las olas.





La elevación de la superficie libre del mar se analiza respecto a las coordenadas cartesianas (X, Y, Z), de modo que el eje Z coincide con el eje vertical aumentando su valor positivamente hacia arriba. El origen de los ejes X, Y y Z se localiza en el nivel medio del mar en reposo (S.W.L.).

m 
$$\eta(\vec{x},t) = \sum_{n=1}^{N} a_n \cdot \cos(\vec{k}_n \cdot \vec{x} - \omega_n \cdot t + \varphi_n)$$
 (31)

El vector número de olas se adquiere por medio de  $\vec{k}_n = k_n \cdot \cos(\theta_n)\vec{1} + k_n \cdot \sin(\theta_n)\vec{j}$ , siendo el número de olas  $k_n = 2 \cdot \pi / L_n$  [rad/m], mientras que el vector de posición se define como  $\vec{x} = x\vec{i} + y\vec{j}$ , la fase inicial " $\varphi_n$ " y la dirección de propagación " $\theta_n$ " obtienen un valor entre 0 y  $2\pi$  [rad].

El presente trabajo abarca el análisis del oleaje enfocado a las estructuras offshore, por consiguiente, se estudia las características del oleaje en aguas profundas. En este caso, la profundidad "h" es excesivamente superior a la longitud de ola "L", luego,  $\tan(k \cdot h) \approx 1$ . Por lo tanto, la expresión de la dispersión en ausencia de corrientes para ondas lineales (32) se podría simplificar a la siguiente manera (33)

rad/s 
$$\omega^2 = g \cdot k \cdot \tanh(k \cdot h)$$
 (32)

$$rad/s$$
  $\omega^2 = g \cdot k$  (33)

En consecuencia, en aguas profundas el modelo estocástico de la ola (31) puede ser definida a través de (34):

$$\eta(\vec{x}, t) = \sum_{n=1}^{N} a_n \cdot \cos\left[\frac{\omega_n^2}{g} \cdot (x \cdot \cos\theta_n + y \sin\theta_n) - \omega_n \cdot t + \varphi_n\right]$$
(34)





#### 4.3.1.1. ESPECTRO ESCALAR DEL OLEAJE

Para comenzar, se ha ejecutado la simulación de las olas de viento en aguas profundas considerando al oleaje como un proceso aleatorio unidireccional, de manera que el espectro escalar incluye todas las direcciones. Esta sección se ha realizado gracias al programa MATLAB.

La función de densidad espectral del desplazamiento vertical de la superficie libre o el espectro escalar alude a la distribución de la energía de las olas en el dominio de la frecuencia. El espectro puede ser expresado en función de la frecuencia, de la frecuencia angular o del periodo, siempre y cuando se conserve la energía. En el caso de **oleajes en desarrollo**, es decir, **en mar de viento**, uno de los espectros escalares ampliamente empleados en construcciones off-shore corresponde al espectro JONSWAP (35), desarrollado por Hasselman a partir del espectro Pierson-Moskowitz, este se define recurriendo a la siguiente ecuación: [18].

m2 /rads/s 
$$S(w) = \frac{\alpha \cdot g^2}{\omega^5} \cdot \exp\left[-\frac{5}{4} \cdot \left(\frac{\omega_p}{\omega}\right)^4\right] \cdot \gamma^{\exp\left[-\frac{(\omega - \omega_p)^2}{2 \cdot \sigma_0^2 \cdot (\omega_p)^2}\right]}$$
(35)

Siendo "g" la aceleración de la gravedad, " $\omega$ " la frecuencia del oleaje y " $\alpha$ " la intensidad del espectro (36).

$$\alpha = 0.076 \cdot \overline{X}^{-0.22} \tag{36}$$

Donde,  $\overline{X}$  (37) se obtiene tras la relación entre " $U_{10}$ " (38) la velocidad del viento a 10 m sobre la superficie del mar, y "x" la longitud del fetch. Para ello, se ha aplicado la fórmula propuesta por Wu (1982) en la que se cuantifica el coeficiente de arrastre " $C_D$ " para una altura de 10 m, este coeficiente relaciona la velocidad del fricción con la velocidad del viento (39).

$$\overline{X} = g \cdot x / U_{10^2} \tag{37}$$

$$U_{10} = U_{z} \left( 1 + \frac{C_{D}(10)^{1/2}}{k} \cdot \ln(z/10) \right)^{-1}$$
 (38)





$$C_D(10) = (0.8 + 0.065 \cdot U_{10}) \cdot 10^{-3}$$
(39)

 $\omega_p$  es la frecuencia angular pico, es decir, el valor máximo adquirido en la función de densidad espectral, empíricamente se define de la siguiente manera (40):

$$\omega_{\rm p} = 22 \cdot (g/U_{10}) (\overline{X})^{-0.33}$$
 (40)

$$Tp=2\pi/\omega_p = \frac{1}{3.5} \cdot \left(\frac{g^2}{U_{10} \cdot x}\right)^{-1/3}$$
 (41)

Mientras tanto, el factor de forma de pico " $\sigma_0$ " es (42):

$$\sigma_0 = \begin{cases} \sigma_0^1, & \omega < \omega_p \\ \sigma_0^2, & \omega \ge \omega_p \end{cases} \tag{42}$$

Sin embargo, para la simulación del oleaje se ha aplicación la formula JONSWAP modificada [8], de tal manera que la formula resultante (43) está expresada en función de la altura significativa "Hs", y periodo pico "Tp":

m2 
$$S(f) = \beta j \cdot H_{1/3}^2 \cdot T_p^{-4} \cdot f^{-5} \cdot exp \left[ -\frac{5}{4} \cdot (T_p \cdot f)^{-4} \right] \cdot \gamma^{exp \left[ -\frac{(T_p \cdot f - 1)^2}{2 \cdot \sigma^2} \right]}$$
 (43)  
/Hz

Siendo:

$$\beta j = \frac{0.0624 \cdot (1.094 - 0.01915 \cdot \ln \gamma)}{0.23 + 0.0336 \cdot \gamma - 0.185 \cdot (1.9 + \gamma)^{-1}}$$
(44)

" $\gamma$ " se define como el parámetro de apuntamiento espectral o de recalce del pico del espectro. Normalmente en el Mar del Norte o Atlántico Norte este valor es de 3,3, pero lo más apropiado según GODA es que obtenga un valor entre  $1 < \gamma < 7$  que optimice el ajuste de los espectros de tal manera que minimice el error cuadrático medio RMSE para cada estado del mar.

Para ello, el espectro de olas de JONSWAP suele considerarse como un modelo razonable cuando 3,6 < T<sub>P</sub> $/\sqrt{H_S}$  < 5 [19] y se suele definir respetando las condiciones de a continuación (45) y (46).



$$\gamma = 5 \; ; \; cuando; \; T_P/\sqrt{H_S} \leq 3,6$$

$$\gamma = e^{\left(5,75-1,15\frac{T_p}{\sqrt{H_S}}\right)}; \; cuando; \; 3,6 < T_P/\sqrt{H_S} < 5$$

$$\gamma = 1 \; ; \; cuando; \; 5 \leq T_P/\sqrt{H_S}$$

$$(45)$$

Ocasionalmente, cuando no es posible o es laborioso determinar el periodo pico espectral "Tp" mediante la formula (41), se acude a la relación aconsejado por Goda (1988) que relaciona esta con el periodo de ola significante "Ts= $T_{1/3}$ " (46). En este trabajo solamente ha sido necesario aplicar esta ecuación en el ajuste de gamma.

$$Tp \cong \frac{T_{1/3}}{[1 - 0.132(\gamma + 0.2)^{-0.559}]}$$
(46)

"o" indica el ancho de la base del espectro, habitualmente se utiliza los valores recomendados por Jonswap: (47).

$$\sigma = \begin{cases} \cong 0.07 & ^{1}/_{T_{p}} \ge f \\ \cong 0.09 & ^{1}/_{T_{p}} < f \end{cases}$$
(47)

Por último, con el fin de mostrar la distribución del oleaje es necesario trazar el espectro de energía S(f) de la ola componente, contra la frecuencia.

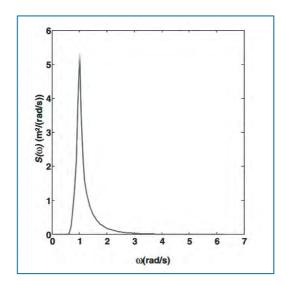


Figura 37. Forma típica del espectro escalar de las olas. Fuente: Conference and Union (1971) [20].





Sin embargo, en vez de estudiar un modelo espectral unimodal tambien es posible trabajar con modelos espectrales bimodales. Para ello, es posible resolver el espectro Guedes Soares o Hawkes et al., la cual se basa en la superposición de dos espectros Jonswap. [21]. Con ese fin, se deberán de detectar las frecuencias de separación de los dos componentes (sea y swell) para la ubicación dada.

Estos espectros tienen en cuenta la coexistencia de oleaje tipo sea y swell en cada estado de mar, es decir, se ha llevado a cabo la definición del espectro y los momentos estadísticos cero mediante la suma de sus componentes (49) y (50). Siendo la ec. (52) la relación de las densidades espectrales máximas y H<sub>R</sub> la relación entre la altura de ola significante de los dos componentes espectrales (53).

$$S(f) = \sum_{i=1}^{2} \beta j \cdot H_{1/3}^{2} \cdot T_{p}^{-4} \cdot f^{-5}$$

$$m2 / Hz$$

$$\cdot \exp\left[-\frac{5}{4} \cdot (T_{p} \cdot f)^{-4}\right] \cdot \gamma^{\exp\left[-\frac{(T_{p} \cdot f - 1)^{2}}{2 \cdot \sigma^{2}}\right]}$$
(48)

S(f) = S(f)swell + S(f)sea (49)

$$m0 = m0swell + m0sea$$
 (50)

$$T_R = Tp \text{ sea} + Tp \text{ swell}$$
 (51)

$$S_{R} = \frac{S(fp) \text{ sea}}{S(fp) \text{ swell}} = \frac{H_{S \text{ swell}}^2 \cdot \text{Tp swell}}{H_{S \text{ sea}}^2 \cdot \text{Tp sea}} = H_R^2 \cdot T_R$$
 (52)

Hsea = Hs 
$$\cdot \left[ \frac{(H_R^2)}{(H_R^2 + 1)} \right]^{1/2}$$
; Hswell = Hs  $\cdot \left[ \frac{1}{(H_R^2 + 1)} \right]^{1/2}$  (53)  
H<sub>R</sub> =  $\left[ (Sp_{sea} / Sp_{swell}) / (Tp_{sea} + Tp_{swell}) \right]^{1/2}$ 



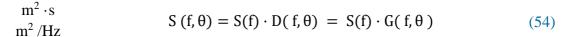


#### 4.3.1.1. ESPECTRO DE FRECUENCIA DIRECCIONAL DEL OLEAJE

Los espectros analizados hasta el momento son unidimensionales, sin embargo, las olas reales del océano son tridimensionales. Por lo tanto, el oleaje está relacionado con las direcciones de las olas mediante el espectro direccional. Para elaborar este apartado, también se ha requerido el uso del programa MATLAB.

La densidad espectral, es una herramienta con la que se consigue predecir el comportamiento del oleaje fundamentándose en la ecuación del balance energético.

La descomposición clásica del espectro frecuencial-direccional o bidimensional "S  $(f,\theta)$ " permite diferenciar la función de dispersión direccional "D $(f,\theta)$ " con el espectro escalar que incluye todas las direcciones "S(f)" (54). La función de la distribución direccional también es denominada como función de la propagación direccional y distribución angular, esta alude a la magnitud relativa de la propagación direccional de la energía de las olas.



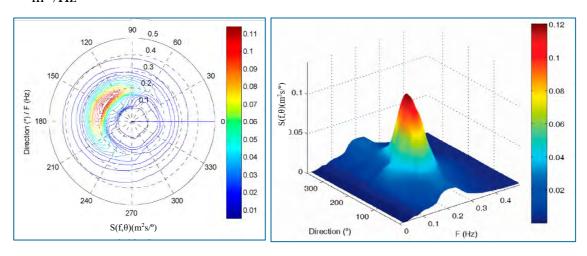


Figura 38. Forma típica del espectro direccional. Fuente: Qi et al. (2019) [22].





La dispersión direccional normalizada " $D(f,\theta)$ " debe satisfacer dos propiedades propias de una función de densidad probabilística mencionadas a continuación (55). La función de dispersión direccional es adimensional, no negativa y su integral en todo el dominio de la dirección es la unidad. Por otro lado, SWOP (Stereo Wave Observation Project) sugiere utilizar la función envolvente normal para representar el efecto direccional.

 $D(f,\theta)$  es expresado como la resultante de unas series de Fourier (56): la dirección principal  $\theta_m$  y la desviación estándar circular  $\sigma_m$  [rad] se han definido por las ec. (57).  $\theta_m$ 2 hace referencia a la dirección de oleaje dominante, mientras que  $\theta 1(f)$  hace referencia a la dirección media del oleaje y  $\sigma 1(f)$  a la dispersión circular en rms.

$$0 \le D(f, \theta) \ge 2\pi \qquad y \qquad \int_0^{2\pi} D(f, \theta) \, d\theta = 1 \tag{55}$$

$$D(f,\theta) = \frac{1}{2\pi} + \frac{1}{\pi} \sum_{n=1}^{N} e^{-\frac{(n\sigma_m)^2}{2}} \cos(\theta - \theta_m)$$
 (56)

$$\theta_m = \theta_0 + \theta_1 (f - f_p)$$
  

$$\sigma_m = \sigma_0 + \sigma_1 (f - f_p)$$
(57)

La función de dispersión direccional comúnmente utilizada según la recomendación DNV-RP-C205 es el modelo coseno cuadrado generalizado y fue desarrollada por Longuet-Higgins et al. (1961). La cual es simétrica con respecto a la dirección del pico "o dirección preferencial" [23]. Los valores típicos del parámetro s para el mar de viento son de 5 a 15. En el caso de oleaje de fondo suele ser más apropiado optar por valores de s superiores a 15. Donde  $\Gamma$  es la función Gamma,  $\theta_p$  la dirección media o de pico y  $|\theta - \theta_p| \le \frac{\pi}{2}$  (58). La dirección preferencial es la misma para todas las frecuencias.

cuando: 
$$\left|\theta - \theta_p\right| > \frac{\pi}{2} \rightarrow \left|\theta - \theta_p\right| = \left|\theta - \theta_p\right| - 2\pi$$
 (58)

$$D(\theta) = G_0 \cdot \cos^{2s} \left( \frac{\theta - \theta p}{2} \right) \tag{59}$$

$$D(\theta) = G_0 \cdot \cos^{2s} \left( \frac{\theta - \theta p}{2} \right)$$

$$G_0 = \frac{\Gamma(s+1)}{2\sqrt{\pi} \Gamma(s+1/2)}$$
(60)





Mitsuyasu et al. (1975) sugirieron la función del parámetro de propagación "parámetro de la dispersión direccional" s, y gracias a la contribución de Goda y Suzuki (1975), concluyeron en la siguiente definición del parámetro de propagación en condiciones de aguas profundas (47). La propagación direccional de la energía de la onda es más estrecha alrededor de la frecuencia del pico espectral.

