

**IDENTIFICACIÓN DE LA INFLUENCIA DE LAS VARIACIONES CONVECTIVAS EN
LA GENERACIÓN DE CARGAS TRANSITORIAS Y SU EFECTO HIDROMECAÁNICO
EN LAS ESTRUCTURAS OFFSHORE**

**IDENTIFICATION OF THE INFLUENCE OF CONVECTIVE VARIATIONS IN THE
GENERATION OF TRANSIENT LOADS AND THEIR HYDROMECHANICAL
EFFECT OVER THE OFFSHORE STRUCTURES**

Tesis Doctoral / Doctoral Thesis.

Juan Gabriel Rueda-Bayona.

I.C, Ocean Techn., MEng.

Autor / Author

German Daniel Rivillas Ospina.

I.C, MSc. PhD

Director / Advisor



Doctorado en Ingeniería Civil

Departamento de Ingeniería Civil y Ambiental,

Km.5 Vía Puerto Colombia, Barranquilla. Colombia

Barranquilla, 07 de junio de 2017

UNIVERSIDAD DEL NORTE
DIVISIÓN DE INGENIERÍAS
DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA CIVIL Y AMBIENTAL
DOCTORADO EN INGENIERÍA CIVIL Y AMBIENTAL

CERTIFICADO DE APROBACIÓN

TESIS DE DOCTORADO

Este documento certifica que la Tesis doctoral del estudiante:

JUAN GABRIEL RUEDA BAYONA:

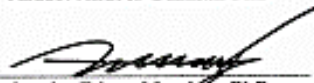
Ha sido aprobada por medio del
COMITÉ EVALUADOR DE TESIS DOCTORAL
El día 07 de Junio de 2017
Como requisito para la obtención del título de
Doctor en Ingeniería Civil
Barranquilla, Colombia

Comité Evaluador:



Director: German Rivillas PhD.

Jurado: Andres Guzmán PhD



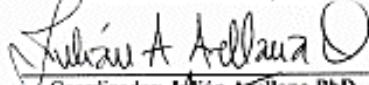
Jurado: Edgar Mendoza PhD



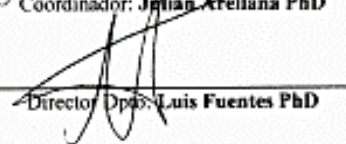
Jurado: Rodolfo Silva PhD



Jurado: José Horrillo, PhD



Coordinador: Julián Arellana PhD



Director Dpto: Luis Fuentes PhD

UNIVERSIDAD DEL NORTE

DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA CIVIL Y AMBIENTAL

DOCTORADO EN INGENIERÍA CIVIL

ACTA DE SUSTENTACIÓN DE TESIS DOCTORAL

Mediante el presente documento se certifica que el ingeniero:

JUAN GABRIEL RUEDA BAYONA:

Presentó su Tesis Doctoral: **"IDENTIFICACIÓN DE LA INFLUENCIA DE LAS VARIACIONES CONVECTIVAS EN LA GENERACIÓN DE CARGAS TRANSITORIAS Y SU EFECTO HIDROMECAÁNICO EN LAS ESTRUCTURAS OFFSHORE."**

Al comité evaluador el día 07 de Junio de 2017

Observaciones:

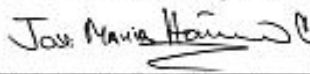
Los miembros abajo firmantes manifiestan su conformidad

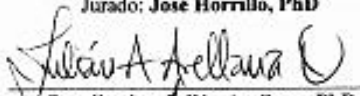

Director: **German Rivillas, PhD.**

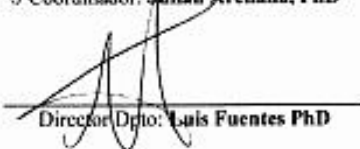

Jurado: **Andrés Guzmán, PhD**


Jurado: **Edgar Mendoza, PhD**


Jurado: **Rodolfo Silva, PhD**


Jurado: **José Horrillo, PhD**


Coordinador: **Julián Arellana, PhD**


Director Dpto: **Luis Fuentes PhD**

RESÚMEN.

La investigación identifica y explica el origen de cargas hidrodinámicas transitorias que afectan a las estructuras offshore. Se aporta conocimiento en oceanografía para comprender los procesos físicos que generan las cargas del área estudio, y en dinámica estructural para analizar los efectos de las cargas transitorias. Mediante modelación física, numérica y mediciones en campo se estudió la hidromecánica de una turbina de viento fija y una flotante. Adicionalmente, se proponen métodos de modelamiento (numéricos, estadísticos y heurísticos) de parámetros océano atmosféricos, y recomendaciones de diseño de estructuras offshore. Por último, esta investigación incentiva el desarrollo de la ingeniería Offshore en Colombia para el aprovechamiento de energía y recursos costa afuera.

ABSTRACT.

The research identifies and explains the origin of transient hydrodynamic loads that affect offshore structures. Knowledge is provided in oceanography to understand the physical processes that generate the loads of the study area, and in structural dynamics to analyze the effects of transient loads. Through physical, numerical modeling and field measurements the hydromechanics of a fixed wind turbine and a floating turbine were studied. Additionally, modeling methods (numerical, statistical and heuristic) of atmospheric ocean parameters, and design recommendations of offshore structures are proposed. Finally, this research encourages the development of offshore engineering in Colombia for the use of energy and offshore resources.

Cite as: Rueda-Bayona J.G, 2017. Identification of the influence of convective variations in the generation of transient loads and their hydromechanical effect over the offshore structures. Doctoral thesis. Civil Engineering and Environmental department. Universidad del Norte, Colombia.

*Dios, has sido mi refugio y fortaleza.
A mis padres a quienes amo profundamente.*

Agradecimientos.

Expreso mis agradecimientos al tutor de la tesis German Rivillas por el apoyo y respaldo durante todo este proyecto. Al profesor Andrés Guzmán quien me motivó a trabajar por la ingeniería Offshore.

Agradezco a la dirección de Gestión de Desarrollo Académico y al Instituto de Estudios Hidráulicos y Ambientales (IDEHA) por el apoyo financiero, técnico y administrativo.

A la Universidad Nacional Autónoma de México y al profesor Andrés Osorio de la Universidad Nacional de Colombia sede Medellín por el apoyo técnico.

A los jurados Rodolfo Silva, Edgar Mendoza y Jose Horrillo por su disposición y respaldo.

A los amigos Isacc Newton, David Rosales y Daniel Santana por su acompañamiento durante la pasantía doctoral.

A mis compañeros Edgar Sánchez, Cindy Elles y Guillermo Acuña por sus aportes y trabajo en equipo.

Contenido

1. INTRODUCCIÓN.....	16
1.1 Planteamiento del problema.....	16
1.2 Justificación.....	17
1.3 Motivación.....	17
1.4 Estado del arte.....	19
1.4.1 Modelación hidrodinámica en aguas intermedias.....	19
1.4.2 Interacción ola corriente.....	20
1.4.3 Interacción flujo estructura.....	24
1.4.4 Estructuras offshore: turbinas de viento.....	26
1.5 Objetivos.....	28
1.5.1 Objetivos específicos.....	28
2. MARCO TEÓRICO.....	29
2.1 Estructuras offshore.....	29
2.1.1 Tipo de cimentación.....	30
2.1.2 Proceso de diseño de turbinas fijas y flotantes.....	31
2.2 Hidromecánica.....	33
2.2.1 Fuerzas hidrodinámicas.....	35
2.2.2 Cargas de oleaje.....	36
2.2.3 Cargas impulsivas: impacto de ola.....	38
2.2.4 Vibraciones libres sin amortiguamiento:.....	39
2.2.5 Vibraciones libres con amortiguamiento.....	40
2.2.6 Vibración armónica con amortiguamiento viscoso: respuesta estacionaria y transitoria.....	41
2.2.7 Método de ancho de banda del espectro de potencia (Half-Power Bandwidth).....	42
2.2.8 Factor de amplificación dinámica.....	43
2.2.9 Cargas dinámicas generales.....	44
2.2.10 Consideraciones de la masa, rigidez y amortiguamiento de la estructura flotante.....	45
2.2.11 Espectros de Respuesta.....	47
2.2.12 Prueba de vibración libre: coeficiente de amortiguamiento.....	50
2.2.13 Función de transferencia.....	50
2.2.14 Response Amplitude Operator (RAO).....	51