A continuación, se detalla la estimación del parámetro de dispersión "s" según Mitsuyasu et al(61) y sus valores recomendados (62):

$$s_{max} = 11.5(2\pi f_p U/g)^{-2.5} \tag{61}$$

$$S = \begin{cases} (f/f_P)^5 s_{max} & f \le f_P \\ (f/f_P)^{-2.5} s_{max} & f > f_P \end{cases}$$

$$Smax = \begin{cases} 10 & SEA, Mar \ de \ viento \\ 25 & SWELL \ corta \ propagaci\'on \\ 75 & SWELL \ larga \ propagaci\'on \end{cases}$$
 (62)

Generalmente la distribución de la frecuencia y la distribución de la dirección de la energía para cada frecuencia de las olas son consideradas lineales e independientes entre sí, por consiguiente, la función de densidad espectral del oleaje direccional puede ser interpretado mediante el producto de la función espectral y la direccional, al ser la frecuencia independiente, la función de la propagación direccional se puede simplificar formando la siguiente expresión. (63)

$$S(f, \theta) = S(f) \cdot D(\theta)$$
(63)

El comité de especialistas en oleaje ITTC sugiere utilizar la dispersión angular propuesta por Pierson et al (1955) [8] que se puede representar de la siguiente manera (64).

$$D(\theta) = \begin{cases} \frac{2}{\pi} \cdot \cos^2(\theta) & |\theta| \le \frac{\pi}{2} \\ 0 & |\theta| > \frac{\pi}{2} \end{cases}$$
 (64)





En consecuencia, existen varias formas de expresar la función de densidad espectral del oleaje direccional para representar las **olas de viento**. En este caso se ha aplicado el espectro JONSWAP como espectro de frecuencia de las ondas oceánicas. Por ende, la función de densidad espectral del oleaje direccional puede ser expresado como (65):

$$S(f) = \frac{\alpha \cdot g^2}{\omega^5} \cdot \exp\left[-\frac{5}{4} \cdot \left(\frac{\omega_p}{\omega}\right)^4\right] \cdot \gamma^{\exp\left[-\frac{(\omega - \omega_p)^2}{2 \cdot \sigma_0^2 \cdot (\omega_p)^2}\right]} \cdot \frac{2}{\pi} \cdot \cos^2\left(\frac{\theta}{2}\right)$$
 (65)

$$S(w,\theta) = \beta j \cdot H_{\frac{1}{3}}^{2} \cdot T_{p}^{-4} \cdot f^{-5} \cdot \exp\left[-\frac{5}{4} \cdot (T_{p} \cdot f)^{-4}\right]$$

$$\cdot \gamma^{\exp\left[-\frac{(T_{p} \cdot f - 1)^{2}}{2 \cdot \sigma^{2}}\right]} \cdot \frac{8}{3 \cdot \pi} \cdot \cos^{4}\left(\frac{\theta}{2}\right)$$
(66)

Cabe recalcar, que también es posible representar el espectro direccional en función del número de ola y la dirección  $(k, \theta)$ , mediante el vector del número de onda:

$$S(f,\theta) = \frac{2\pi}{C_g}S(k,\theta) = \frac{2\pi k}{C_g}S(k_x, k_y) = \frac{2\pi k}{C_g}S(k\cos\theta, k\sin\theta)$$
 (67)

El espectro direccional denota la distribución de energía del oleaje en el dominio frecuencial y direccional. La energía por unidad de superficie de cada componente está relacionada con la altura de ola " $H_n$ " y, por consiguiente, con la amplitud de la ola " $a_n$ ", formando la siguiente ecuación (68). En consecuencia, la energía total de las olas por unidad de superficie forma la siguiente función (69):

$$E_n(a_n, \omega_n, \theta_n) = \frac{\rho \cdot g \cdot H_n^2}{8} = \frac{\rho \cdot g \cdot a_n^2}{2}$$
 (68)

$$E_T = \sum_{n=1}^{N} E_n = \frac{\rho \cdot g}{8} \sum_{n=1}^{N} H_n^2 = \frac{\rho \cdot g}{2} \sum_{n=1}^{N} a_n^2$$
 (69)





Con el objetivo de aplicar los momentos espectrales para la caracterización de la distribución espectral, se ha partido de la expresión de la energía por unidad de superficie contenida en el correspondiente espacio diferencial de frecuencias y direcciones "dE" (71), y se ha desarrollado esta hasta obtener la representación del momento espectral de orden cero " $m_0$ " (73), este momento corresponde al valor representativo de la energía total del oleaje, en consecuencia, equivale al área envuelta bajo la función de densidad espectral. Gracias a él, se consigue la relación de la altura de ola del momento de orden cero (25). Cabe destacar que se ha establecido [ $\pi/2$ ,  $-\pi/2$ ] como los límites del rango de integración en el acimut, debido a que las componentes de ola que se mueven en la dirección opuesta a la dirección de la ola principal se descartan en la mayoría de los diseños de estructuras marítimas.

$$dS(\omega, \theta) = \frac{1}{\rho_{cd}} \cdot \frac{dE}{d\omega \cdot d\theta} [\text{m}^2\text{s/grad/rad}]$$
 (70)

$$dE = \rho \cdot g \cdot S(\omega, \theta) d\omega d\theta \tag{71}$$

$$E = \rho \cdot g \cdot \int_0^{2\pi} \int_0^N S(\omega, \theta) d\omega d\theta = \rho \cdot g \cdot m_0 \left[ \frac{J}{m^2} \right]$$
 (72)

$$\frac{E}{\rho \cdot g} = m_0 = \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \int_0^N S(\omega, \theta) \, d\omega \, d\theta [m^2] \tag{73}$$

Mediante la ec (74) se representa la dirección media de la ola.

Rad

$$\theta_{wm} = tan^{-1} \left( \frac{\int_0^\infty \int_0^{2\pi} S(\omega, \theta) \cdot sin\theta \ d\omega d\theta}{\int_0^\infty \int_0^{2\pi} S(\omega, \theta) \cdot cos\theta \ d\omega d\theta} \right)$$
(74)

Para un espectro de dos picos el espectro de frecuencia direccional  $S(\omega,\theta)$  es expresado de la siguiente manera:

$$S(\omega, \theta) = S(\omega)_{\text{swell}} S(\theta)_{\text{swell}} + S(\omega)_{\text{wind sea}} S(\theta)_{\text{wind sea}}$$
(75)





#### 4.3.2. SELECCIÓN DE LOS ESTADOS DE MAR DE CÁLCULO

Con el fin de definir las condiciones y cargas ambientales para el estado ULS, ha sido necesario el apoyo de los documentos de referencia de DNV GL, concretamente las directrices DNVGL-RP-C205 "Condiciones y cargas ambientales" [24] y DNVGL-ST-0437 "Cargas y condiciones del emplazamiento de los aerogeneradores" [25] y también se ha seguido la normativa Española en proyectos portuarios concretamente la ROM 0\_3-91 "Anejo I. Clima Marítimo en el Litoral Español" [26] y ROM 0\_4-95 "Acciones climáticas II: Viento" [27].

Inicialmente se han definido la altura de ola significativa (Hs), período de ola máxima (Tp) y dirección de la ola principal ( $\theta$ ) para diferentes estados de mar basándose en el hindcast con el que se ha realizado las interpretaciones de los datos en el apartado "CONSIDERACIONES PREVIAS: DATOS DE PARTIDA" del presente trabajo. De esta manera, se consigue definir la distribución de la energía de las olas.

En el presenta documento se requiere analizar los eventos extremos para conocer las cargas en las líneas de fondeo en estado último de servicio, ULS. Actualmente, el diseño de los aerogeneradores marinos se realiza siguiendo la norma IEC 61400-3 y DNVGL. En las infraestructuras costeras se suele usar los estados de mar con altura de ola que solo es superada por el 2% de las olas (H 2%) y el periodo de ola de pico para cada estado de mar correspondiente, sin embargo, en el análisis de las plataformas flotantes FOWT, para la representación del Estado de mar Límite Último ULS la altura significativa se define basándose en la normativa DNVGL-RP-C205.

Como se ha mencionado anteriormente, debido a los objetivos del presente proyecto y a las limitaciones del módulo aerodinámico de la herramienta de trabajo, este trabajo de fin de máster consiste especialmente en analizar la respuesta de la plataforma ante el estado de oleaje límite último, siendo necesario calcular las aceleraciones en la punta de la torre. Por consiguiente, se ha optado por analizar el estado de mar extremo de periodo de retorno de 50 años.





Tabla 11. Normativas para fijar el periodo de retorno del estado límite último en instalaciones offshore. Fuente: DNVGL y Bureau Veritas. Corewind 2020 [28].

Norma	DNVGL-OS-	DNVGL-ST-0119	NI 572 DT–R01 E - Bureau Veritas
	E301	Estructuras para	Clasificación y Certificación de los
	Posición de	Aerogeneradores	Aerogeneradores Flotantes en Alta
	los Amarres	flotantes	Mar
Tr	100 años	50 años	50 años

Uno de los métodos apropiados para la estimación de los regímenes extremales escalares cuando la información disponible corresponde a un periodo superior a 20 años es el Método de los Máximos anuales. El estado de mar extremo se ha de caracterizar mediante las alturas representativas de ola para periodos de retorno de 50 años y 1 año, denominadas H<sub>S 50-año</sub> y H<sub>S 1-año</sub>, un período máximo y una dirección preferente del oleaje.

La altura de ola significante extrema se determina a partir de la distribución de la altura de ola significante máxima anual  $F_{Hs-max-1-año}$ . Gracias a la Figura 39 se han detectado la altura significativa máxima registrada anualmente, en él se concluye que el valor promedio de la altura significativa máxima registrada anualmente es de 8,13 m.

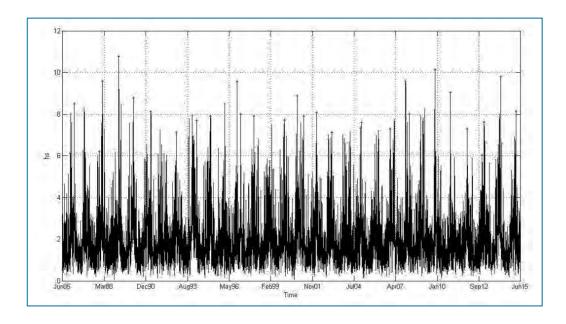


Figura 39. Distribución de la altura de ola significante máxima anual. Fuente: Propia.



Basándose en la distribución de la altura de ola significante máxima anual, mediante la distribución del valor extremo generalizado (GEV), Figura 40, se ha obtenido la altura de ola cuya probabilidad de superación en un año es del 98%, siendo la altura de ola para el periodo de retorno de 50 años de 11,6 m.

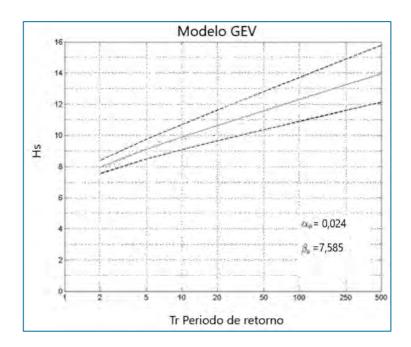


Figura 40. Registros instrumentales: Regímenes extremales escalares. Obtención de los valores Hs extremales mediante la distribución del Valor Extremo  $GEV(\mu, \sigma, \xi)$ , donde  $\mu$  el parámetro de localización se representa mediante  $\beta_0$  y el parámetro de escala  $\sigma$  en función de  $\alpha_0$ . Fuente: Propia, herramienta AMEVA.

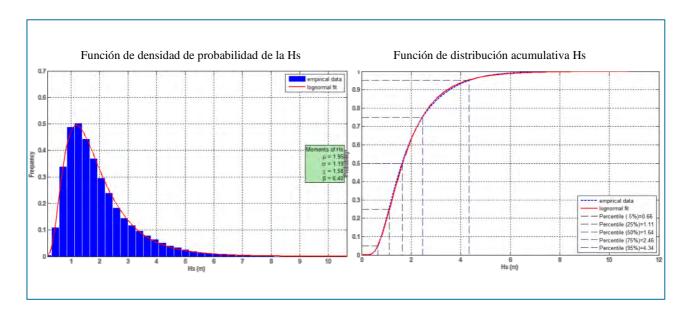


Figura 41. Distribución marginal de Hs para estados de mar de 1 hora: Función de densidad de probabilidad (fHs (t)) y Función de distribución acumulativa (FHs (t)). Fuente: Propia.





Respecto al periodo de proyecto esta se puede obtener de diferentes maneras, por un lado, según DNVGL-ST-0437 el periodo de diseño abarca el rango descrito en la ecuación (76). En aguas profundas, este rango empieza en 12 s y acaba en 15,55 s, dando lugar a las mayores cargas y respuestas sobre la estructura. Se considerará el rango de periodos de ola T adecuado a la altura de ola severa.

s 
$$11.1 \cdot \sqrt{H_{S,SS}(U_{10})/g} \le T \le 14.3 \cdot \sqrt{H_{S,SS}(U_{10})/g}$$
 (76)

Por otro lado, se ha tenido a disposición la expresión del periodo pico en función de la altura significante que propone el puerto de Bilbao, la cual es representada mediante la siguiente ecuación (77) dando como resultado un periodo pico de 14,92 s. Al estar dentro del rango de periodos de diseño definidos anteriormente, el resultado es razonable.

s 
$$Tp=7.89 \text{ Hs}^{0.26}$$
 (77)

Por otro lado, siguiendo la normativa DNV-RP-C205 se ha podido calcular la velocidad del viento en el escenario extremal de periodo de retorno 50 años. Para ello, inicialmente, se han identificado las velocidades máximas anuales del registro. En total se han extraído 30 registros de velocidad media de viento de 10 minutos y medida a 10 metros sobre el nivel del mar.

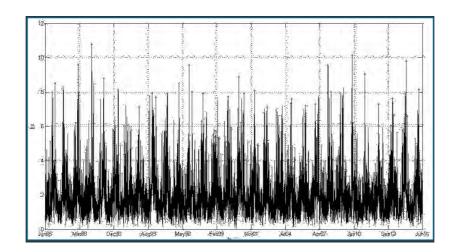


Figura 42. Distribución de la velocidad del viento máxima anual a lo largo del registro. Fuente: Propia.





Según la misma normativa y la normativa ROM  $0\_4$ -95, el máximo anual de la velocidad media del viento de 10 minutos  $U_{10,máximo\_anual}$  sigue una distribución de Gumbel (78) con el cual es posible obtener la velocidad del viento en el periodo de retorno de 50 años. El resultado es posible observarlo en la Figura 43.

$$F(U10, máximo anual) = -\ln[-\ln(f(U10))] \cdot \alpha + \mu$$
 (78)

$$\alpha$$
=desviación estandar/S30  $\mu$ = U10 media – (y30·  $\alpha$ ) (79)

$$S30 = 1.11237$$
  $y30 = 0.53622$  (80)

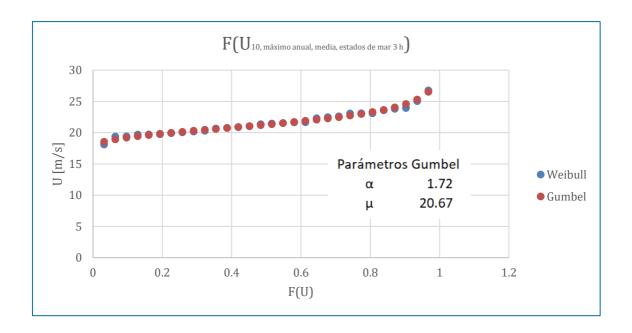


Figura 43. Distribución Gumbel de la velocidad del viento máxima anual. Fuente:propia.





Por lo tanto, conociendo que la velocidad del viento en el tiempo de retorno de 50 años hace referencia al cuantil del 98% en la distribución del máximo anual "f  $(U_{10})$ ", la velocidad medida a 10 metros sobre el nivel del mar es de 27.362 m/s.