3.	ADAPTACIÓN DE MODELO PARAMÉTRICO ESPECTRAL.	53
3.1	Técnicas de asimilación, identificación y modelamiento de variables atmosféricas.	54
3.1.1	Asimilación de información climática.	56
3.1.2	Identificación de variabilidad climática mediante Análisis de Componentes Principales (ACP).	57
3.1.3	Identificación de variabilidad climática mediante análisis de Fourier.	60
3.1.4	Modelamiento de parámetros atmosféricos mediante redes neuronales.	64
3.2	Optimización de modelos paramétricos de oleaje.	69
3.2.1	Algoritmo genético.	71
3.2.2	Implementación de modelo hidrodinámico 3D.	74
3.2.3	Análisis de clima marítimo.	76
3.2.4	Modelamiento heurístico.	77
3.2.5	Análisis DOE-ANOVA.	79
4.	GRADIENTES DE ACELERACIÓN DE FLUJO Y CARGAS TRANSITORIAS.	88
4.1	Análisis de los parámetros físicos con influencia sobre el área de estudio.	89
4.1.1	Implementación de modelo hidromorfodinámico 3D.	91
4.1.2	Calibración y validación del modelo.	94
4.1.3	Distribución termohalina.	100
4.1.4	Oleaje y morfodinámica.	102
4.2	Dinámica e interacción de forzantes atmosféricos e hidrodinámicos.	108
4.2.1	Materiales y métodos.	108
4.2.2	Variables atmosféricas y oleaje: Efecto de meso escala sobre la escala local.	112
4.2.3	Gradientes de aceleración hidrodinámica: escala local.	116
4.2.4	Cargas transitorias y disipación.	123
5.	DINÁMICA ESTRUCTURAL OFFSHORE.	133
5.1	Amortiguamiento viscoso desde el enfoque hidrodinámico y estructural.	134
5.2	Estructura fija (monolítica).	141
5.2.1	Configuración del experimento.	141
	142
5.2.2	Estimación de parámetros dinámicos estructurales y función de transferencia.	144
5.2.3	Interacción flujo estructura (ANOVA)	148
5.3	Estructura flotante (estabilizada por flotabilidad).	155
5.3.1	Configuración del experimento.	155

5.3.2	Estimación de parámetros dinámicos estructurales y función de transferencia...	158
5.3.3	Interacción flujo estructura (ANOVA)	164
5.4	Modelación hidromecánica de turbina de viento.....	168
5.4.1	– Configuración del modelo Seafem para turbina fija.	168
Referencias.....		¡Error! Marcador no definido.

Listado de figuras.

Figura 2-1.	Parque eólico offshore y distribución a tierra. Modificado de: www.industrytap.com .	29
Figura 2-2.	Turbinas de viento offshore monolíticas: a) identificación de elementos y secciones. Tipos de cimentación: b) Gravedad (gravity based); c- d) Articulado (Jacket); e) Monopilote (Monopile). Fuente: elaboración propia.	30
Figura 2-3.	Turbinas de viento <i>offshore</i> flotantes: a) Estabilizada por flotabilidad (Buoyancy stabilized o TLP); b) Estabilizada por anclajes (Mooring line stabilized o semi-submersible); c) Estabilizada por lastre (Ballast stabilized o spar). Fuente: elaboración propia.	31
Figura 2-4.	Proceso metodológico durante el diseño de turbinas offshore. Fuente: elaboración propia.	32
Figura 2-5 .	a) Estructura flotante de un 1GDL sometida a cargas generales de oleaje tipo esfera y tipo spar, b) Desplazamientos en 6 grados de libertad en una estructura flotante. Heave (arriba/abajo), Sway (izquierda/derecha), Surge (adelante/atrás), Pitch (cabeceo), Roll (alabeo), Yaw (Guiñada). Fuente: elaboración propia.	34
Figura 2-6.	a) Diagrama simplificado de fuerzas de una estructura flotante (turbina de viento tipo spar). Fuente: elaboración propia.	34
Figura 2-7.	Impacto de ola sobre un cilindro vertical. Modificado de: [69].....	39
Figura 2-8.	Solución analítica y registro de aceleraciones de una carga con amortiguamiento viscoso. a) Decaimiento exponencial de las señales (respuesta transitoria), b) acercamiento a las señales. Fuente: elaboración propia.	42
Figura 2-9.	Determinación de la frecuencia natural del sistema mediante el método de ancho de banda de espectro de potencia. Fuente: elaboración propia.	43
Figura 2-10.	Factor de amplificación dinámica para cuatro tipos de amortiguamiento estructural. Fuente: elaboración propia.	44
Figura 2-11.	Representación de una carga dinámica general. Fuente: elaboración propia.	45
Figura 2-12.	Variación de la superficie libre con respecto al tiempo para una onda Airy. Fuente: elaboración propia.	47
Figura 2-13.	Respuesta de pseudo-aceleración ante una carga tipo Airy. Fuente: elaboración propia.	48
Figura 2-14.	Espectro de pseudo-aceleración estructural ante cargas por oleaje tipo swell. Fuente: elaboración propia.	49

Figura 2-15. Espectro de pseudo-aceleración estructural ante cargas por oleaje tipo sea. Fuente: elaboración propia.	49
Figura 2-16. Diagrama de flujo de la metodología.....	56
Figura 2-17. Ubicación de las estaciones climatológicas.	56
Figura 2-18. Asimilación de la información de reanálisis (NARR) usando información in situ (IDEAM) como referencia local: a) estación de Barranquilla b) estación de Cartagena.	57
Figura 2-19. Estación Barranquilla: a) gráfico de sedimentación de AES, b) proyección de 28 días de la señal (PCA) de velocidad del viento usando una ventana de 3 días.	59
Figura 2-20. Periodograma generado a través de análisis de Fourier: a) Cartagena, b) Barranquilla.	62
Figura 2-21. Modelación de la velocidad del viento para 5 meses a través de los armónicos de Fourier de la estación Barraquilla.	63
Figura 2-22. Estructura del modelo NAR.....	65
Figura 2-23. Modelación de la velocidad del viento de 30 años a través de la red NAR en la estación Cartagena con intervalo trihorario.....	66
Figura 2-24. Novedoso método heurístico para la determinación de los parametros espectrales alfa y gama de JONSWAP.	72
Figura 2-25. Representación de la determinación de alfa y gama para el espectro de JONSWAP a través de GA propuesto.	73
Figura 2-26. a) malla del modelo, b) ubicación de los puntos virtuales, boya de oleaje (DIMAR) y la estación de niveles (Casa Pilotos).	75
Figura 2-27. Esquema del flujo de información entre los módulos Flow y Wave.....	75
Figura 2-28. Análisis de clima marítimo a la boya virtual de WaveWatch III: a) curva de probabilidad de excedencia; b) curva de probabilidad de excedencia extremal; c) rosa de oleaje; d) Peak Over Threshold (POT) para la serie de 30 años.	76
Figura 2-29. Peak Over Threshold para el año 2001 en los puntos A y B.	77
Figura 2-30. Prueba de tamaño de población para determinar el número eficiente de cromosomas.	78
Figura 2-31. Serie de tiempo de un año (2001) del punto A con resolución horaria obtenida mediante GA, empleando 100 cromosomas; a) Hs objetivo / artificial; b) residual ΔH_s ; coeficientes alfa horarios; coeficiente gama horarios.	79
Figura 2-32. Análisis DOE-ANOVA: a) diagrama de pareto de los efectos estandarizados para alfa en el punto A evento 3 (extremo); b) gráfico de efectos principales para alfa en el punto A evento 3 (extremo); c) diagrama de pareto de los efectos estandarizados para gama en el punto B evento 1 (extremo); d) gráfico de efectos principales para gama en el punto B evento 1 (extremo);.....	81
Figura 2-33. Análisis DOE-ANOVA: a) diagrama de pareto de los efectos estandarizados para alfa en el punto A evento 6 (normal); b) gráfico de efectos principales para alfa en el evento 6 (normal); c) diagrama de pareto de los efectos estandarizados para gama en el punto B evento 6 (normal); d) gráfico de efectos principales para gama en el punto B evento 6 (normal).	82
Figura 2-34. Probabilidad conjunta: a) Hs-Tp en el punto A; b) Hs-Tp en el punto B; c) alfa y gama en el punto A; d) alfa y gama en el punto B.	83
Figura 2-35. Distribuciones de probabilidad para los coeficientes alfa y gama (puntos azules) modelados por GA.....	85

Figura 2-36. Espectro de JONSWAP para el punto A y B durante estados de mar normal y extremal.	86
Figura 4-1. Malla del modelo: a) Módulo Flow, b) modulo Wave.	92
Figura 4-2. Desembocadura del Río Magdalena, estación hidrológica (Casa Pilotos), boya de oleaje de DIMAR, y estaciones oceanográficas Punta Roca y Bocas de Ceniza (B) de la REDCAM.	93
Figura 4-3. a) Transecto longitudinal para el canal del río, b) ubicaciones de los puntos de referencia que representan las distancias en kilómetros desde la boca del río en el kilómetro 0 (K0).	94
Figura 4-4. Calibración de niveles empleando información in situ de niveles de la estación Casa Pilotos.	95
Figura 4-5. Validación de niveles a partir de registros in situ de la estación Casa Pilotos.	95
Figura 4-6. Calibración de oleaje a partir de registros de altura significativa in situ de la boya de DIMAR.	96
Figura 4-7 Calibración morfodinámica del lecho del río a partir de registros in situ provenientes de campañas batimétricas.	96
Figura 4-8. Velocidad media superficial de corrientes medida entre K8-K10 del Río Magdalena y comparación con las corrientes modeladas para febrero de 2010.	97
Figura 4-9. Imágenes de satélite de la pluma del Río Magdalena para el 21 de enero de 2010 de: a) Landsat banda 2, b) MODIS banda 2, c) MODIS banda 3.	98
Figura 4-10. Imágenes satelitales para: a) Modis banda 2 durante febrero 4 de 2010, b) Modis banda 2 durante febrero 24 de 2010.	99
Figura 4-11. Vectores de viento superficial durante febrero de 2010 en el delta del Río Magdalena.	99
Figura 4-12. Salinidad superficial modelada para: a) 4 de febrero de 2010 2300 hr, b) 24 de febrero de 2010 0000hr.	100
Figura 4-13. Distribución termohalina modelada para febrero 22 0600 hr: a) capa superficial de salinidad, b) salinidad en la capa profunda, c) temperatura en la capa superficial, d) temperatura en la capa del fondo.	101
Figura 4-14. Campo de oleaje durante 2010: a) vectores en febrero 21 1300 hr, b) vectores en junio 16 1300 hr, c) vectores en octubre 21 1300 hr, d) Hs (m) en febrero 21 1300 hr, e) Hs (m) en junio 16 1300 hr, f) Hs (m) octubre 21 1300 hr.	102
Figura 4-15. Velocidades verticales a lo largo del canal desde K0 a K10 durante marea de Cuadratura. Flujo convectivo (negativo) en azul, y flujo advectivo (positivo) en rojo.	104
Figura 4-16. Erosión y sedimentación en el Río Magdalena finalizado febrero y junio de 2010. ...	105
Figura 4-17 Erosión y sedimentación en el Río Magdalena finalizado octubre de 2010.	106
Figura 4-18. Localización del punto de análisis.	109
Figura 4-19. Comparación de superficie libre (η) registrada por el ACDP-AST y por el sensor de presión.	110
Figura 4-20. Comparación de velocidades orbitales de ola registradas por el ACDP-AST y superficie libre por el sensor de presión.	111
Figura 4-21. Comparación de los espectros de velocidad orbital de ola y presión hidrostática (P).	112
Figura 4-22. Variación de temperatura del agua, caudal, precipitación y salinidad desde 3 de junio 12hr a 1 diciembre de 2015.	113

Figura 4-23. Variación trihoraria de radiación solar incidente, velocidad y dirección del viento del área de estudio desde 3 de junio a 11 diciembre de 2015.	114
Figura 4-24. Variación horaria de altura significativa de ola (Hs), periodo pico asociado (Tp) y dirección de ola (donde viene) del punto de medición.	114
Figura 4-25. a) Rosa de viento del área de estudio y b) rosa de oleaje del punto de medición desde 3 de junio 12hr a 11 diciembre 18hr de 2015; donde viene.	115
Figura 4-26. Evolución horaria del espectro de ola del punto de medición desde 3 de junio 12hr a 11 diciembre 18hr de 2015.	115
Figura 4-27. Variación promedio horaria de velocidad, dirección, velocidad u y v de la corriente medida por ADCP desde 3 de junio 12hr a 11 diciembre 18hr de 2015. El nivel medio del mar corresponde a la profundidad de 8.5 m (superficie).....	116
Figura 4-28. a) Variación de velocidad (m/s) cada 10 minutos a intervalos de 1 hora de velocidad, b) aceleración horizontal (m/s^2) y c) aceleración vertical (m/s^2) de la corriente medida por ADCP desde 3 de junio 12hr a 11 diciembre 18hr de 2015.	117
Figura 4-29. Espectro de frecuencias de temperatura del agua medida por ADCP a partir de registros horarios desde 3 de junio 12hr a 11 diciembre 18hr de 2015. Se presentan tres figuras del mismo parámetro para graficar un acercamiento en la resolución temporal.....	118
Figura 4-30. Espectro de frecuencias de salinidad del agua (calculada) de ADCP a partir de registros horarios desde 3 de junio 12hr a 11 diciembre 18hr de 2015. Se presentan tres figuras del mismo parámetro para graficar un acercamiento en la resolución temporal.....	119
Figura 4-31. Espectro de frecuencias de velocidad u del viento trihoraria a partir de registros de la base de datos NARR desde 3 de junio a 12 diciembre de 2015. Se presentan tres figuras del mismo parámetro para graficar un acercamiento en la resolución temporal.....	119
Figura 4-32. Espectro de frecuencias de velocidad v del viento horaria a partir de registros de ADCP desde 3 de junio 12hr a 11 diciembre 18hr. Se presentan tres figuras del mismo parámetro para graficar un acercamiento en la resolución temporal.....	120
Figura 4-33. Espectro de frecuencias de componente u de ola horaria a partir de registros de ADCP desde 3 de junio 12hr a 11 diciembre 18hr. Se presentan tres figuras del mismo parámetro para graficar un acercamiento en la resolución temporal.....	120
Figura 4-34. Espectro de frecuencias de componente v de ola horaria a partir de registros de ADCP desde 3 de junio 12hr a 11 diciembre 18hr. Se presentan tres figuras del mismo parámetro para graficar un acercamiento en la resolución temporal.....	121
Figura 4-35. Espectro de frecuencias de altura significativa de ola (Hs) horaria a partir de registros de ADCP desde 3 de junio 12hr a 11 diciembre 18hr de 2015. Se presentan tres figuras del mismo parámetro para graficar un acercamiento en la resolución temporal.....	121
Figura 4-36. Espectro de frecuencias de aceleración vertical de corriente horaria a partir de registros de ADCP desde 3 de junio 12hr a 11 diciembre 18hr. Se presentan tres figuras del mismo parámetro para graficar un acercamiento en la resolución temporal.....	122
Figura 4-37. Espectro de frecuencias de aceleración horizontal de corriente horaria a partir de registros de ADCP desde 3 de junio 12hr a 11 diciembre 18hr. Se presentan tres figuras del mismo parámetro para graficar un acercamiento en la resolución temporal.....	122
Figura 4-38. Identificación de carga transitoria para el mes de junio: a) aceleración horizontal (m/s^2), b) ventana de tiempo de la aceleración horizontal (m/s^2).....	124