En este caso, para conocer la fuerza que el viento que ejerce sobre la torre, se ha procedido a analizar las cargas sobre la torre aislada según las indicaciones de la ROM. Cabe destacar que el presente calculo es una aproximación a las fuerzas originadas en una situación real, asumiendo que no hay interferencia de estelas de aerogeneradores cercanos. El efecto estela es originado por los aerogeneradores al perturbar el flujo.

Como recordatorio de las normas, en caso de que en un futuro se plantee diseñar un parque eólico, para evitar el efecto estela y de esta manera minorizar la pérdida de energía, se procura mantener una separación mínima entre los aerogeneradores de 5 a 9 veces el diámetro del rotor en dirección del viento, y una distancia entre aerogeneradores de 3 a 5 veces el rotor del aerogenerador para la dirección perpendicular. Además, para evitar el posible acoplamiento de la radiación entre estructuras cercanas debido a la difracción del oleaje, los aerogeneradores deben estar separados entre 2 a 4 veces la longitud de ola, la cual es posible calcular gracias al periodo de retorno de 50 años.

Volviendo al cálculo de la carga del viento, se ha procedido al cálculo de la velocidad del viento de proyecto en condiciones climáticas extremas. De esta manera, se han aplicado factores de direccionalidad, altura, rugosidad superficial, topografía y ráfagas de viento a la velocidad del viento a una altura de 10 m sobre la superficie libre del mar.

$$U_{50}(10) = U_{50}(10) K_a F_T F_A F_R$$
 (81)





El factor direccional se ha fijado gracias a las anotaciones de la Figura 44 identificando los vientos procedentes del noroeste, por lo que el factor direccional que se ha aplicado ha sido de 0,85.

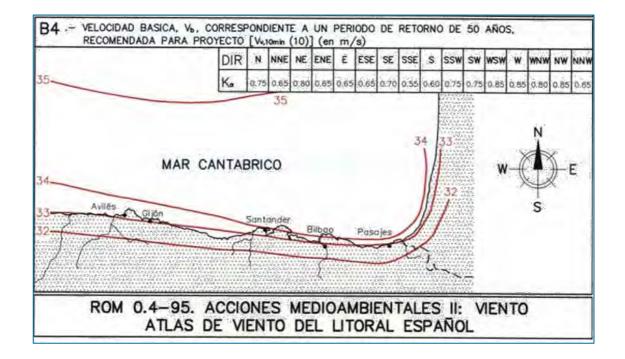


Figura 44. Factor direccional zona 1. Fuente: ROM 0.4-95.

Al haber considerado la dirección del viento, la categoría superficial considerada es de tipo I. Además, al analizar alturas de 10 metros sobre la superficie libre, tanto el valor del factor de altura como el factor topográfico es igual a 1. Por último, la duración de ráfaga se ha fijado en 15 segundos, involucrando un factor de ráfaga de 1,38.

Como conclusión, la velocidad del viento que se ha empleado para los cálculos del presente proyecto, en el tiempo de retorno de 50 años, tras la aplicación de los factores a una elevación de 10 m, es de 32,0956 m/s.





Por otro lado, aplicando la ley de potencia (82) es posible conocer el perfil de velocidad. Para tal fin se ha tenido a disposición la tabla que aparece en la Figura 45 y se ha supuesto que el emplazamiento del aerogenerador está suficientemente alejado de la costa como para poder considerarlo como mar abierto expuesto al oleaje. Por consiguiente, el coeficiente de cizalladura del viento "α" empleado ha sido de 0,12.

$$U = U_{10} \cdot (z/z_{10})^{\alpha}$$
 (82)

Terrain type	Roughness parameter $z_0$ (m)	Power-law exponent α		
Plane ice	0.00001 to 0.0001			
Open sea without waves	0.0001			
Open sea with waves	0.0001 to 0.01	0.12		
Coastal areas with onshore wind	0.001 to 0.01			
Snow surface	0.001 to 0.006			
Open country without significant buildings and vegetation	0.01			
Mown grass	0.01			
Fallow field	0.02 to 0.03			
Long grass, rocky ground	0.05			
Cultivated land with scattered buildings	0.05	0.16		
Pasture land	0.2			
Forests and suburbs	0.3	0.30		
City centres	1 to 10	0.40		

Figura 45. Parámetro de rugosidad del terreno z0 y exponente de ley de potencia a. Fuente: normativa DNV-RP-C205 [24].

En resumen, la velocidad media extrema del viento de 10 minutos con un período de recurrencia de 50 años a la altura del buje de la turbina es de 43,483 m/s. Siendo el perfil de velocidad como la mostrada en la Figura 46.





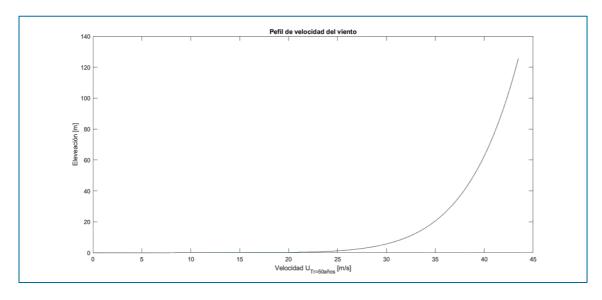


Figura 46. Perfil de la velocidad del viento sobre el nivel del mar. Fuente: propia.

Como en situación extrema el aerogenerador permanece parado ya que la velocidad del buje estimada supera la velocidad del corte del viento, en este caso no es preciso calcular la fuerza del viento sobre el rotor y se desprecia las cargas de viento en las palas del aerogenerador. Por consiguiente, para el cálculo de la fuerza aerodinámica en la turbina se ha tenido en consideración el efecto originado por la fuerza del viento en la torre eólica. El empuje del viento en la torre eólica cumple la siguiente ecuación proporcionada por la normativa ROM.

$$Kg \cdot m/s^2$$
  $F(z) = \frac{1}{2} \rho U(z)^2 C_f A_{ef}(z)$  (83)

La densidad del aire a 15 °C es de 1,225 kg/m³, sin embargo, la densidad del aire varia con la altura como se puede apreciar en la ec (81), por consiguiente, a la altura del buje este valor disminuye a 1,21 kg/m³.

$$kg/m^3$$
  $\rho = \rho_0 - 1.194*10^{-4} \cdot Z$  (84)





Mientras que el diámetro de la torre según el modelo de laboratorio es de 0,195 metros, por consiguiente, a escala real equivaldría a 3,2 metros. Por lo que, el área efectiva A<sub>ef</sub> es igual a 7,2·dz [m2].

Por último, se ha determinado el coeficiente de fuerza mediante los indicadores de la Figura 47, considerando que la torre eólica es una superficie lisa ofreciendo la mínima resistencia aerodinámica posible. Por lo que Cf=0,5. Además, se ha comprobado que el número de Reynods indica que el flujo es turbulento.

$$Re = \frac{V \cdot D}{v} = \frac{43.483 \cdot 7,2}{1,46 \cdot 10 - 5}$$
 (85)

TABLA 3.2.2.3.3.	COEFICIE CONSTRU UNIFORM	JCCIONE	S MA	CIZAS	UERZA PRISM	A, C <sub>f</sub> , F	ARA DE	SECCI	AS ON
PLANTA		$\overline{V}_{v} \cdot b^{(3)}$	ESBELTEZ $\lambda = h/b^{(2)}$						
		(m²/s)	≤ 0,5	1	2	5	10	20	œ
	CUALQUIER SUPERFICIE	<6	270	0.70	0.70		0.0	1.0	4.5
wpurd	SUPERFICIE RUGOSA	>6	0,70	0,70	0,70	0,8	0,9	1.0	1,2
	SUPERFICIE LISA	>6	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,6	0,6

Figura 47. Coeficiente eólico de fuerza. Fuente: ROM





Finalmente se muestran las gráficas de los esfuerzos calculadas del viento sobre la torre eólica siendo la ecuación resultante la siguiente:

N 
$$F(z) = \frac{1}{2} (1,225 - 1.194*10^{-4} \cdot Z) U(z)^2 (0,5) 7,2 \cdot dz$$
 (86)

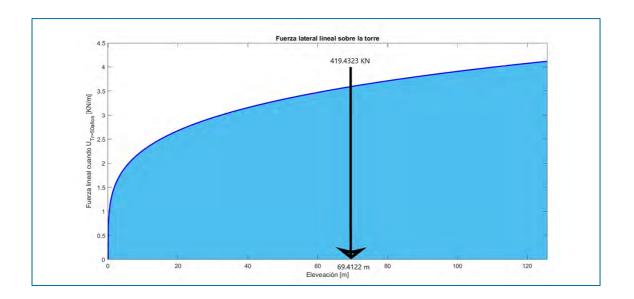


Figura 48. Perfil de la distribución de la fuerza lateral lineal en la torre del aerogenerador y fuerza resultante y su altura de aplicación. Siendo la altura total de la torre de 125,6 m (maqueta de laboratorio a escala real). Fuente: propia.

En este caso, no ha sido posible definir la dispersión direccional del viento. Con el fin de simplificar los cálculos y obtener un resultado al lado de la seguridad, se plantea que el viento actúa horizontalmente con igual intensidad y frecuencia coincidiendo colinealmente con la dirección del oleaje.





# 4.3.3. ESPECTROS DEL OLEAJE EN EL ESTADO DE MAR SELECCIONADO

Conociendo el periodo de pico y la altura de ola significante del estado de mar seleccionado, se concluye que es apropiado la aplicación del espectro JONSWAP (43) debido a que el valor de la resultante de la ecuación (45) esta dentro del rango de pertinencia [3,6-5], recomendando un valor de alrededor de 1,98 para el parámetro gamma. No obstante, para representar mejor la distribución de la energía del oleaje en la ubicación de la plataforma, se ha tenido a disposición los archivos codificados de los espectros frecuencial-direccionales correspondientes a la boya WAVESCAN, estos han sido obtenidos de los estados de mar registrados horariamente durante el 2 de febrero y 15 de junio del 2020.

En la Figura 49 se puede apreciar el espectro unidimensional del estado de mar más energético de los registros. También se muestra la energía del oleaje en la hora que abarca el registro (2,6075 m2) y la altura de ola significativa (6,4655 m) correspondiente al estado de mar. Además, se ha adjuntado en la Figura 50 el espectro bidimensional que da a conocer la distribución direccional del oleaje.

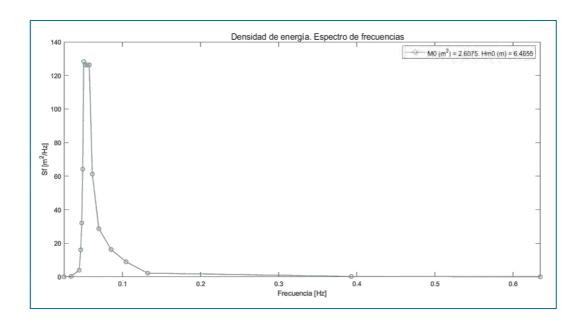


Figura 49. Espectro escalar del estado de mar de mayor energía registrada en la boya Wavescan durante el 2 de febrero y 15 de junio. Fuente: Propia-BiMEP.





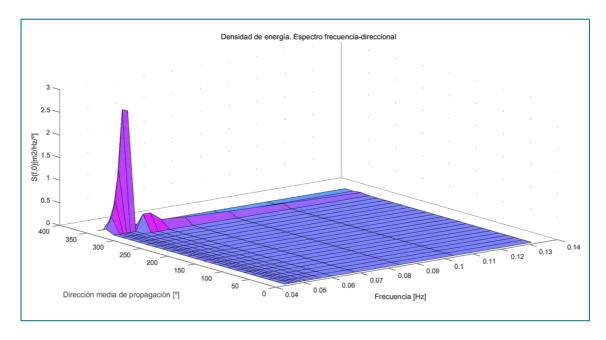


Figura 50. Espectro bidimensional del estado de mar de mayor energía registrada en la boya Wavescan durante el 2 de febrero y 15 de junio. Fuente: Propia-BiMEP.

Para el ajuste de gamma, como se aprecia en la Figura 51 se ha seleccionado con anterioridad los estados de mar más representativos del estado límite último. Para ello, se han seleccionado aquellos registros asociados a una altura de ola significativa superior a 5 m, representando de esta manera los estados de mar más energéticos.

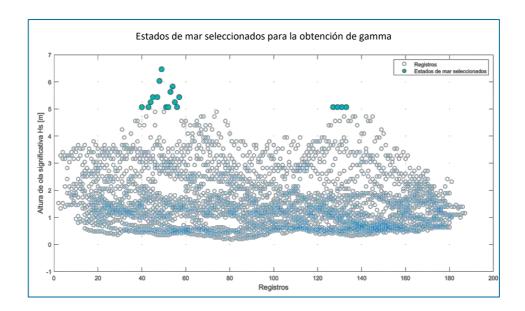


Figura 51. Se muestran los estados de mar cuya distribución espectral han sido cedidas por BiMEP, destacando los estados de mar seleccionados para el estudio del parámetro gamma. Fuente: Propia.





Finalmente, se ha ajustado el parámetro gamma a cada espectro unidimensional de los estados de mar seleccionados en la Figura 51 mediante un código de MATLAB elaborado a tal fin. Siendo el parámetro promedio de gamma resultante de los ajustes de 1,85.

Tras los parámetros definidos anteriormente es posible determinar el espectro escalar del estado de mar en estudio, sin embargo, para poder visualizar el espectro frecuencial-direccional es preciso detallar la dirección promedia del oleaje y el parámetro direccional del oleaje "s" (61) y de esta manera obtener la función de la distribución direccional (59). Para ello se ha empleado los datos horarios de los registros del oleaje de la boya WAVESCAN tanto la dirección media de procedencia del oleaje como el valor del ancho direccional  $\sigma_{\theta}$ . Esta última es de utilidad a la hora de calcular el parámetro de dispersión angular espectral del oleaje "s" (87) [15].

radianes 
$$\sigma_{\theta} = \sqrt{\frac{2}{s+1}}$$
 (87)

Con el fin de elaborar estos dos parámetros en el estado de mar extremo, se han seleccionado los estados de mar con alturas significativas de oleaje superiores a 7,5 m:

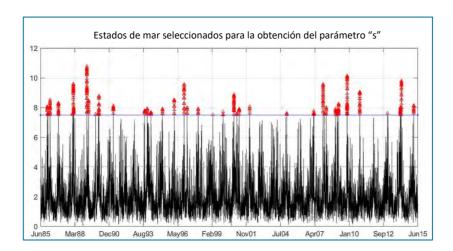


Figura 52. Estados de mar de altura significante superior al umbral 7,5 m. Registros seleccionados para el caculo del parámetro direccional y dirección media. Fuente: Propia, herramienta AMEVA.





En cuanto a la representación de la dirección predominante en el estado límite último, se ha analizado la dispersión direccional del oleaje y del viento observando la colinealidad entre ambas direcciones, por lo que, se ha optado por representar la dirección promedia del oleaje de los estados de mar seleccionados en la Figura 52.

Por consiguiente, la dirección principal promedia de los estados de mar seleccionados en la Figura 52 es alrededor de 308,25 °. Mientras que el promedio de la anchura espectral direccional de  $D(\theta)$ ,  $\sigma_{\theta}$ , asciende a 16,7165°, por lo que, aplicando la ecuación (87) el parametro de dispersión angular es de 22,495.

Por último, se ha definido la orientación de la plataforma en el emplazamiento BiMEP, la cual se ha representado en la Figura 53. Esta orientación de la plataforma permite distribuir de una forma más optima las tensiones que tiene que soportar el sistema de fondeo, ya que, la dirección principal de proveniencia del oleaje y del viento se reparte de forma similar en las líneas 2 y 3.