Figura 4-39. Variación de aceleración horizontal (a-h) y vertical (a-v) de corriente cada 10 minutos a partir de registros de ADCP desde 6 de junio 06 hr a 8 de junio 7 hr de 2015.	125
Figura 4-40. Variación de aceleración horizontal (a-h) y vertical (a-v) de corriente cada 10 minutos a partir de registros de ADCP desde 13 de octubre 20.6 hr a 14 de octubre 18.16 hr de 2015.	125
Figura 4-41. Vectores de corriente por profundidad para los eventos de manifestación de máximas cargas transitorias (a) y (c), y durante un evento de ausencia de carga transitoria (b).	128
Figura 4-42. Validación de velocidad de corriente a 7.3 m de profundidad desde a) 6 de junio 06 hr a 8 de junio 7 hr de 2015, b) 13 de octubre 20.6 hr a 14 de octubre 18.16 hr de 2015.	128
Figura 4-43. Validación de perfil de corrientes para el 5 de junio a las 12 horas (a, c, d), y 6 de junio a las 12 horas (b, e, f).	129
Figura 4-44. Perfiles de densidad (ρ), velocidad horizontal (U), número de Richardson (-Ri), energía cinética turbulenta (TKE), viscosidad de remolino horizontal (e_h), viscosidad de remolino vertical (e_v), difusividad turbulenta vertical ($e_v d$) del 6 de junio 06 hr.	130
Figura 4-45. Perfiles de densidad (ρ), velocidad horizontal (U), número de Richardson (Ri), energía cinética turbulenta (TKE), viscosidad de remolino horizontal (e_h), viscosidad de remolino vertical (e_v), difusividad turbulenta vertical ($e_v d$) del 13 de octubre 20.6 hr.	130
Figura 4-46. Distribución de sensores y localización de la turbina fija.	141
Figura 4-47. Configuración de la modelación física de la turbina de viento monolítica offshore de escala 1:100.	142
Figura 4-48. Configuración del experimento a) perfilador de velocidad Vectrino (80 Hz), b) acelerómetro al interior del Nacelle de la estructura y cables de jalonamiento, c) alineación de los sensores de nivel (100 Hz) y los perfiladores de velocidad UVP (1 Hz).	142
Figura 4-49. Prueba de vibración libre en seco.	144
Figura 4-50. Determinación de periodo natural amortiguado mediante el método de media potencia (Half Bandwidth method).	145
Figura 4-51. Espectros estructurales de pseudo-aceleración mediante la integral de Duhamel generados por las aceleraciones de superficie libre calculadas mediante el sensor de nivel (SN3), el UVP2 y las aceleraciones de flujo obtenidas mediante el perfilador 3D (vectrino).	147
Figura 4-52. Análisis de la interacción flujo-estructura durante oleaje irregular tipo JONSWAP a través de DOE-ANOVA.	151
Figura 4-53. Análisis de la interacción flujo-estructura durante oleaje irregular tipo JONSWAP y ráfaga de viento de 60 segundos a través de DOE-ANOVA.	154
Figura 4-54. Distribución y localización de instrumentos del experimento.	155
Figura 4-55. Configuración de la modelación física de la turbina de viento monolítica offshore de escala 1:100. Perfilador de velocidad vectrino (100 Hz) y sensores de nivel (100 Hz). Las líneas azules representan los anclajes transparentes.	156
Figura 4-56. Configuración del experimento a) acelerómetro triaxial (15 Hz), b) dinamómetro de control para la carga de viento (1 N).	156
Figura 4-57. Prueba de vibración libre en agua (no perturbado).	158
Figura 4-58. Determinación de periodo natural amortiguado en x (longitudinal - Surge) mediante Half Bandwidth Method.	159
Figura 4-59. Determinación de periodo natural amortiguado en y (lateral-Sway) mediante Half Bandwidth Method.	160

Figura 4-60. Determinación de periodo natural amortiguado en z (vertical-Heave) mediante Half Bandwidth Method.	161
Figura 4-61. Espectros estructurales de pseudo-aceleración mediante la integral de Duhamel, generados por las aceleraciones de superficie libre calculadas mediante el sensor de nivel (SN). 163	
Figura 4-62. Espectros estructurales de pseudo-aceleración mediante la integral de Duhamel, generados por las aceleraciones de flujo calculadas mediante el perfilador 3D (vectrino).	164
Figura 4-63. Análisis de la interacción flujo-estructura durante oleaje monocromático para los ensayos 9. Irregular tipo JONSWAP con viento (1 N variable), y oleaje irregular JONSWAP con viento y corrientes (0.1 m/s) a través de DOE-ANOVA.	167
Figura 4-64. a) Modelo geométrico de la turbina de viento; b) medidas de la estructura en cm. El nivel de agua es de 20 cm.	170
Figura 4-65. a) Modelo geométrico de la sección mojada turbina de viento en elementos finitos no estructurados elaborados mediante SeaFem; b) Vista frontal de la sección mojada, el dominio de la superficie libre y del fondo. El nivel de agua es de 20 cm y el punto virtual se encuentra en superficie a 10 cm de distancia de la estructura.	170
Figura 4-66. Configuración de las condiciones iniciales de modelación.	171
Figura 4-67. a) Variación de la superficie libre registrada por el sensor de nivel - SN (100 Hz), y b) Variación de la aceleración longitudinal de la estructura fija registrada por el acelerómetro (100 Hz) durante el ensayo 1 del experimento de oleaje irregular JONSWAP. Hs de 0.08 m y Tp 1.1 s 172	
Figura 4-68. Perfiles de velocidad de corriente medidos por el vectrino durante el ensayo 1 del experimento de oleaje irregular JONSWAP.	172
Figura 4-69. Perfiles de velocidad de corriente medidos por los UVP durante el ensayo 1 del experimento de oleaje irregular JONSWAP.	173
Figura 4-70. Variación de la velocidad por componente y nivel registrada por el vectrino (80 Hz) durante el ensayo 1 del experimento de oleaje irregular JONSWAP. Hs de 0.08 m y Tp 1.1 s.	174
Figura 4-71. Variación de la velocidad durante los primeros segundos de perturbación registrada por el vectrino (80 Hz) durante el ensayo 1 del experimento de oleaje irregular JONSWAP. Hs de 0.08 m y Tp 1.1 s.	174
Figura 4-72. Variación de la superficie libre (m) cada medio segundo durante el ensayo 1 del experimento de oleaje irregular JONSWAP. Hs de 0.08 m y Tp 1.1 s.	175
Figura 4-73. Variación de velocidad modelada dentro del campo de perturbación durante el ensayo 1 del experimento de oleaje irregular JONSWAP. Hs de 0.08 m y Tp 1.1 s.	176
Figura 4-74. Variación de la aceleración estructural (surge) modelada dentro del campo de perturbación durante el ensayo 1 del experimento de oleaje irregular JONSWAP. Hs de 0.08 m y Tp 1.1 s.	177
Figura 4-75. a) Campo de oleaje (m), b) presión total sobre la estructura, c) presión dinámica sobre la estructura durante el ensayo 1 del experimento de oleaje irregular JONSWAP. Hs de 0.08 m y Tp 1.1 s.	177
Figura 4-76. Efecto del impacto de ola sobre la hidrodinámica local. La presión dinámica está en Pa.	178

Listado de tablas

Tabla 2-1. Estadística de los componentes principales (CP) proyectados con variación de la ventana de tiempo para la estación Barranquilla.	59
Tabla 2-2. Estadística de los componentes principales (CP) proyectados con variación de la ventana de tiempo para la estación Cartagena.	60
Tabla 2-3. Estadística de los componentes principales (CP) con variación del horizonte de proyección para la estación Cartagena.	60
Tabla 2-4. Prueba de sensibilidad de la variación del horizonte de pronóstico para la estación Barranquilla según el análisis de Fourier.	62
Tabla 2-5. Prueba de sensibilidad de la variación del horizonte de pronóstico para la estación Barranquilla según el análisis de Fourier.	63
Tabla 2-6. Parámetros NAR y resultados estadísticos de validación para las estaciones Barranquilla y Cartagena.	66
Tabla 2-7. Localización de la boya de oleaje y los puntos de observación. Fuente de la profundidad del agua: ETOPO1 [160].	75
Tabla 2-8. Clasificación de eventos de oleaje para el análisis DOE-ANOVA.....	77
Tabla 2-9. Periodos de tiempo de la información de niveles y Hs para la calibración del modelo... ..	78
Tabla 2-10. Efectos estandarizados de alfa y gama sobre el comportamiento de Hs y Tp. El signo (+) y (-) indican un efecto estandarizado positivo y negativo respectivamente. Hs-Hs y Tp-Tp representan una interacción de los factores de segundo orden.	80
Tabla 2-11. Resultados de probabilidad del segundo cuartil (50%) de las distribuciones de alfa y gama.....	85
Tabla 4-1. Conjunto de datos requeridos para la calibración del modelo.	92
Tabla 4-2 Temperatura y salinidad superficial del mar para el 2010 y registros históricos registrados mediante mediciones directas en la pluma del Río Magdalena para la REDCAM.	93
Tabla 4-3. Características de la información medida por el ADCP.....	109
Tabla 4-4. Características de la información de caudal y clima del área de estudio.	110
Tabla 4-5. Modos de oscilación de los forzantes y de las aceleraciones horizontales y verticales en superficie (7.3 m del fondo).	123
Tabla 4-6. Experimento con oleaje irregular JONSWAP (gama = 1).....	143
Tabla 4-7. Experimento con oleaje irregular JONSWAP (gama = 1) + viento.....	143
Tabla 4-8. Determinación de los periodos naturales de la estructura en seco.....	144
Tabla 4-9. Determinación de los periodos naturales amortiguados de la estructura fija.	145
Tabla 4-10. Experimento con oleaje irregular JONSWAP (gama = 1).....	157
Tabla 4-11. Experimento con oleaje irregular JONSWAP (gama = 1) + viento.....	157
Tabla 4-12. Periodos naturales promedio de la estructura en agua (no perturbada).	158
Tabla 4-13. Determinación de los periodos naturales amortiguados de la estructura flotante.....	162
Tabla 4-14. Despiece del modelo.	168
Tabla 4-15. Cálculo del centro de gravedad para seakeeping estructura fija.	169
Tabla 4-16. Cálculo de momentos de inercia.	169
Tabla 4-17. Cálculo de radios de giro.	169

1. INTRODUCCIÓN.

1.1 Planteamiento del problema

La demanda de servicios ecosistémicos marinos para abastecer las necesidades energéticas en el mundo crece a medida que los recursos continentales se agotan. La reducción de la disponibilidad de energía hidroeléctrica que generó el fenómeno del Niño en Colombia en el periodo 2015-2016, y los altos costos de los hidrocarburos del momento llevaron al país al borde de una crisis energética [1]. Lo anterior ha motivado la decisión de incrementar la oferta de energía interna. Las iniciativas para el aprovechamiento de energía renovable en Colombia se evidencian en las recientes decisiones tomadas por el sector público y privado, respaldadas por proyectos orientados a determinar el potencial energético de diversas fuentes renovables. La energía eólica *offshore* presenta una mayor disponibilidad y calidad con respecto a la energía eólica *onshore*, lo que ha motivado a diversos países de Europa a desarrollar proyectos de ingeniería desde hace una década [2].

Colombia consciente de esta problemática ha decidido reglamentar la integración de las energías renovables no convencionales al Sistema Energético Nacional mediante la ley 1715 de 2014, donde pretende promover y desarrollar la utilización de las fuentes no convencionales de energía renovables en primera medida, y en el artículo 5 numeral nueve, define a la energía de las mareas como energía renovable proveniente de las mareas, el oleaje, las corrientes marinas, los gradientes térmicos y halinos del océano. Con base en la anterior postura fijada por el Estado colombiano, se requiere la generación de conocimiento en ingeniería *offshore* para el soporte de las actividades de búsqueda, extracción y conducción de la energía marina.

La exitosa ejecución de proyectos de ingeniería *offshore* en el sector de la energía eólica requiere de políticas públicas que motiven y respalden al sector privado para iniciar con proyectos piloto, que a futuro serán parques o granjas eólicas eficientes y rentables. Considerando lo anterior, se requiere de personal formado en diversos niveles y áreas del conocimiento para que estos proyectos puedan ser alcanzados con éxito. A la fecha, Colombia no posee profesionales formados específicamente en ingeniería *offshore*, por lo que es necesario que el Estado promueva y fortalezca programas académicos de investigación y desarrollo que conduzcan a la formación de personal especializado, y a través de ellos se puedan tomar decisiones que respalden la realización de proyectos de extracción de energía *offshore*.

La ingeniería *offshore* requiere de la participación de las geociencias, las ciencias básicas y las ciencias aplicadas. Para el diseño de estructuras marinas se quiere conocimiento especializado en ingeniería civil, específicamente en dinámica estructural, hidromecánica, mecánica de fluidos, conocimientos en oceanografía física e ingeniería costera.

Adicionalmente, las restricciones en el acceso de información oceanográfica en Colombia, ha limitado la generación de conocimiento para definir una reglamentación para el diseño, instalación y mantenimiento de estructuras marinas *offshore* para las condiciones de los océanos del país. Estas limitaciones han conducido a que proyectos de ingeniería *offshore* que recientemente han empezado en Colombia, hayan tomado como referencia conocimientos e indicaciones de ingeniería foránea la cual puede no resultar exitosa debido a la diferencia de las condiciones oceanográficas y climatológicas de regiones oceánicas.

1.2 Justificación

El diseño de estructuras oceánicas requiere de una rigurosa caracterización hidrodinámica que permita pre-dimensionar el tipo, tamaño y orientación de las estructuras ante las cargas de oleaje y corrientes. Las corrientes y el oleaje inciden sobre las estructuras afectando su estabilidad, por lo que es necesario caracterizar las fuerzas hidrodinámicas que inciden sobre la estructura.

Las fuerzas hidrodinámicas que inciden sobre la estructura son las fuerzas de inercia y arrastre, las cuales, dependiendo de su magnitud y duración, afectan a las estructuras marinas en el corto y largo plazo. Las fuerzas de arrastre generan procesos de transporte de material no consolidado sostenido, afectando las cimentaciones de la estructura por la socavación en la producida en la base. Otro problema que se presenta es la generación de vórtices turbulentos producidos por la interacción del flujo continuo sobre los elementos de la estructura (pilotes, tubos o cables), en donde la frecuencia de oscilación de emisión de remolinos puede coincidir con frecuencia natural de oscilación de los elementos conllevando esto a una amplificación de las vibraciones de los elementos de la estructura hasta conllevar fallas estructurales. Para caracterizar estas fuerzas se requiere de una hidrodinámica a pequeña escala, en el orden de centímetros, la cual permita cuantificar las fuerzas sobre la estructura y de esta manera efectuar un diseño operativo y seguro.

1.3 Motivación

El reporte realizado en 2010 por el Banco Mundial, anota que la dinámica de la disponibilidad de energía eólica en Colombia es complementaria con el régimen de energía hídrica, lo que indica que en períodos de sequía estacional se presentan los máximos de intensidad de viento. Según el reporte, Colombia registra vientos superiores a 9 m/s [32 km/h] a una altura no mayor a 50 m, generando posibilidades de extracción de energía

renovable [3]. Colombia tiene un potencial eólico de 18 GW solamente en La Guajira, lo que permitiría atender dos veces la demanda energética nacional [4] .

El fenómeno de El Niño ha generado sequías en los períodos 1991-1992, 2002-2003 y recientemente durante el 2015-2016. Según los reportes, el último periodo fue el fenómeno más intenso registrado obligando a efectuar ahorro en el consumo energético a riesgo de un inminente racionamiento eléctrico. La dependencia de hidroeléctricas con niveles críticos en sus embalses durante el fenómeno de El Niño, sumado a la limitada oferta de gas y los elevados precios de los combustibles líquidos, llevaron a que el sistema eléctrico colombiano estuviese al borde de un racionamiento en 2016 [1].