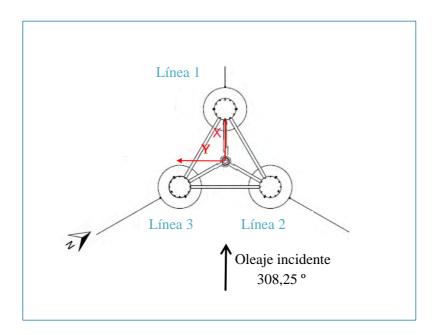


Figura 53. Orientación y ejes globales de la plataforma en situación extrema ubicación BiMEP. Fuente: Propia.





#### 4.4. ETAPA 3. PUESTA EN VALOR DEL MODELO NUMÉRICO

En esta etapa se calculan los desplazamientos en el centro de gravedad de la estructura, las cargas en las líneas de fondeo y las aceleraciones en la góndola del aerogenerador conforme a los estados de mar definidos en la etapa N°2. Para ello, se utilizará el software OASIS y los estados de mar de la boya BiMEP Wavescan.

En un cálculo ideal deberían considerarse los sistemas hidrodinámicos y aerodinámicos del modelo, sin embargo, al ser el software OASIS un paquete de cálculo propietario del Instituto de Hidráulica Ambiental de Cantabria y encontrándose en fase de evolución, el módulo de cálculo aerodinámico está disponible considerando cargas de viento estáticas aplicadas en la torre del aerogenerador, que es una simplificación de los fenómenos dinámicos que se dan en este tipo de instalaciones.

# 4.4.1. ESTIMAR LAS CARGAS EXTREMAS EN LAS LÍNEAS DE AMARRE. EN ESTADO LÍMITE ÚLTIMO ULS

En la Tabla 12 aparecen los coeficientes de seguridad utilizados mayormente en este tipo de instalaciones para las cargas en las líneas de fondeo en los estados limites últimos del mar. El sistema de amarre especificado para esta instalación deberá cumplir los requisitos de seguridad y en ningún momento podrá alcanzar valores superiores a los recogidos en esta tabla. Como este trabajo pretende reproducir la dinámica real de las líneas de amarre en el tiempo mediante el modelo numérico, el factor de seguridad para el ULS es de 2,2.

Tabla 12. Requisitos del factor de carga para el diseño de cabos de amarre. Fuente: Corewind 2020 [28].

Estado de mar	Factor de carga	Clase de seguridad normal	Clase de seguridad alta
ULS	Ymean	1,30	1,50
ULS	Ydyn	1,75	2,20





Es preciso mencionar que en la etapa Nº1 los sistemas de fondeo y amarre se han especificado mediante conectores físicos que funcionan como restricciones de movimientos, con ese fin, cabe recordar que las principales propiedades físicas y mecánicas del sistema de fondeo pueden ser revisadas en la Tabla 6.

Por ende, otro dato a tener en cuenta en el cálculo es la tensión de rotura. La carga máxima que puede aguantar cada cadena sin romperse es de 10.217 KN. Teniendo en cuenta que el coeficiente de seguridad es de 2,20 para clase de seguridad alta, la carga máxima que podría llegar a sufrir cada línea de fondeo equivale 5.108,5 KN.

Se ha de tener en cuenta que la normativa DNVGL-OS-E301 dicta que los efectos ambientales que se aplicarán para la estimación de las cargas en las líneas de fondeo para el estado de mar ULS deben de incluir la combinación más desfavorable de viento, oleaje y corriente en un período de retorno no inferior de 100 años. Por consiguiente, la respuesta del sistema de fondeo en este apartado deberá de ser muy inferior a la carga máxima.

# 4.4.2. ESTIMAR LAS ACELERACIONES EXTREMAS EN LA GÓNDOLA DEL AEROGENERADOR. EN ESTADO LÍMITE ÚLTIMO ULS

El software OASIS calcula la posición del centro de gravedad de la estructura durante el tiempo de simulación especificada. En este caso, resulta interesante analizar la aceleración en el buje del aerogenerador debido a que, durante los eventos de temporal, cuando el espectro se define asumiendo un régimen de oleaje de crestas largas, se conoce que el resultado de la simulación es conservador para las tensiones en el cáncamo, no obstante, esto no es del todo cierto cuando los criterios de diseño son las aceleraciones en punta de torre. Según los criterios de movimientos impuestos por los límites técnicos de la turbina eólica, esta estará restringida no debiendo alcanzar valores excesivos.

En la prueba del modelo, se miden las aceleraciones de la góndola en las tres direcciones: Surge, Sway y Heave.





#### 5. RESULTADOS

#### 5.1. ETAPA 1. CALIBRACIÓN Y VALIDACIÓN DEL MODELO NUMÉRICO

Para validar el modelo numérico, se ha procedido a comparar los resultados del cálculo con los resultados experimentales de los ensayos. Esta comprobación se ha realizado para los ensayos de Static Offset, Ensayos de Extinción (con fondeo y sin fondeo), Ensayo de Oleaje Regular y Ensayo de Viento. En los siguientes apartados aparecen la comparativa de los valores obtenidos por los dos métodos y el ajuste propuesto (calibración).

#### 5.1.1. ENSAYOS DE TENSIÓN-EXCURSIÓN (STATIC OFFSET)

En estas figuras (Figura 54 y Figura 55) se pueden observar las pretensiones que sufren cada línea al desplazar la estructura a una distancia de  $(x^2+y^2)^{1/2}$ .

En la Figura 54 se puede observar las tensiones en los cáncamos cuando se somete la plataforma ante un desplazamiento estático negativo en el eje x . (véase Figura 19).

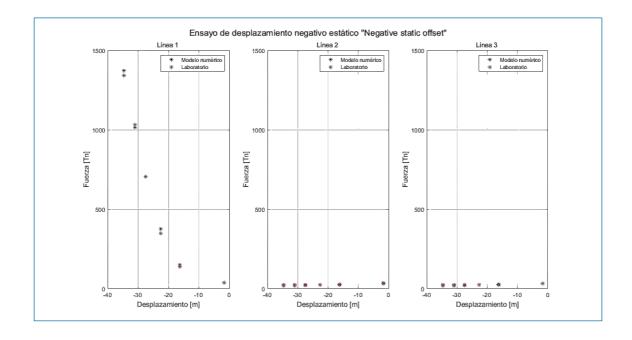


Figura 54. Tensiones en los cáncamos durante el ensayo de laboratorio y de la simulación numérica. Escenario: Excusión estática en Surge negativa. Fuente: Propia.





En la Figura 55 se puede observar las tensiones en los cáncamos cuando se somete la plataforma ante un desplazamiento estático positivo en el eje x . (véase Figura 19).

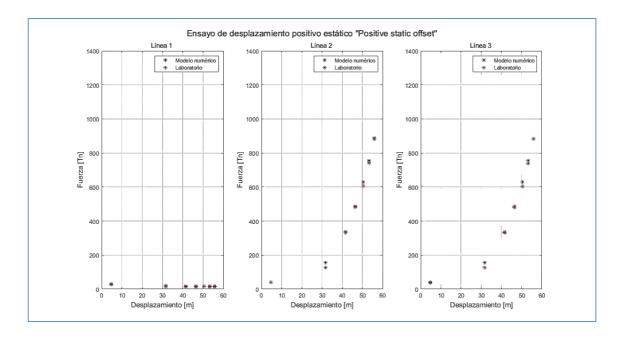


Figura 55. Tensiones en los cáncamos durante el ensayo de laboratorio y de la simulación numérica. Escenario: Excusión estática en Surge positiva. Fuente: Propia.

Como conclusión, cuando la estructura se desplaza colineal al eje x en sentido negativo, la línea 1 sufre un alargamiento, ocasionando una tensión significativa; por lo que su respuesta muestra una fuerte no linealidad que es apreciable tanto en la simulación numérica como en los resultados experimentales.

Los resultados entre la simulación numérica del ensayo de static offset muestran ciertas discrepancias con los resultados experimentales, por ello se ha debido de ajustar el sistema de fondeo alargando 0,8 m la longitud de cada línea, de esta manera las tensiones simuladas son inferiores ajustándose a los resultados obtenidos en laboratorio. A pesar de las diferencias observadas, el ajuste es suficientemente bueno para el estudio objetivo. Como se puede observar en las gráficas, cuando las líneas no están bajo elevadas tracciones, la pretensión medida a partir de los ensayos de laboratorio es similar a la simulada numéricamente. Mientras que, cuando estos sufren estiramientos significativos, la diferencia es más notoria. Por ejemplo, cuando se aplican desplazamientos elevados en el sentido positivo en el eje x, las tensiones obtenidas por la simulación numérica son ligeramente superiores a las experimentales.





#### 5.1.2. ENSAYOS DE EXTINCIÓN (DECAY TEST)

#### 5.1.2.1. ENSAYO DE EXTINCIÓN SIN SISTEMA DE FONDEO

En la Figura 56 se muestran los resultados obtenidos a partir de los ensayos de amortiguación libre sin fondeo. En ella se comparan los resultados del ensayo de extinción realizado en laboratorio y los resultados obtenidos en la simulación numérica para los desplazamientos iniciales dados. Ambos resultados se ajustan correctamente.

El vector de masa añadida para el ajuste del ensayo de extinción ha sido aproximadamente el siguiente [0 0 0.04452 0.29435 0.29271 0], mientras que el vector de amortiguamiento lineal se aproxima a [0 0 1.619\*10^4 5.886\*10^7 5.895\*10^7 0] y el vector de amortiguamiento no lineal se asemeja a [0 0 3.98\*10^6 7.45\*10^10 7.36\*10^10 0]. Gracias al ensayo de extinción es posible conseguir los periodos propios, y los porcentajes de amortiguamiento crítico lineal para cada uno de los grados de libertad analizados.

Debido a la simetría de la plataforma no es necesario analizar los seis grados de libertad. Cuando la estructura no está amarrada, no se estudia su comportamiento en los ejes Surge y Sway debido a que no tiende a recuperar su posición inicial. Tampoco es necesario analizar el comportamiento en Yaw, ya que el centro de gravedad se ubica en el eje de simetría vertical, por lo que, no necesita recuperar su posición inicial para conseguir el equilibrio.

Tabla 13.Periodo natural de la estructura. Fuente: IHCantabria

GdL	Periodo natural (s)						
Heave	19.25						
Roll	37.74						
Pitch	37.72						





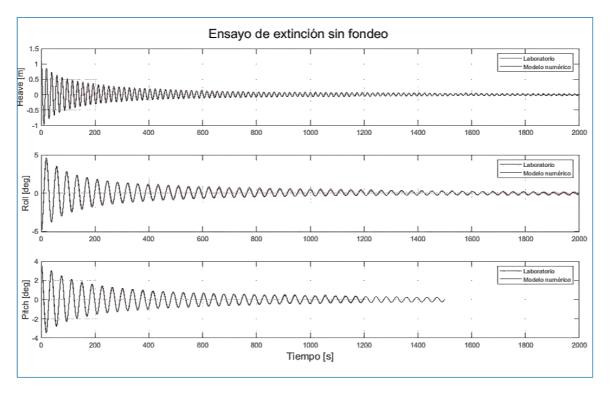


Figura 56. Ensayos de extinción sin fondeo en Heave, Roll y Pitch. Fuente: Propia.

La función de respuesta de impulso (IRF) de un sistema dinámico permite apreciar el comportamiento del sistema, demostrando la reacción dinámica del mismo en función del tiempo cuando se le aplica un cambio externo.

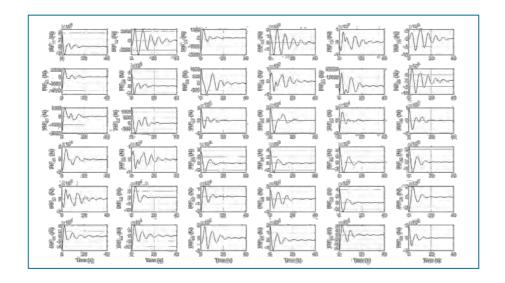


Figura 57. IRF: función de respuesta al impulso. Fuente: Propia.





#### 5.1.2.2. ENSAYO DE EXTINCIÓN CON FONDEO

La Figura 58 exhibe las oscilaciones del movimiento de la estructura cuando se le añade una excursión inicial y se le permite el desplazamiento libre para los seis grados de libertad. La amplitud de la oscilación tiende a converger gracias al amortiguamiento por radiación, por deriva lenta, por la línea de fondeo, por viscosidad y por amortiguamiento de la estructura. Cabe mencionar que no ha sido preciso ajustar la masa y los amortiguamientos añadidos en los grados de libertad Heave, Roll y Pitch, lo que indica que existe una buena concordancia con el ensayo de extinción sin fondeo realizado anteriormente.

Tabla 14. Periodos naturales de la estructura con sistema de fondeo y amarre. Fuente: IHCantabria

GdL	Periodo Natural (s)							
Surge	231.35							
Sway	222.10							
Heave	19.32							
Roll	37.24							
Pitch	37.24							
Yaw	206.22							





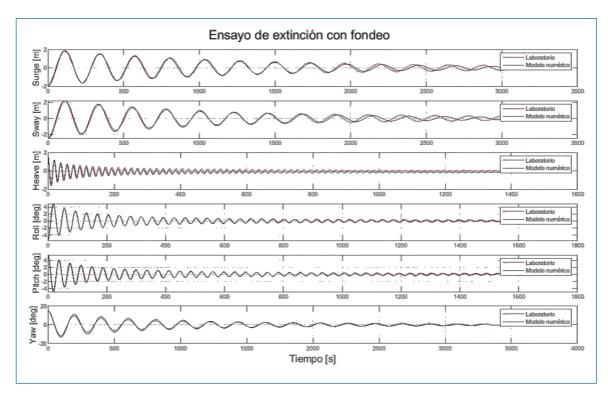


Figura 58. Ensayos de extinción con fondeo en Surge, Sway, Heave, Roll, Pitch y Yaw. Fuente: Propia.

El vector de masa añadida para el ajuste del ensayo de extinción ha sido aproximadamente el siguiente [0.097 0.06 0.04653 0.29435 0.29271 0.28] sobre la masa añadida calculado por el ANSYS. Mientras que el vector de amortiguamiento lineal se aproxima a [7.6\*10^4 8\*10^4 1.619\*10^4 5.886\*10^7 5.895\*10^7 5.8\*10^7] sobre el obtenido en AQWA y el vector de amortiguamiento no lineal se asemeja a [2.1\*10^3 4.8\*10^2 3.98\*10^6 7.45\*10^10 7.36\*10^10 4\*10^7] del amortiguamiento añadido en ANSYS. Cabe resaltar que los arriostramientos al ser relativamente esbeltos sufren de mayores efectos viscosos, elevando el valor de amortiguamiento añadido.

A continuación, se adjuntan las tensiones en cada línea de fondeo durante los ensayos. Se puede apreciar que el margen de error es despreciable, ya que se trata de un margen de escasos centímetros. Esta discrepancia de resultados entra dentro de la tolerancia de medida en el laboratorio.





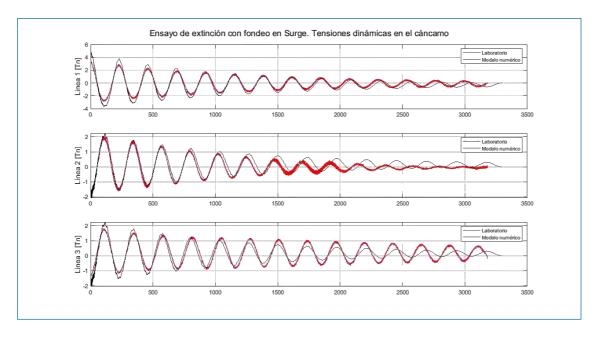


Figura 59. Tensiones dinámicas en el cáncamo durante el ensayo de extinción en el GdL Surge. Fuente: Propia.