Colombia estableció el plan de acción 2010-2015 del Programa de Uso Racional y Eficiente de Energía y Fuentes no Convencionales – PROURE, con el objeto de consolidar una cultura para el manejo sostenible y eficiente de los recursos naturales a lo largo de la cadena energética [5]. La Unidad de Planeación Minero Energética (UPME), con la intención de garantizar la confiabilidad energética, presentó en el 2016 el “Plan de expansión de generación 2015-2029”, el cual pretende instalar nueva capacidad hidroeléctrica y una proyección de crecimiento de plantas menores, integrando tecnologías tradicionales como las plantas térmicas e hidroeléctricas, así como la integración de fuentes renovables no convencionales: eólica, geotérmica, biomásica y solar. El plan pretende impulsar la generación de 1.2 GW a partir de energía eólica en el norte de La Guajira. Adicionalmente, el plan efectuó un análisis para la conexión de 3.13 GW de capacidad eólica en el departamento de La Guajira mediante la implementación de nuevas tecnologías [6].

Para aprovechar el potencial eólico *offshore* en Colombia, se requieren de estructuras cimentadas o flotantes en el océano. Para el diseño de estas obras, es importante analizar la oceanografía de la zona de estudio, la interacción flujo-estructura y la respuesta estructural ante el efecto del oleaje, el viento, las corrientes y las mareas. Con base en las consideraciones anteriores, se requiere ampliar el conocimiento de la hidrodinámica a escala local y su efecto hidromecánico sobre las turbinas de viento *offshore*.

Actualmente la normativa de diseño de turbinas *offshore* es limitada y por ello se encuentra en desarrollo. A la fecha, se han seguido normativas y procedimientos aplicados a turbinas de viento continentales, y a plataformas de petróleo y gas, lo que evidencia la necesidad de profundizar en el diseño de las turbinas de viento *offshore*. La ampliación del conocimiento en la hidromecánica de las turbinas de viento *offshore* para la extracción de energía eólica, permitirá reducir los costos de construcción, operación y mantenimiento, e incrementará la factibilidad de la implementación de la tecnología en beneficio de la sociedad y el medio ambiente.

1.4 Estado del arte

1.4.1 Modelación hidrodinámica en aguas intermedias

En los últimos 10 años, el desarrollo computacional ha permitido a la ingeniería *offshore* poder diseñar estructuras mediante modelación numérica. Dentro de los temas de investigación para el prediseño de estructuras fijas es posible mencionar estudios sobre consideraciones de prediseño debido al efecto local de las fuerzas hidrodinámicas o la modelación a diferentes escalas de las corrientes en un área de estudio. A continuación se mencionarán algunos de los estudios más recientes relacionados a la determinación de fuerzas hidrodinámicas a diferentes escalas.

Respecto a estudios recientes que integren forzantes oceano-atmosféricos, y consideren la distribución termohalina a escala mayor a la local, es posible referenciar el trabajo de Bolaños, *et al* [7] quienes utilizaron el modelo POLCOMS (*Proudman Oceanographic Laboratory Coastal Ocean Modelling System*) acoplado con el modelo WAM (*WAVE Modelling*) para caracterizar la circulación en el Mediterráneo. El modelo POLCOMS resuelve las ecuaciones tridimensionales primitivas en coordenadas polares y soluciona la ecuación de Boussinesq para fluidos hidrostáticos e incompresibles mediante componentes barotrópicos o baroclínicos. El modelo emplea la aproximación de turbulencia de Mellor G y Yamada [8] [9], con una modificación propuesta por Craig y Banner [10] para considerar el efecto de la rotura del oleaje en superficie.

El modelo WAM empleado por Bolaños *et al.* [7] es un modelo de oleaje de tercera generación el cual resuelve las ecuaciones de acción de balance y de balance de energía. Los investigadores utilizaron la teoría de Stokes (*Stokes drift*) para cuantificar las velocidades de un espectro bidireccional y así mediante este aplicar un esfuerzo cortante sobre la superficie debido al efecto del oleaje.

Los investigadores Brown *et al.* [11] emplearon el modelo acoplado POLCOMS-WAM validado con información *in situ*, y aplicaron sus resultados de modelación para considerar el impacto del tensor de radiación. El método 2D validado permitió hacer una modelación retrospectiva (*hindcast*) de eventos de tormenta sobre la zona de estudio. Los autores indicaron que el método 2D entregó buenos resultados con bajo consumo computacional, y que si se desea aplicarse de manera 3D es posible obtener algunas variaciones en el perfil de corrientes inducido por los tensores de radiación.

Los investigadores Fossati y Piedra-Cueva [12] emplearon el modelo Delft3D (*Water Modelling System*) para caracterizar la hidrodinámica de una zona costera mediante el escalamiento espacial. El modelo Delft3D es considerado uno de los modelos más

elaborados y robustos el cual resuelve las ecuaciones de Navier-Stokes aplicadas al océano, mediante la combinación de coordenadas Sigma o Cartesiana y un esquema numérico semi – implícito de Diferencias Finitas para la difusión –advección. Los autores efectuaron una calibración exitosa del modelo a partir de información de temperatura, salinidad y corrientes in situ en diferentes puntos, al igual que consideraron los efectos de marea astronómica y meteorológica.

Benetazzo *et al* [13], analizaron el efecto del oleaje sobre las corrientes en el Golfo de Venecia. Utilizaron el sistema acoplado *Ocean–Atmosphere–Wave–Sediment Transport* (COAWST), el cual integra el modelo ROMS (*Regional Modelling System*), el modelo SWAN (*Simulating WAVes Nearshore*) y el modelo CSTMS (*Community Sediment Transport Modeling System*). Los investigadores acoplaron los modelos ROMS y SWAN en doble vía (*two-way data*), donde el modelo ROMS suministra al modelo SWAN información de corrientes para que simule la hidrodinámica local considerando el efecto de las corrientes. Los autores calcularon el perfil de corrientes neto afectado por el periodo aparente de ola mediante la formulación *Airy* (lineal) de velocidad de oleaje horizontal integrada en la vertical.

Por último K. Ewans y P. Jonathan [14] efectuaron una evaluación de las consideraciones para el cálculo de fuerzas hidrodinámicas durante eventos extremos y la aplicación de los modelos probabilísticos en la industria *offshore*. Los autores argumentan que la determinación de cargas máximas se ha realizado fundamentalmente *ad hoc*, mediante la aplicación de aproximaciones numéricas las cuales consideran los parámetros océano atmosféricos de manera independiente conllevando a esto a cuantificaciones no objetivas. Los investigadores discuten sobre el efecto de eventos extremos sobre los perfiles de corrientes en el sector noroeste de la costa de Australia. Por lo anterior es necesario disponer de una metodología que permita cuantificar las fuerzas hidrodinámicas mediante la integración e interacción de términos no lineales asociados a la variabilidad temporal y espacial de los vientos, el oleaje, las corrientes, las mareas y la distribución de la temperatura y la salinidad a diferentes escalas.

1.4.2 Interacción ola corriente

En las investigaciones sobre interacción ola corriente se han empleado aproximaciones numéricas y analíticas, modelos numéricos hidrodinámicos y de oleaje, y modelos físicos instalados en laboratorio o campo.

A través de aproximaciones numéricas el efecto del viento sobre la generación de las corrientes marinas a meso escala ha sido abordado teóricamente [15] [16] [17] [18].

Empleando modelamiento hidrodinámico 1D y 2D integrado en la vertical se ha intentado profundizar sobre la interrelación entre las corrientes y el oleaje [19] [20] [21]. Mediante modelos bidimensionales que resuelven la fase se han realizado aportes en escalas temporales de corta duración y escalas espaciales locales [22] [23].

Avances hacia el modelamiento 3D a meso escala se han presentado a través del desarrollo de diversos modelos [24] [25] [26] [27] [28] [29] [30].