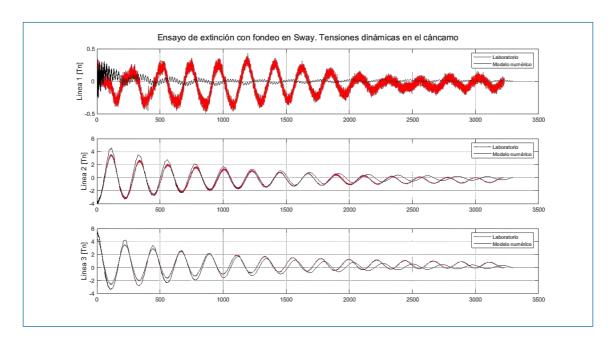


Figura 60. Tensiones dinámicas en el cáncamo durante el ensayo de extinción en el GdL Sway. Fuente: Propia.

Como se aprecia en las anteriores figuras, tras la calibración, el modelo numérico se ajusta perfectamente a los resultados experimentales, tanto en el desplazamiento que toma la plataforma como las tensiones que sufren las líneas de fondeo.





#### 5.1.3. ENSAYOS DE OLEAJE REGULAR

Las Figura 61 y Figura 62 muestran el movimiento de la plataforma en el centro de gravedad correspondientes a los grados de libertad relevantes en el dominio del tiempo cuando la estructura es sometida a un estado de mar operacional de oleaje regular. La primera imagen representa la respuesta de la estructura ante un régimen de periodo de ola medio y en la segunda imagen la respuesta ante oleajes de periodo de ola alto.

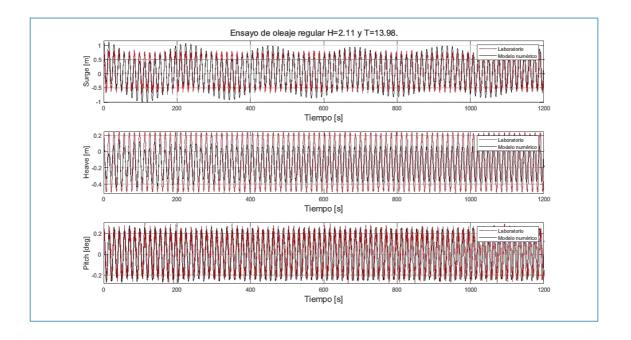


Figura 61. Desplazamientos de la estructura respecto al CoG en los GdL más significativos durante el ensayo de extinción en régimen de oleaje regular y periodo medio. Fuente: Propia.





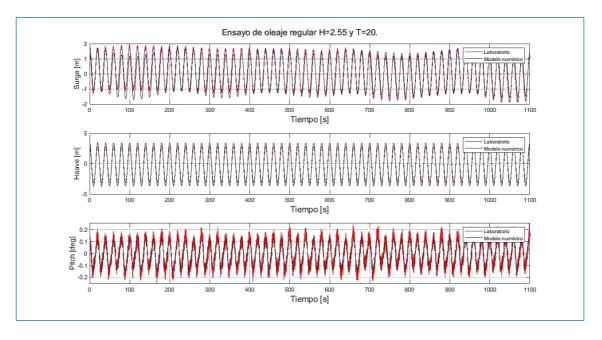


Figura 62. Desplazamientos de la estructura respecto al CoG en los GdL más significativos durante el ensayo de extinción en régimen de oleaje regular y periodo alto. Fuente: Propia.

En las siguientes ilustraciones se pueden observar las tensiones en el cáncamo debidos al régimen del oleaje descrito anteriormente

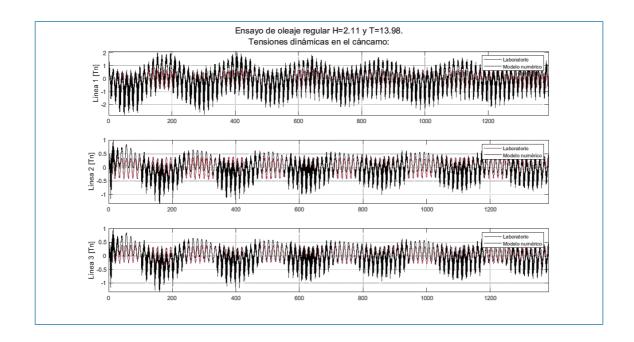


Figura 63. Tensiones dinámicas en el cáncamo durante el ensayo de extinción en régimen de oleaje regular y periodo medio. Fuente: Propia.





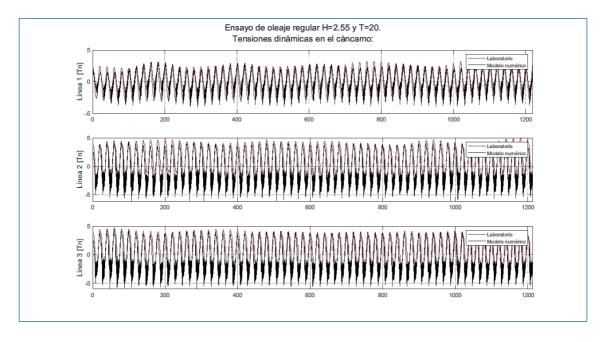


Figura 64. Tensiones dinámicas en el cáncamo durante el ensayo de extinción en régimen de oleaje regular y periodo largo. Fuente: Propia.

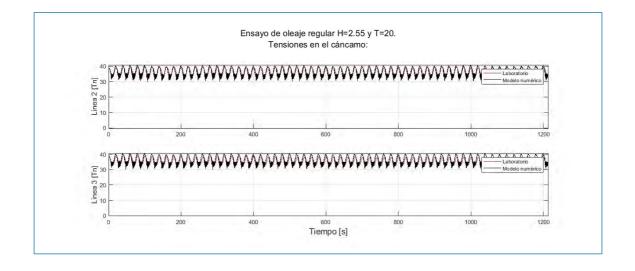


Figura 65. Tensiones en el cáncamo en las líneas principales durante el ensayo de extinción en régimen de oleaje regular y periodo largo. Fuente: Propia.

En la Figura 66 se muestran las respuestas en amplitud "RAOs" respecto al centro de gravedad de los 3 grados de libertad relevantes para la configuración de 2,5 m de altura de oleaje regular. Como se puede apreciar en las gráficas, el valor pico que opta los RAOs se da cerca de los periodos propios de la estructura, ya que al coincidir con el periodo natural la estructura entra en resonancia.





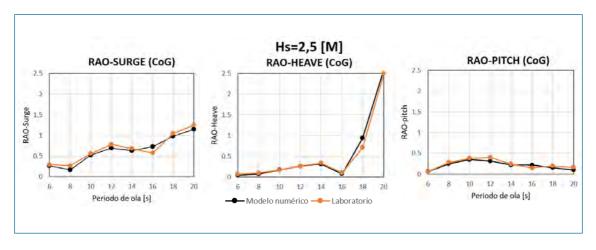


Figura 66. RAO para los estados de mar operacional Hs=2,5m. Fuente: Propia.

A continuación, se adjuntan los desplazamientos previstos para los estados de mar de 5 m de altura significante del oleaje.

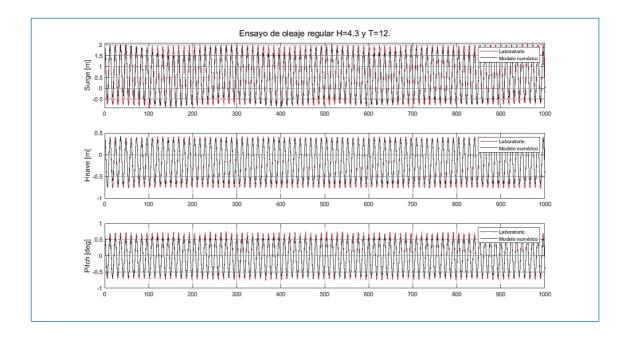


Figura 67. Desplazamientos de la estructura respecto al CoG en los GdL más significativos durante el ensayo de extinción en régimen de oleaje regular y periodo corto. Fuente: Propia





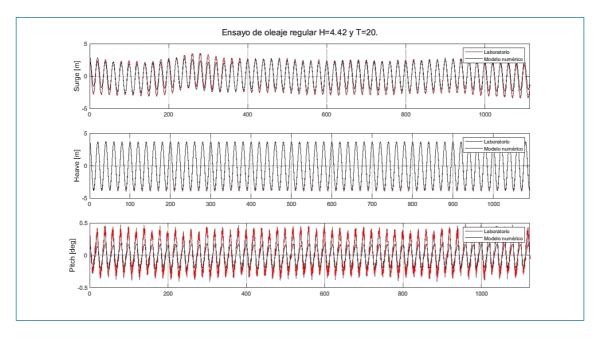


Figura 68. Desplazamientos en los 3 GdL durante el ensayo de extinción en régimen de oleaje regular y periodo largo. Fuente: Propia.

En las siguientes ilustraciones se pueden observar las tensiones en el cáncamo debidos al régimen del oleaje descrito anteriormente.

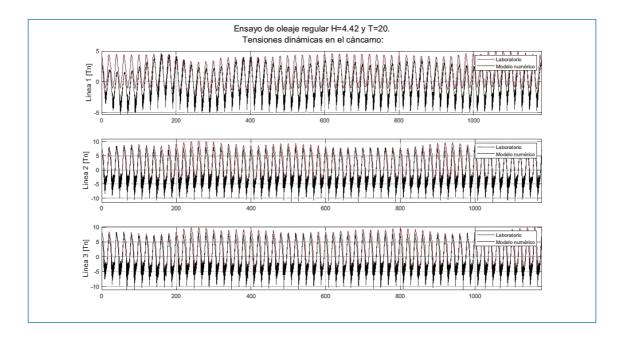


Figura 69. Tensiones dinámicas en el cáncamo durante el ensayo de extinción en régimen de oleaje regular y periodo largo. Fuente: Propia.





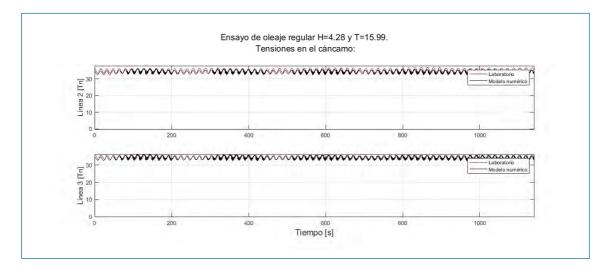


Figura 70. Tensiones en el cáncamo en las líneas principales durante el ensayo de extinción en régimen de oleaje regular. Fuente: Propia.

En la Figura 71 se muestran los operadores de respuesta en amplitud "RAO" respecto al centro de gravedad de los 3 grados de libertad para la configuración de 5 m de altura de oleaje regular.

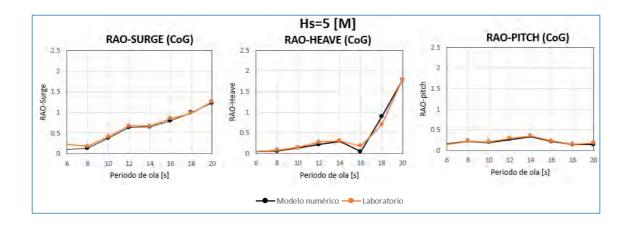


Figura 71. RAO para los estados de mar operacional Hs=5m. Fuente: Propia.

Tanto los cálculos de esfuerzos en el cáncamo como el análisis de RAO en los ensayos de oleaje muestran una gran convergencia, validándose el modelo numérico.





Es posible ver la influencia del periodo natural en el GdL Heave, ya que alrededor del periodo propio (≈19,32 s) la amplitud de respuesta alcanza un valor superior. Cabe mencionar que en el GdL Pitch, en el caso de haber analizado un rango de frecuencia más amplio sería posible diferenciar dos picos, el primero se da debido a la excitación del oleaje con la estructura y el segundo debido a la respuesta propia del muelle amortiguador.

Como conclusión tras la comparativa entre las simulaciones y los resultados de los ensayos regulares, ha sido necesario aumentar ligeramente el coeficiente de amortiguamiento en el grado de libertad Heave para un mayor ajuste. Tras esta modificación, se ha concluido que tanto para el régimen de oleajes de 2,5 m, como en régimen de 5 m de altura significativa de ola la simulación del modelo numérico predice correctamente la respuesta de la plataforma flotante, llegando incluso a ajustarse con un grado elevado de exactitud al comportamiento menos lineal.





#### 5.1.1. ENSAYOS DE OLEAJE IRREGULAR

En la Tabla 5 se muestra los desplazamientos medidos en el centro de gravedad de la plataforma con respecto a la posición estática durante el ensayo de laboratorio y durante la simulación numérica cuando se le aplica oleajes de régimen irregular.

Tabla 15. Oleaje Irregular. Movimientos estadísticos en el centro de gravedad de la plataforma con respecto a la posición estática-equilibrio: Media-Máximo. Fuente: Propia

	Modelo laboratorio						Modelo numérico						
	Surge (m)		) Heave (m)		Pitch (deg)		Surge (m)		Heave (m)		Pitch (deg)		
	Mean	Max	Mean	Max	Mean	Max	Mean	Max	Mean	Max	Mean	Max	
1	6.02	14.76	0.04	-0.44	0.12	-2.14	5.81	14.23	0.04	-0.42	0.1	-2.09	
2	8.71	20.65	-0.26	-1.25	-0.10	-3.21	8.20	19.21	-0.03	-1.2	-0.08	-3.02	
3	12.55	27.85	0.07	-2.56	0.12	-5.54	11.97	26.05	0.08	-2.38	0.1	-4.83	
4	11.19	26.43	0.05	-3.79	0.07	-5.77	10.72	24.71	0.05	-3.76	0.07	-5.26	
5	9.84	24.78	-0.06	-5.96	-0.07	-6.02	9.12	23.1	-0.06	-6.02	-0.06	-5.56	

Como se aprecia en la tabla, el ajuste es correcto y no ha sido necesario calibrar el modelo numérico ( $\pm$  7.5).





#### 5.1.2. ENSAYOS DE VIENTO

Debido a la configuración del sistema, la excitación en los GdL Sway, Roll y Yaw son despreciables, por ello, se han analizado únicamente los grados de libertad Surge, Heave y Pitch.

En la Tabla 16 se muestra el resultado de la calibración y validación del ensayo de viento constante.

Los ensayos con viento fueron generados con tres velocidades de viento: velocidad 12 m/s, velocidad 16 m/s y velocidad 23 m/s.

Tabla 16. Ensayos con fuerza constante aplicado en el buje del aerogenerador. Movimientos estadísticos en el centro de gravedad de la plataforma con respecto a la posición estática-equilibrio: Media-Máximo. Fuente: Propia

	Modelo laboratorio						Modelo laboratorio						
	Surge (m)		Heave (m)		Pitch (deg)		Surge (m)		Heave (m)		Pitch (deg)		
	Mean	Std	Mean	Std	Mean	Std	Mean	Std	Mean	Std	Mean	Std	
1	28.94	0.18	-0.58	0.01	6.59	0.05	28.91	0.18	-0.64	0.01	5.78	0.05	
2	23.96	0.43	-0.48	0.01	4.24	0.05	23.3	0.42	-0.53	0.01	3.8	0.05	
3	20.03	0.81	-0.38	0.02	3.03	0.07	19.43	0.79	-0.40	0.02	2.86	0.07	

Se puede apreciar una divergencia ligera entre los resultados. No obstante, entran dentro de la tolerancia exigida para la validación del método de cálculo numérico ( $\pm$  10).