Xiao *et al.* [31] mediante la aplicación de un modelo Reynolds-Average Navier-Stokes (RANS), y un modelo de cierre de turbulencia k-epsilon, resueltos mediante la técnica Volumen de Fluido (VOF), estudiaron las fuerzas generadas a partir de la interacción ola-corriente. Propagaron una ola solitaria a 10 m de profundidad hasta impactar un cilindro horizontal, en una malla computacional de 2000 m x 12 m. Los resultados de modelación indicaron que la interacción ola corriente generó fuerzas hidrodinámicas mayores que la suma de fuerzas generadas de manera independiente por la ola y la corriente. Los autores encontraron que las fuerzas eran 2.18 veces mayor a las calculadas con las modelaciones generadas por los forzantes de manera independiente.

Kemp y Simons [32] [33] realizaron experimentos en un canal de oleaje sobre la interacción del oleaje con corrientes. Los investigadores analizaron direcciones de corriente o ola con sentidos iguales y opuestos, encontrando que las olas cuando se propagan en la misma dirección de la corriente, la velocidad media de la corriente es mayor en el fondo y en el valle de la ola. Cuando la ola se propaga en dirección opuesta a la corriente, apuntan los autores, la velocidad de máxima de corriente es mayor en la capa próxima a la superficie libre comparada con la aproximación del perfil logarítmico de corrientes. Las conclusiones de Kemp P.H y Simons R R fueron validadas posteriormente por Klopman [34].

Posteriormente Umeyama [35] realizó diversos ensayos de interacción ola corriente en una canal de olas, midiendo y analizando la turbulencia durante la propagación de olas con corriente en la misma dirección y en dirección opuesta, variando valores de altura y periodo de ola. Umeyama tuvo resultados similares a Klopman [34] agregando la importancia del período de la ola el cual modifica de manera directa y positiva la magnitud de la corriente.

Los investigadores Junwoo Choi *et al.* [36] emplearon el modelo tipo Boussinesq (FUNWAVE) para estudiar la hidrodinámica en la zona de rotura bajo el efecto de un ambiente de oleaje multidireccional. En la investigación analizaron el efecto que genera la dispersión direccional y de la frecuencia del espectro del oleaje incidente sobre la hidrodinámica de la zona de rotura (*surf zone*). Los resultados de modelación confirmaron que una débil corriente longitudinal (*longshore current*) induce a la generación de un espectro direccional de ola más ancho o disperso [19]. Los autores indican que la dispersión de la frecuencia del espectro de ola incidente cambió la disipación de energía en el campo

de oleaje, y por lo tanto afectó la velocidad media de la corriente longitudinal. Además la corriente longitudinal forzada por el oleaje monocromático fue mucho más fuerte y su perfil fue muy diferente de aquellos que se generaron por oleaje aleatorio. Expresado en otros términos, el ensanchamiento del espectro de ola está acompañado de la adición de componentes espectrales los cuales inducen a la generación de fuerzas hidrodinámicas contrarias, perturbando así la velocidad media de la corriente longitudinal.

Experimentos realizados en canales de olas numéricos han permitido mejorar las aproximaciones y formulaciones a través de ensayos en modelos físicos. Teles *et al.* [37] emplearon un modelo numérico CFD conocido como Code_Saturne desarrollado por Archambeau *et al.* [38] el cual resuelve las ecuaciones de Navier-Stokes para flujo laminar y turbulento en 2 y 3 dimensiones. Los investigadores indicaron que cuando el oleaje se propaga en la misma dirección a la corriente, se genera una reducción significativa de la velocidad horizontal en la profundidad media.

Shu-xue *et al.* [39] analizaron la respuesta de la cimentación por pilotes de dos estructuras del puente *East Sea Bridge*, donde las fuerzas hidrodinámicas generadas por corriente y oleaje afectan cuatro tipos de pilotes oblicuos. Los autores emplearon la ecuación de Morison, y determinaron los coeficientes de inercia y arrastre mediante los parámetros de KC (*Keulegan Carpenter*). Para los ensayos los investigadores emplearon un canal de olas de 69 m de largo, 2 m de ancho y 1.8 m de profundidad. En las conclusiones los autores mencionan que las fuerzas hidrodinámicas generadas por ola y corriente se incrementan a medida que se incrementa la altura de ola.

Las investigaciones de Markus *et al.* [40] se enfocaron en el estudio de la interacción ola corriente en aguas intermedias con una profundidad de 35 m. En la investigación emplearon las ecuaciones *Unsteady Reynolds-average Navier-Stokes equations* (URANS, por sus siglas en inglés), aplicando la técnica de Volumen de Fluido (VOF, por sus siglas en inglés) y la teoría de Fenton para ondas progresivas [41]. Los casos de modelación se enfocaron en investigar el cambio de la fuerza hidrodinámica global sobre una estructura expuesta a cargas de ola y corriente, y compararon los resultados con la superposición lineal de cargas de ola y corriente calculadas teóricamente.

Los autores emplearon en el estudio el programa OpenFOAM [42] para implementar un canal de olas numérico de 650 m de longitud y una profundidad de 55 m. Debido a que la longitud de onda de la ola es mucho mayor que las dimensiones de la estructura, los investigadores emplearon la ecuación de Morison para estimar las fuerzas de inercia y arrastre. Las velocidades y aceleraciones las obtuvieron de las modelaciones numéricas en función del tiempo. En los resultados de la investigación, los autores encontraron que las condiciones ambientales del área de estudio son factibles para la generación de energía mediante el empleo de turbinas mareomotrices. En los resultados de modelación los

autores evidenciaron incrementos significativos en las aceleraciones locales de partícula en la zona profunda de la columna de agua, con incrementos del 30%.

Con base en los resultados de aceleración, los investigadores efectuaron análisis estructurales bajo el efecto de las cargas hidrodinámicas para comprender cómo estas fuerzas afectarían la estructura [40]. Para las modelaciones y los cálculos de las fuerzas hidrodinámicas sobre una profundidad de 35 m., tomaron una altura de ola de 4 m, periodo de 7 s, y definieron velocidades en superficie de 2 m/s. Después de realizar los cálculos y las modelaciones, los autores obtuvieron fuerzas máximas modeladas hasta de 250 KN y 125 KN con un ángulo de incidencia de 0° entre los forzantes, identificando que las fuerzas estimadas con el modelo numérico cuyo forzamiento fue el campo de velocidades del flujo se encuentra en un rango de 25% a 28% mayores que las calculadas mediante las aproximaciones teóricas.

Teniendo en cuenta las investigaciones citadas, estas han empleado diversas técnicas y métodos para la determinación de las fuerzas generadas por las condiciones hidrodinámicas principalmente durante eventos de oleaje extremal, sin embargo, condiciones de oleaje no extremal no han sido tenidas en cuenta para la identificación de sucesos de máxima fuerza, principalmente cuando el análisis se efectúa en aguas profundas o intermedias. Durante los eventos de oleaje de régimen medio, forzantes como el viento o las mareas pueden generar a nivel subsuperficial velocidades y aceleraciones mayores que en superficie.

Adicionalmente no se ha evidenciado en las investigaciones la importancia del efecto del viento superficial sobre la hidrodinámica a meso escala, y la interacción de este con el oleaje, las mareas y las isóbatas.

Adicional a lo anterior, Tempel *et al.* [43] en su libro indican que debido a la falta de información sobre las condiciones océano atmosféricas locales, los modelos numéricos actuales de prediseño estructural *offshore*, calculan el perfil de corrientes mediante ecuaciones lineales, tomando como valor inicial información de la corriente superficial. En la mayoría de modelos estructurales, las aplicaciones de cargas sobre la estructura mediante modelos estructurales no siempre permiten al usuario utilizar información de parámetros de entrada variantes en el espacio y en el tiempo, conllevando a esto a subestimaciones o sobrestimaciones de esfuerzos de deformación estructural [44] [45] [46].

Con base en las consideraciones anteriores se requiere implementar una metodología de prediseño de estructuras *offshore* la cual oriente al usuario en la identificación y manejo de la información océano atmosférica disponible, y de esta manera pueda definir casos de análisis para estados de oleaje extremal y no extremal que faciliten la identificación de perfiles de fuerzas máximas. Los casos a analizar deberán tener el soporte computacional de modelos numéricos hidrodinámicos y de oleaje que consideren la interacción ola-

corriente forzados por el viento, las mareas y el oleaje, y modelos numéricos estructurales que puedan evaluar las cargas sobre la estructura *offshore* sin restricción por el tipo o perfil de carga hidrodinámica.