#### 5.2. ETAPA 2. ANÁLISIS DE LOS ESTADOS DE MAR

A continuación, se muestra el estado de mar definido en la ubicación de la plataforma (BiMEP). Mediante la distribución del valor extremo generalizado (GEV), Figura 40, se ha obtenido la altura de ola cuya probabilidad de superación en un año es del 98%, siendo la altura de ola para el periodo de retorno de 50 años de 11,6 m y el periodo de pico de 12 s. Ademas, se ha definido la dirección promedia del oleaje fijando su valor en 308,25 °.

Respecto a los valores de los parametros espectrales, se ha considerando el valor del parametro gamma del espectro JOSNWAP de 1,85 y el parametro de dispersion angular del espectro direccional de 22,495.

Como resultado final de esta etapa, en las siguientes gráficas se muestran los espectros del estado de mar ULS, tanto el espectro escalar representado en la Figura 72 como el espectro bidimensional que se aprecia en la Figura 73. Esta última hace referencia al espectro bidimensional en la que la energía se ajusta a la propagación del oleaje, tanto a su direccionalidad como a su distribución frecuencial. Estos dos espectros serán los utilizados para calcular las cargas extremas en las líneas de fondeo y las aceleraciones máximas en la góndola del aerogenerador.

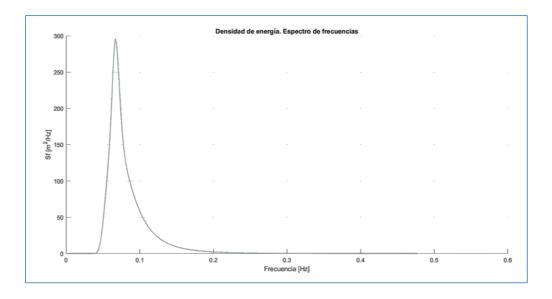


Figura 72. Espectro escalar del estado de mar seleccionado para el estudio ULS (Tr=50 años). Análisis realizado con los registros reanalizados del instrumento Wavescan. Ubicación BiMEP. Fuente: Propia.





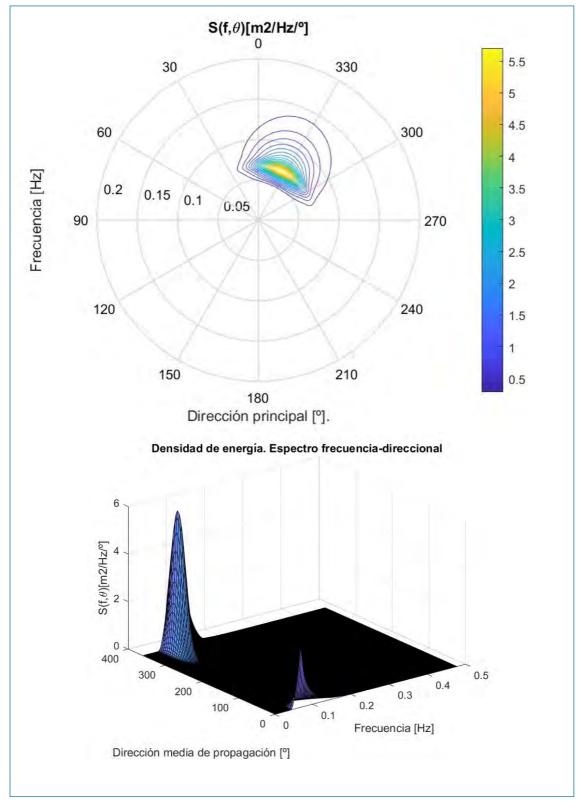


Figura 73. Espectro bidimensional del estado de mar seleccionado para el estudio ULS. El estado de mar ha sido calculado para el periodo de retorno de 50 años de los registros del instrumento Wavescan. Ubicación BiMEP.

Fuente: Propia.





#### 5.3. ETAPA 3. PUESTA EN VALOR DEL MODELO NUMÉRICO

Una vez validado y calibrado el modelo numérico y considerado el espectro escalar y el espectro bidimensional del oleaje de referencia, habiendo calculado el efecto del viento en la torre del aerogenerador, se ha procedido a ejecutar el programa OASIS.

En esta etapa se realiza el analisis comparativo de las cargas extremas alcanzadas en los cáncamos de cada línea de fondeo y las aceleraciones en el buje del aerogenerador.

En la siguiente imagen se aprecian los desplazamientos de la plataforma obtenidos por la simulación cuando se aplica un estado de mar ULS mediante el espectro escalar sin considerar la afección aerodinámica del viento.

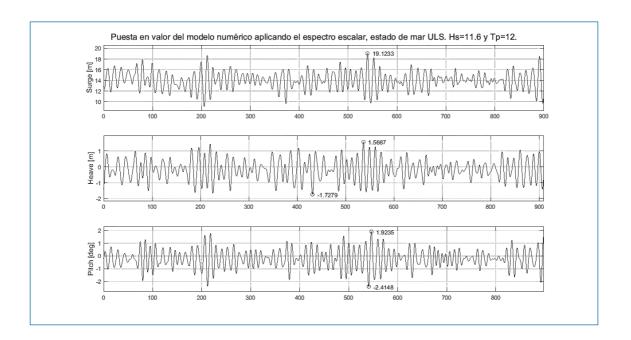


Figura 74. Desplazamientos de la estructura respecto al CoG al aplicar un oleaje correspondiente al estado límite último mediante espectro escalar. Teniendo únicamente las afecciones hidrodinámicas. Fuente: Propia.

En la Figura 75 se aprecian los desplazamientos de la plataforma obtenidos por la simulación cuando se aplica un estado de mar ULS mediante el espectro bidimensional sin considerar la afección aerodinámica del viento.





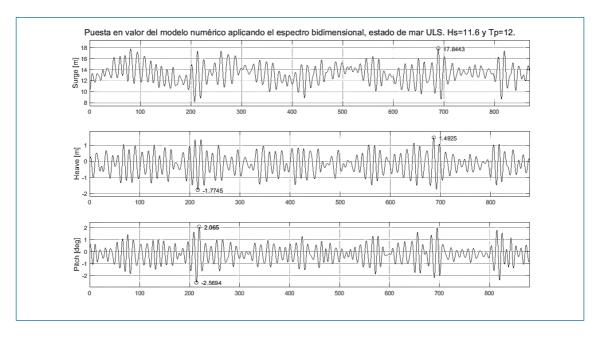


Figura 75. Desplazamientos de la estructura respecto al CoG al aplicar un oleaje correspondiente al estado límite último mediante espectro bidimensional. Teniendo únicamente las afecciones hidrodinámicas. Fuente: Propia.

En la siguiente imagen se aprecian los desplazamientos de la plataforma obtenidos por la simulación cuando se aplica un estado de mar ULS mediante el espectro escalar considerando la afección aerodinámica del viento.

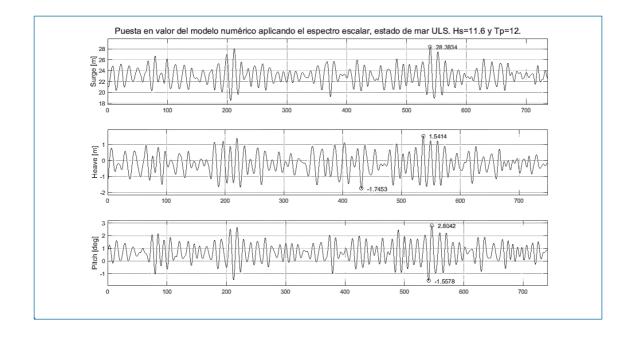


Figura 76. Desplazamientos de la estructura respecto al CoG al aplicar un oleaje correspondiente al estado límite último mediante espectro escalar. Teniendo en cuenta las afecciones hidrodinámicas y aerodinámicas. Fuente:

Propia.





En la siguiente imagen se aprecian los desplazamientos de la plataforma obtenidos por la simulación cuando se aplica un estado de mar ULS mediante el espectro bidimensional considerando la afección aerodinámica del viento.

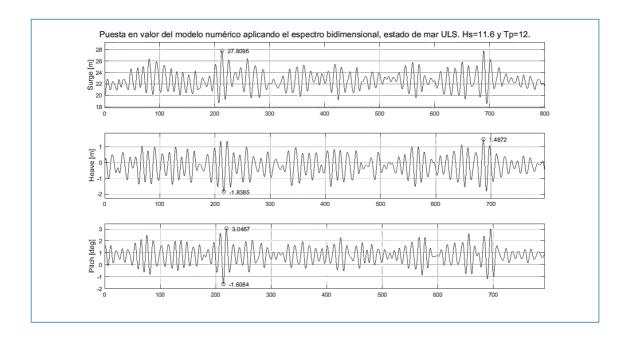


Figura 77 Desplazamientos de la estructura respecto al CoG al aplicar un oleaje correspondiente al estado límite último mediante espectro bidimensional. Teniendo en cuenta las afecciones hidrodinámicas y aerodinámicas.

Fuente: Propia.





# 5.3.1. ESTIMAR LAS CARGAS EXTREMAS EN LAS LÍNEAS DE FONDEO. EN ESTADO LÍMITE ÚLTIMO ULS

En las siguientes imágenes se muestran los esfuerzos en los cáncamos de las tres líneas para el estado límite último debido a un evento singular de periodo de retorno de 50 años definido por el espectro escalar y por el espectro bidimensional, sin considerar la afección aerodinámica del viento.

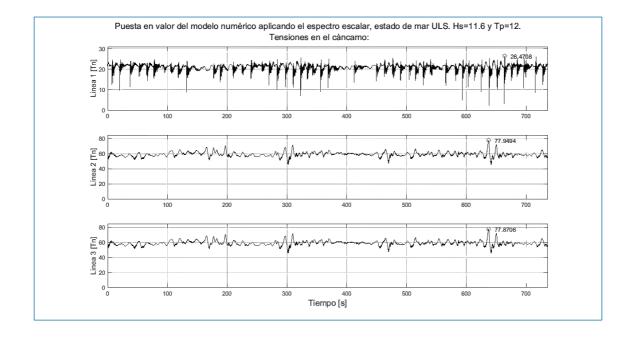


Figura 78. Tensiones en el cáncamo en régimen ULS definido mediante espectro escalar. Teniendo únicamente las afecciones hidrodinámicas. Fuente: Propia.





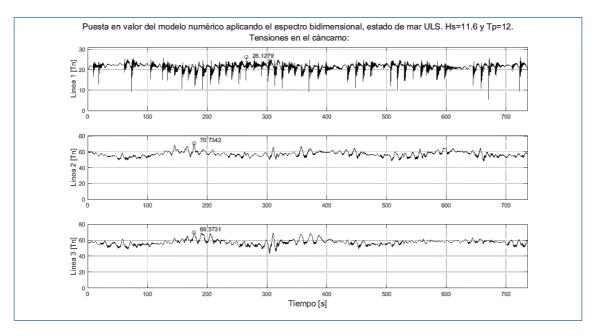


Figura 79. Tensiones en el cáncamo en régimen ULS de oleaje definido mediante espectro bidimensional. Teniendo únicamente las afecciones hidrodinámicas. Fuente: Propia.

En las siguientes imágenes se muestra las tensiones que sufren los cáncamos ante las cargas hidrodinámicos y aerodinámica. Tanto para el espectro escalar como para el espectro bidimensional.

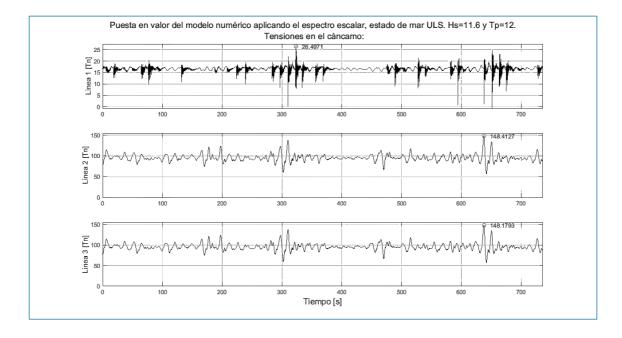


Figura 80. Tensiones en el cáncamo en régimen ULS definido mediante espectro escalar. Teniendo en cuenta las afecciones hidrodinámicas y aerodinámicas. Fuente: Propia.





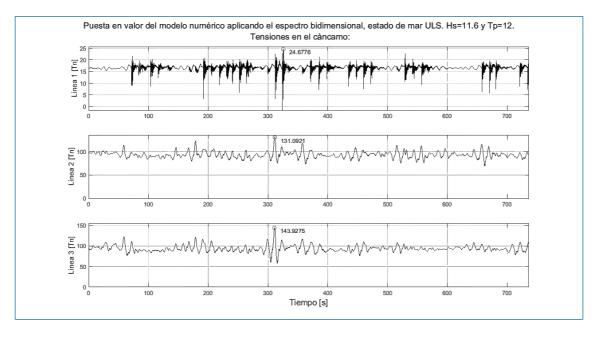


Figura 81. Tensiones en el cáncamo en régimen ULS definido mediante espectro bidimensional. Teniendo en cuenta las afecciones hidrodinámicas y aerodinámicas. Fuente: Propia

A priori, los resultados son los esperados dado que se han registrado las cargas más elevadas en las líneas 2 y 3, la cuales están más expuestas a la dirección media del oleaje y del viento.

No existe gran diferencia entre los cálculos de cargas máximas en los cáncamos para ambas simulaciones: entre la ampliación del espectro escalar y del espectro bidimensional. El valor máximo alcanzado para el cálculo aplicando el espectro escalar sin viento es de 77,95 Tn, mientras que, aplicando el espectro bidimensional la carga máxima obtenida por esta línea alcanzaría 70,73 Tn, siendo esta última más realista y a la vez menos conservadora.

La consideración del efecto aerodinámico tiene gran relevancia, ampliando la magnitud de las tensiones de las líneas 2 y 3 a valores de 148,41 Tn.

Estos valores de ULS (Estado Límite Último) deben ser soportados por las líneas de fondeo. Como última consideración se deberá comprobar que el diseño de la línea de fondeo elegido para este cálculo resiste los esfuerzos calculados en el modelo.





Tras la interpretación de la gráfica se observa que los mayores esfuerzos se producen en los cáncamos de las líneas 2-3, alcanzando un valor pico de 148,41 Tn que equivale a un valor de 1.455 KN. 3,5 veces inferior a la carga máxima que puede someterse cada línea de fondeo según los límites de la norma DNVGL-OS-E301 que se mencionan en el capítulo 4.4.1. del presente proyecto.

# 5.3.2. ESTIMAR LAS ACELERACIONES EXTREMAS EN LA GÓNDOLA DEL AEROGENERADOR. EN ESTADO LÍMITE ÚLTIMO ULS

Uno de los parámetros más significantes en el diseño de los aerogeneradores FOWT es la aceleración máxima a la cual puede someterse la turbina eólica. Este parámetro normalmente es fijado por los fabricantes. Este valor suele limitarse al rango de 0,2 g y 0,4 g [29]. En el caso de aerogeneradores ubicados en aguas profundas, donde el mantenimiento es más difícil y la turbina es más robusta, y en condiciones de supervivencia ULS para el periodo de retorno de 50 años, suele estimarse una aceleración admisible en la góndola de 0,4 g [30], lo que supone aceleraciones máximas permitidas de 3,92 m/s².

En la Figura 82 y Figura 83 aparecen las gráficas de las aceleraciones extremas en el buje del aerogenerador simuladas mediante el modelo numérico al aplicar un régimen de oleaje definido mediante un espectro escalar y mediante un espectro bidimensional respectivamente. Este análisis se ha llevado a cabo para los movimientos Surge, Sway y Heave en el buje del aerogenerador. Para estas simulaciones se han considerado únicamente los esfuerzos hidrodinámicos.





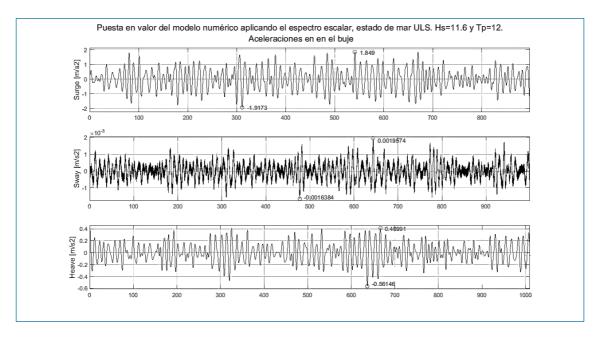


Figura 82. Respuesta de las aceleraciones en el buje aplicando el espectro escalar. Teniendo únicamente las afecciones hidrodinámicas. Fuente: propia.

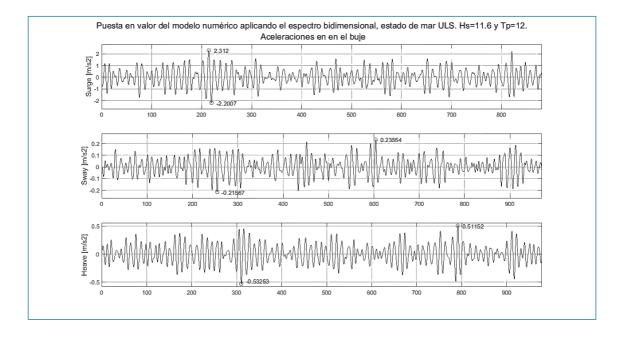


Figura 83. Respuesta de las aceleraciones en el buje aplicando el espectro bidimensional. Teniendo únicamente las afecciones hidrodinámicas. Fuente: Propia.



En la Figura 84 y en la Figura 85 aparecen las gráficas de las aceleraciones extremas en el buje del aerogenerador simuladas mediante el modelo numérico al aplicar un régimen de oleaje definido mediante un espectro escalar y mediante un espectro bidimensional, teniendo en cuenta los esfuerzos hidrodinámicos y aerodinámicos.

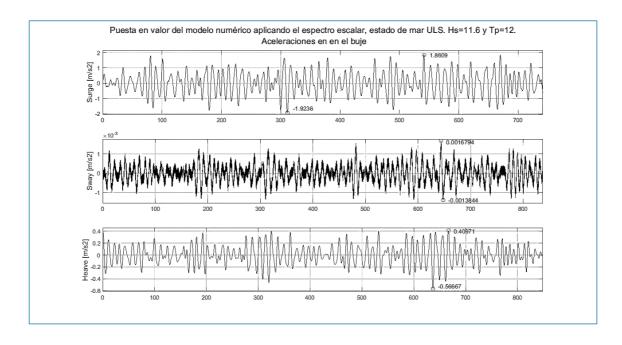


Figura 84. Respuesta de las aceleraciones en el buje aplicando el espectro escalar. Teniendo en cuenta las afecciones hidrodinámicas y aerodinámicas. Fuente: Propia.

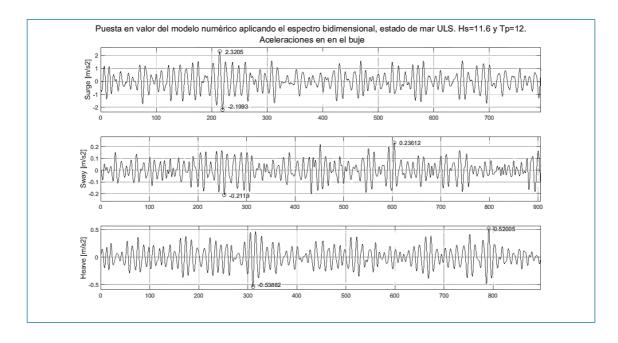


Figura 85. Respuesta de las aceleraciones en el buje aplicando el espectro bidimensional. Teniendo en cuenta las afecciones hidrodinámicas y aerodinámicas. Fuente: Propia.





Las aceleraciones máximas se registran en el movimiento Surge para ambos cálculos, siendo la aceleración máxima de 2,3205 m/s². Esta respuesta es lógica conociendo la dirección media del oleaje. Cabe mencionar que en ningún caso se rebasa la aceleración crítica de 3,92 m/s².

El valor de la aceleración extrema en el movimiento Surge calculado mediante el espectro bidimensional es 20,63 % superior a la aceleración máxima obtenida mediante el espectro escalar.

El efecto del viento al haberse considerado como una fuerza constante en el tiempo, en este caso el efecto aerodinámico no afecta a las aceleraciones registradas en el buje del aerogenerador.

Las aceleraciones en el resto de los movimientos (Sway y Heave) son menores. La aceleración máxima en el movimiento Sway aumenta drásticamente, en este caso hasta en un 13.959,78 %, al definir el estado teniendo en cuenta la dispersión direccional del oleaje, sin embargo, el valor sigue siendo reducido (0,236 m/s²). Este dato se justifica debido a que en el cálculo escalar apenas existe desplazamiento en Sway y giros en Roll. Sin embargo, las aceleraciones en el movimiento en Heave han reducido hasta en un 4,91 % su valor al aplicar el espectro bidimensional.





#### 6. CONCLUSIONES Y FUTURAS LÍNEAS DE INVESTIGACIÓN

El aerogenerador marino flotante (FOWT) es una tecnología emergente y es catalogada por la Comisión Europea como una de las tecnologías a desarrollar para cumplir los objetivos de descarbonización. El instituto IHCantabria ha demostrado liderazgo en el desarrollo de herramientas y medios de ensayos de laboratorio para la validación de estas tecnologías.

Esta tesina ha constatado la importancia de una definición correcta y precisa del espectro del oleaje para la validación de los sistemas de fondeo de las plataformas flotantes, y las diferencias considerables cuando se emplean espectros de oleaje escalares o bidimensionales. Como conclusiones de las tres etapas destaca que:

La comparativa de los resultados entre la simulación numérica y los resultados de los ensayos realizados en el laboratorio (static offset, decay test, ensayos con oleaje regular y de viento) validan el modelo numérico utilizado para esta tesina.

Es necesario calibrar y validar experimentalmente los modelos numéricos para conseguir un producto de mayor exactitud y maximizar la efectividad. Sin embargo, cabe mencionar que, aunque existe una ligera divergencia entre los resultados de la simulación numérica de la plataforma con los resultados de laboratorio, el grado de convergencia se puede considerar óptimo. Como futuros trabajos se propone aumentar la precisión del modelo numérico calculando nuevamente las funciones de transferencia cuadrática QTFs, añadiendo una mayor resolución frecuencial con valores próximos al periodo propio de la plataforma.

En el ensayo de tensión-excursión, el análisis de convergencia se plantea para desplazamientos reales inferiores a 40 m. La mayor divergencia ocurre para un desplazamiento positivo de 20 m en el eje x. En este caso, la fuerza en el cáncamo calculada numéricamente es superior en un 7,78 % a la obtenida en el laboratorio.

Siendo el cálculo numérico más restrictivo en cuanto al valor de los esfuerzos, el uso del modelo garantizará estar siempre por el lado de la seguridad.





Por otro lado, es posible apreciar en la calibración realizada mediante los ensayos de extinción, la alta influencia de los efectos viscosos originados especialmente por los arriostramientos de la estructura, ya que, ha sido necesario añadir valores elevados de amortiguamiento y masa añadidos.

Con respecto al cálculo del espectro de oleaje en la ubicación BiMEP, se ha conseguido determinar los parámetros clave del mismo; dirección media del oleaje, parámetro de dispersión direccional del olaje, periodo de pico del oleaje, altura significante del oleaje, velocidad media del viento y su dirección, cabiendo destacar que la altura de ola para el periodo de retorno de 50 años es de 11,6 m.

También es posible como trabajo futuro definir un espectro escalar más ajustado a la realidad mediante la aplicación de modelos espectrales bimodales como los nombrados en la página 66 del presente documento.

Con respecto al cálculo de las cargas extremas en las líneas de fondeo se concluye que las cargas calculadas aplicando ambas definiciones de estados de mar (espectro unidimensional y bidimensional) son similares. La carga máxima calculada es de 1.455 KN, siendo inferior a la carga máxima de diseño de la línea de fondeo elegida (5.108,5 KN). Indicando que la elección del tipo de cadena es el correcto.

El mayor impacto de considerar el espectro bidimensional frente al espectro escalar se da en el cálculo de las aceleraciones en el buje del aerogenerador. La aceleración en la punta de la torre tiene un alto impacto en el momento de torsión del eje y, por tanto, en su dimensionamiento físico y en el CAPEX. Los mecanismos instalados en el interior de la góndola deberán de resistir las cargas inerciales originadas por las aceleraciones en el buje del aerogenerador, por lo que, las aceleraciones calculadas marcarán el límite de los componentes mecánicos de la turbina eólica.

En esta tesina, se ha demostrado que aplicando diferentes definiciones de espectros de oleajes para el mismo estado de mar se obtienen diferencias significativas en las aceleraciones en el buje. Como criterio de diseño para tecnologías FOWT ubicadas en grandes profundidades, se adoptan valores de aceleración máximas en el buje de 0,4 g





(3,92 m/s2). Aplicando el método numérico con oleaje bidimensional se ha obtenido una aceleración extrema de 2,32 m/s², por lo tanto, cumpliendo con el criterio de diseño, si bien, la consideración del oleaje bidimensional ha supuesto un aumento del valor extremo de aceleración de un 20,63 % con respecto al cálculo considerando únicamente el espectro escalar, durante las simulaciones realizadas en el presente proyecto las aceleraciones en la góndola han sido admisibles.

El paquete de cálculo, OASIS, que está siendo desarrollado por el IHCantabria, es una herramienta fundamental para conocer el comportamiento de los sistemas de fondeo y todavía se encuentra en desarrollo. En esta tesina las solicitaciones aerodinámicas se han calculado considerando una fuerza puntual equivalente, por lo que, se plantea repetir los cálculos una vez desarrollado e integrado el módulo de cálculo aerodinámico en el paquete de OASIS.

El análisis de fatiga de las líneas de fondeo según las normas DNV-GL y la afección de las corrientes marinas debieran ser consideradas como líneas de investigación en futuros proyectos

Finalmente, es de mencionar que la geometría de la plataforma semisumergible se ha basado en el proyecto DeepCwind, la cual es una plataforma de referencia para validar las herramientas de modelización de aerogeneradores flotantes en alta mar. Por consiguiente, un posible trabajo futuro sería alterar el diseño de la plataforma para mejorar las características del amarre y flotabilidad de la estructura.



#### 7. REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] C. Barrera, I. J. Losada, R. Guanche, and L. Johanning, "The influence of wave parameter definition over floating wind platform mooring systems under severe sea states," *Ocean Eng.*, vol. 172, no. July 2018, pp. 105–126, Jan. 2019, doi: 10.1016/j.oceaneng.2018.11.018.
- [2] European Commission, "Boosting Offshore Renewable Energy for a Climate Neutral Europe." doi: IP/20/2096.
- [3] I. Industrial, G. Solar, P. Internacio-, and G. Energ, "Los Parques Eólicos Marinos (II / III )," pp. 12–16, 2008.
- [4] V. D. C. Sara Ferreño González, Laura Castro Santos and J. Á. F. Fraguela, "Estudio, caracterización y comparación de tipologías de plataformas para soporte de aerogeneradores en alta mar," pp. 1–39, 2011, [Online]. Available: https://www.gii.udc.es/img/gii/files/Tipologias\_Soportes\_Aerogeneradores-Ferreno\_Castro\_Diaz\_Fraguela.pdf.
- [5] B. of S. and E. Enforcement, "Ready-to-float: A permanent cost reduction for offshore wind." [Online]. Available: https://www.windpowerengineering.com/ready-to-float-a-permanent-cost-reduction-for-offshore-wind/.
- [6] J. Cruz and M. Atcheson, *Floating Offshore Wind Energy*. Cham: Springer International Publishing, 2016.
- [7] P. Brownsort, "Review of single point mooring types and suitability," vol. 44, no. May, 2015, [Online]. Available: https://www.sccs.org.uk/images/expertise/misc/SCCS-CO2-EOR-JIP-Offshore-offloading.pdf.
- [8] Y. Goda, *Random seas and design of maritime structures*, Vol 15. University of Tokio, 2000.
- [9] A. Tomás Sampedro, "Metodologías de calibración de bases de datos de reanálisis de clima marítimo," *Tesis Dr. en Red*, p. 39, 2009.
- [10] "Marine traffic." https://www.marinetraffic.com/es/ais/home/centerx:-3.0/centery:43.4/zoom:11.
- [11] Insituto geográfico Nacional, "Topografía submarína del entorno Ibérico." [Online]. Available: http://www2.ign.es/MapasAbsysJPG/11-I-12\_01.jpg.



- [12] IHCantabria and BiMEP, "TRL + Project and Metocean Analysis of BiMEP for Offshore Design," 2017. www.trlplus.com.
- [13] L. DaiHan Anchor Chain Mfg. Co., "World' s Leader in Chain Manufacturing \_ DAI HAN," 2013, [Online]. Available: http://www.dhac.co.kr/data/Catalogue for DaiHan Anchor Chain Mfg.pdf.
- [14] DNV GL AS, "Offshore Standard Position mooring (DNVGL-OS-E301), Edition July 2017," no. July, 2017, [Online]. Available: https://rules.dnv.com/docs/pdf/DNV/os/2018-07/dnvgl-os-e301.pdf.
- [15] L. H. Holthuijsen, *Waves in Oceanic and Coastal Waters*, vol. 7, no. 1. Cambridge University Press, 2007.
- [16] Y. A. Twumasi and E. C. Merem, "User manual and system documentation of WAVEWATCH III," *Int. J. Environ. Res. Public Health*, vol. 3, no. 1, pp. 98–106, 2006.
- [17] R. Silva, "Análisis y descripción estadística del oleaje," no. October, 2019, [Online]. Available: https://www.researchgate.net/profile/Rodolfo-Silva-9/publication/323488728\_Analisis\_y\_descripcion\_estadistica\_del\_oleaje/links/5d 95c803a6fdccfd0e722ca4/Analisis-y-descripcion-estadistica-del-oleaje.pdf.
- [18] Q. Guo and Z. Xu, "Simulation of deep-water waves based on JONSWAP spectrum and realization by MATLAB," *Proc. 2011 19th Int. Conf. Geoinformatics, Geoinformatics 2011*, no. July, 2011, doi: 10.1109/GeoInformatics.2011.5981100.
- [19] D. N. V. G. L. As, "Wave loads," *Anal. Des. Mar. Struct.*, no. January, pp. 1–1, 2013, doi: 10.1201/b15120-2.
- [20] M. Conference and E. Union, *Measuring and analysing the directional spectra of ocean waves*. 1971.
- [21] "Análisis del oleaje a largo plazo: regímenes," pp. 30–40, [Online]. Available: https://www2.ulpgc.es/hege/almacen/download/40/40177/oleaje\_corto\_plazo.pdf...
- [22] Z. Qi *et al.*, "Research on the algorithm model for measuring ocean waves based on satellite GPS signals in China," *Sensors (Switzerland)*, vol. 19, no. 3, 2019, doi: 10.3390/s19030541.
- [23] C. Lee, J. S. Jung, and M. C. Haller, "Asymmetry in directional spreading function of sea waves due to refraction," *Proc. Int. Conf. Offshore Mech. Arct. Eng. OMAE*, vol. 4, no. PART A, pp. 415–423, 2009, doi: 10.1115/OMAE2009-79632.



- [24] Det Norske Veritas (DNV), "Guideline DNV-RP-C205 Environmental Conditions and Environmental Loads," *Dnv*, no. October, pp. 1–182, 2010, [Online]. Available: https://rules.dnv.com/docs/pdf/dnvpm/codes/docs/2010-10/RP-C205.pdf.
- [25] DNV, "Guideline DNV-ST-0437 Loads and site conditions for wind turbines," no. November 2016, 2016.
- [26] G. de E. ROM 0.3-91 and -Puertos del Estado Ministerio de Fomento, "Anejo I. Clima Marítimo en el Litoral Español," 1991, [Online]. Available: https://widispe.puertos.es/rom/storage/public/docROM/ROM 0\_3-91.pdf.
- [27] G. de E. ROM 0.4-95 and -Puertos del Estado Ministerio de Fomento, "Acciones climáticas II: Viento," *Recomendaciones para Obras Maritimas*. p. 250, 1995.
- [28] M. Ikhennicheu, M. Lynch, S. Doole, and F. Borisade, "Review of the state of the art of mooring and anchoring designs, technical challenges and identification of relevant DLCs," *Corewind*, no. February, p. 88, 2020, [Online]. Available: http://files/95/R\_2020\_COREWIND-D2.1-Review-of-the-state-of-the-art-of-mooring-and-anchoring-designs.pdf.
- [29] T. P. Nederkoorn and H. C. Seyffert, "Long-term rogue wave occurrence probability from historical wave data on a spatial scale relevant for spar-type floating wind turbines," *Ocean Eng.*, vol. 251, no. March, p. 110955, 2022, doi: 10.1016/j.oceaneng.2022.110955.
- [30] S. Boo, Sung and Zou, Jun and IM, "Conceptual design of 5MW floating wind turbines for Korean offshore', The 2013 World Congress on Advances in Structural Engineering and Mechanics, Jeju, Korean.," 2013, [Online]. Available: http://www.i-asem.org/publication\_conf/asem13/220.T2H.1.MS507\_1233F.pdf.



# La importancia del análisis de la definición espectral del oleaje en la dinámica de plataformas eólicas flotantes

Autora: Iratxe Larrieta-Sedano. Dirigido por: Raúl Guanche-García. Codirector: Iñigo Losada Rodrígez Escuela Técnica Superior de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos. Universidad de Cantabria. Trabajo de fin de Máster Universitario en Ingeniería de Caminos, Canales y Puertos.

Santander, Septiembre de 2022.



#### Resumen

La energía eólica marina es un recurso renovable que permite producir energía ilimitada, limpia y de manera sostenible. Así lo constata que la Comisión Europea haya reconocido este recurso y hoy en día forma parte de sus estrategias para alcanzar los objetivos de neutralidad climática impuestos para el año 2050. Se hace necesario desarrollar tecnologías en aguas profundas que permitirán extraer mayores aportes energéticos. En especial, es necesario el desarrollo de las tecnologías FOWT (Floating Offshore Wind Turbines).

Uno de los retos a los que se enfrentan la tecnología FOWT es conseguir un LCOE (Levelized Cost Of Electricity) competitivo con el resto de tecnologías de generación eléctrica renovable. Este coste, CAPEX y OPEX, se ve influenciado por el diseño de la plataforma flotante, su sistema de fondeo y su mantenimiento; y depende en gran medida de los diferentes estados de mar del emplazamiento.

En este trabajo se analiza la respuesta dinámica de la plataforma al someter esta al Estado de mar Límite Último (ULS) considerando dos modelos de espectros de oleaje: escalar y bidimensional. Para ello, se ha desarrollado un modelo de cálculo numérico empleando los softwares ANSYS, MATLAB y un paquete propio del IHCantabria, llamado OASIS. La simulación se realiza sobre una plataforma semisumergible de diseño DeepCWind adaptada para la instalación de un aerogenerador de 10 MW, ubicada en la zona BiMEP en Armintza, Bizkaia [1]. El modelo numérico ha sido validado por ensayos empíricos en el Gran Tanque de Ingeniería Marítima del IHCantabria.

La importancia de la correcta definición del espectro del oleaje en la zona de la ubicación de la FOWT es determinante para el cálculo de la plataforma, sus movimientos y aceleraciones, y esfuerzos en el sistemas de fondeo [2]

#### Objetivos

El objetivo principal perseguido en el presente trabajo es predecir el comportamiento dinámico de las plataformas eólicas flotantes frente a diferentes espectros de oleaje y la respuesta de su sistema de fondeo ante casos de carga de especial relevancia para el diseño.

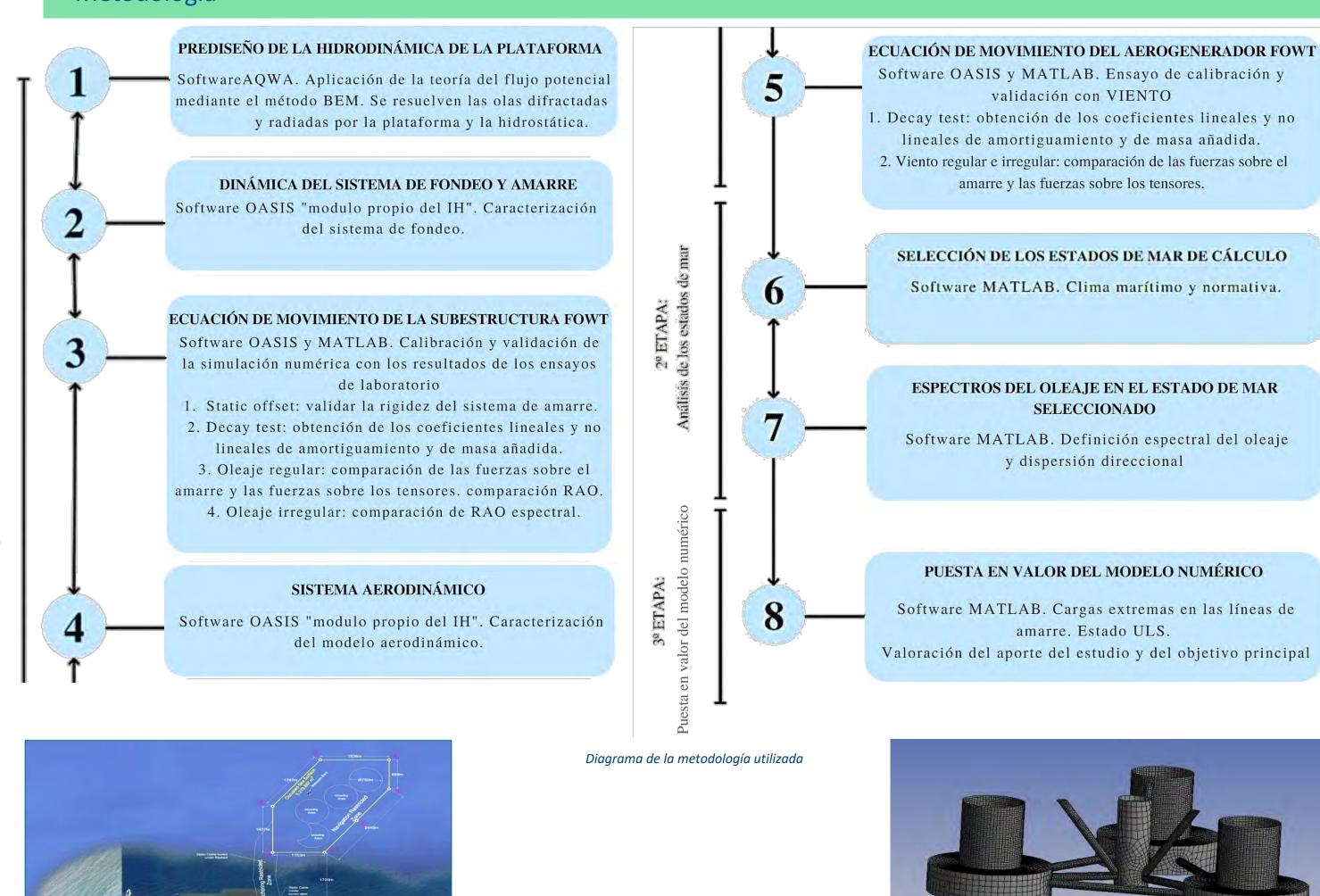
El diseño de la plataforma se basa en una tipología semisumergible amarrada a un sistema convencional de amarre por catenaria formada por 3 líneas. El estudio se ha llevado a cabo en tres etapas diferentes. Cada etapa abarca un objetivo específico.

- Etapa 1: Calibración y Validación del modelo numérico.
- Etapa 2: Análisis de los Estados de Mar.

Emplazamiento BiMEP [1]

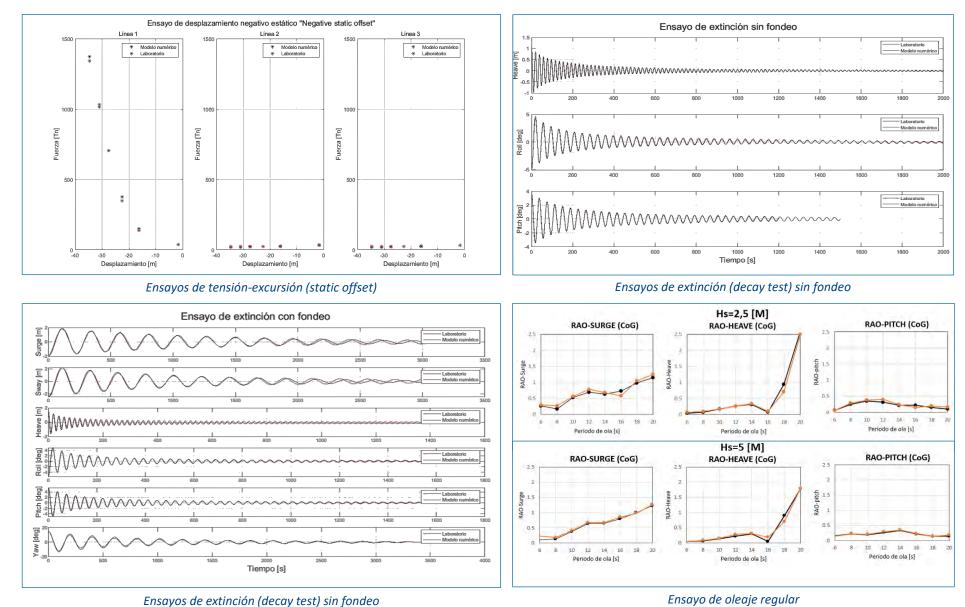
Etapa 3: Puesta en valor del modelo numérico.

#### Metodología

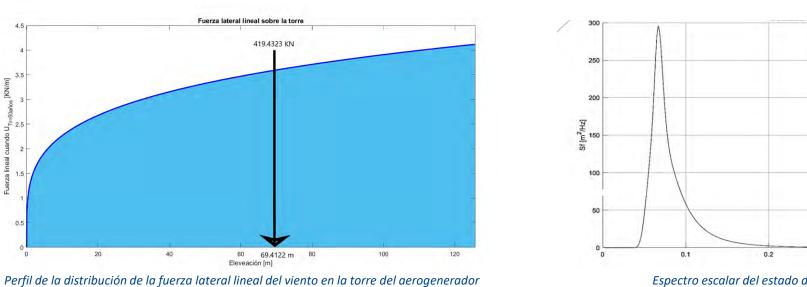


#### Resultados

ETAPA 1. Calibración y validación del modelo numérico: comparación entre los resultados simulados y los resultados experimentales.



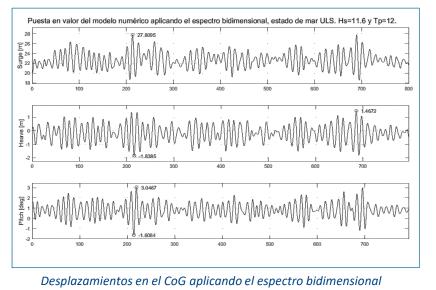
ETAPA 2. Análisis de los Estados de Mar

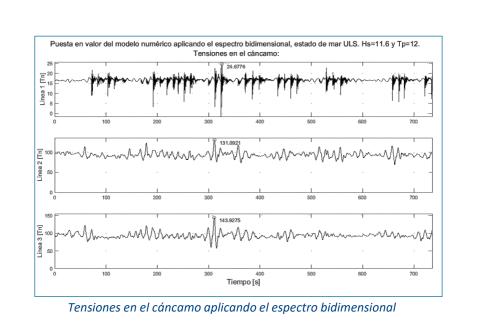


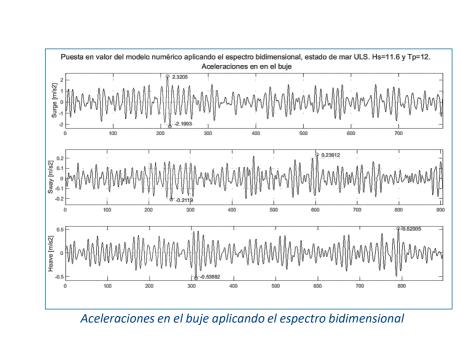
Espectro escalar del estado de mar ULS

Espectro bidimensional del estado de mar ULS

ETAPA 3. Puesta en valor del modelo numérico







Conclusiones y trabajos futuros

La comparativa de los resultados entre la simulación numérica y los resultados de los ensayos realizados en el laboratorio (static offset, decay test, ensayos con oleaje regular e irregular y de viento) validan el modelo numérico utilizado en esta tesina.

La importancia de la correcta definición del espectro del oleaje bidimensional para el cálculo dinámico de las aceleraciones en la góndola y esfuerzos en el sistema de fondeo es fundamental para la obtención de unos resultados precisos. La consideración de la dispersión angular en la definición del espectro del oleaje supone un incremento en las aceleraciones de la góndola del 20,63 % con respecto a las obtenidas aplicando un espectro escalar.

En este trabajo se ha comprobado que las catenarias elegidas para el sistema de fondeo se adecuan a las cargas calculadas para el estado límite último (1.455) KN) y las aceleraciones en la punta de la torre (2,32 m/s<sup>2</sup>) son inferiores a las exigidas por los fabricantes de las turbinas eólicas ( $\leq$  0,3-0,4 g) [3], para la orientación óptima de la plataforma en la ubicación BiMEP, Bizkaia.

El paquete de cálculo, OASIS, es una herramienta fundamental para conocer el comportamiento de la plataforma. Sin embargo, todavía está en fase de desarrollo, por lo que, actualmente no es posible considerar los efectos dinámicos del viento en el modelo numérico, habiéndose considerado el efecto aerodinámico como una carga puntual.

#### Conclusiones y trabajos futuros

IHCantabria and BiMEP, TRL +. https://trlplus.com/what-is-trl/.

Mallado de la parte sumergida de la plataforma. ANSYS

- Y. Goda, Random seas and design of maritime structures, Vol 15. University of Tokio, 2000.
- 3. S. Boo, Sung and Zou, Jun and IM, "Conceptual design of 5MW floating wind turbines for Korean offshore' <a href="http://www.i-asem.org/publication\_conf/asem13/220.T2H.1.MS507\_1233F.pdf">http://www.i-asem.org/publication\_conf/asem13/220.T2H.1.MS507\_1233F.pdf</a>.