1.4.3 Interacción flujo estructura

Las investigaciones en el pre-diseño de estructuras monolíticas *offshore* (*offshore monopile*), principalmente en molinos de viento, se han intensificado debido a la búsqueda de fuentes de energías limpias o alternas [47] [48] [49]. El comportamiento de estructuras *offshore monopile* ante el efecto del oleaje ha sido estudiado mediante ecuaciones en el dominio del tiempo, a través de ecuaciones paramétricas o lineales mencionadas, en el dominio de la frecuencia a través de espectros teóricos de oleaje [50], o recientemente mediante la combinación de ecuaciones en dominio del tiempo y la frecuencia [51].

Los investigadores [52], emplearon la teoría lineal con el ajuste de *Wheeler stretching* [53], para estudiar el comportamiento estructural de una estructura *offshore monopile*, sin considerar el efecto de las corrientes en la vertical. Punnet y Lance emplearon teoría lineal y de Stokes de segundo orden para estimar las cargas hidrodinámicas sobre una estructura *offshore monopile* y analizar la respuesta estructural mediante el programa informático “FAST” [54].

Los investigadores Shirzadeh *et al.* [55] estimaron el amortiguamiento estructural de una turbina de viento *offshore monopile*, mediante modelación numérica hidrodinámica y estructural. En la investigación los autores contaron con información de instrumental al obtener las aceleraciones que actuaban en la estructura. Para analizar el amortiguamiento aplicaron aproximaciones para la determinación de las cargas de viento mediante la teoría *Element Momentum* (BEM), y para la estimación de cargas por oleaje y corriente aplicaron la ecuación de Morison. Los autores también emplearon los espectros teóricos de oleaje Pierson-Moskovitz y JONSWAP [56] para determinar la distribución de energía de la zona de estudio. Los espectros fueron calculados tomando como referencia información de altura significativa y periodo del oleaje medidos *in situ*.

Natarajan [57] estudió el efecto de la hidrodinámica de oleaje irregular sobre la dinámica estructural de una turbina de viento *offshore* ubicada en un punto con 35 m de profundidad. Para el cálculo de las fuerzas hidrodinámicas empleó la ecuación de Morison, donde la velocidad fue calculada mediante Stokes de segundo orden, la ecuación *Wheeler stretching*, y aplicando un ajuste mediante la suma de un valor de velocidad de corriente constante.

Kai *et al* [58] estudiaron la capacidad estructural de una turbina de viento ante cargas hidrodinámicas extremas. Los autores analizaron a una estructura *offshore monopile* y una articulada o tipo *jacket* a instalarse en una profundidad de 30 m, con un diámetro de 7 m,

y con un grosor de pared de 0.03 m. Las estructuras se consideraron como perfectamente empotradas en el fondo. Emplearon información de 27 años de oleaje y viento de una boya de la *US National Oceanic and Atmospheric Administration* (NOAA). Para el cálculo de las fuerzas hidrodinámicas utilizaron la ecuación de Morison, donde la velocidad de flujo fue calculada mediante la teoría de Función de Corriente [59], tomando solamente la información de oleaje para el cálculo, sin tener en cuenta el perfil de corrientes marinas.

Los investigadores Mayilvahanan *et al.* [60] realizaron una revisión bibliográfica sobre trabajos previos relacionados a las fuerzas hidrodinámicas al definir las como fuerzas de impacto de ola rompiente sobre estructuras *offshore*. Los autores efectúan el cálculo de las fuerzas mediante la ecuación de Morison considerando la aproximación de la teoría de oleaje no lineal [61], así como la determinación de las fuerzas mediante el término de fuerza de arrastre de la ecuación de Morison, aplicando un coeficiente de arrastre debido a que la predicción de las aceleraciones del flujo son inciertas [62] [63] [64]. La fuerza de impacto generada por la ola (fuerza hidrodinámica) sobre un cilindro es planteada por Faltinsen [65]. Posteriormente Goda *et al.* [66] y Tanimoto *et al.* [67] implementaron el modelo von Karman para calcular las fuerzas hidrodinámicas en cilindros verticales.

Mayilvahanan *et al.* [60] efectuó una revisión de los estudios relacionados con la ingeniería oceánica y *offshore*, con trabajos representativos tal como: Mokrani *et al.* [68] aplicaron las ecuaciones de Navier-Stokes para la determinación de las fuerzas hidrodinámicas debido al impacto del oleaje. Christensen *et al.* [69] emplearon las ecuaciones de Boussinesq mediante Dinámica de Fluidos Computacional (del inglés, *CFD*) para el análisis de la interacción flujo-estructura. Mokrani C *et al.* [68] investigó la fuerza de impacto y el flujo por *overtopping* generado por la sobrelevación del oleaje en rompiente sobre una muro vertical mediante la combinación de las ecuaciones de Navier-Stokes y la técnica de Volúmen de Fluido (NS-VOF). Bredmose y Jacobsen [70], estudiaron el efecto de cargas hidrodinámicas por oleaje extremo sobre una estructura monolítica mediante la aplicación del aplicativo *Open Field Operation and Manipulation* [42].

Por último Mayilvahanan *et al.* [60] mencionan en sus conclusiones que aún existen incertidumbres en la estimación de las fuerzas hidrodinámicas, tiempos de fatiga y cargas extremas debido al efecto del oleaje sobre las estructuras. Argumentan que para el prediseño de cargas sobre estructuras monolíticas como las turbinas de viento, las características hidrodinámicas requieren el máximo grado de aproximación para el prediseño de estructuras destinadas a la industria del gas y el petróleo, por lo que es necesario y pertinente efectuar investigación para la definición de métodos y directrices en detalle para el prediseño de este tipo de estructuras.

1.4.4 Estructuras offshore: turbinas de viento

La industria del petróleo incentivó la creación de la ingeniería *offshore*, y se tiene evidencia en registros de prototipos y proyectos exitosos en dicha zona marina desde antes del siglo XIX [71]. El apoyo del sector de hidrocarburos se materializó en la primera plataforma marina de extracción de petróleo, la cual fue instalada en el Océano Pacífico en el año de 1890. Sin embargo, el año de 1947 es considerado el nacimiento de la industria *offshore* cuando Kerr-McGee instaló exitosamente la primera plataforma en el Golfo de México [72]. Desde 1947 se han instalado más de 10,000 plataformas petroleras *offshore* [73] cada vez con mayor profundidad de instalación hasta llegar a profundidades cercanas a los 2500 m [74].

La aplicación de la ingeniería *offshore* para fines de extracción de energía renovable eólica se remonta a 1991, cuando se hizo realidad la primera granja de turbinas de viento *offshore* (*offshore wind farm*) instalada en Dinamarca. Al año 2017 el parque eólico *offshore* más grande del mundo fue el London Array 1; este parque se encuentra en el Reino Unido y en 2012 reportó una producción anual de 11.227 GW.h [75]. Para el año 2017 el parque eólico *offshore* Gemini, ubicado en Países Bajos, producirá 600 MW [76]. La compañía DONG Energy anunció que pondrá en funcionamiento en el año 2020 el parque eólico más grande del mundo, el cual se conocerá como Hornsea Project One, y generará 1.2 GW para aproximadamente 1 millón de hogares en el Reino Unido [77].

Generalmente, el diseño de la subestructura en turbinas flotantes, conformada por la plataforma y los anclajes se basa en las especificaciones de las normas DNV-OS-J103 [78] y IEC 61400-3 [79]. La Unión Europea ha establecido una estandarización para sus países miembros a través de los Eurocódigos diseñados por European Committee for Standardization (ECS). Cada país posee consideraciones locales de seguridad por lo que cada miembro de la Unión posee apéndices nacionales de la norma.

Las turbinas de viento requieren un continuo desarrollo tecnológico en aspectos relacionados con la corrosión, dinámica de cada turbina, control y materiales. El diseño de este tipo de estructuras es de alta complejidad, sin embargo, con apoyo a la investigación las posibilidades de extracción de energía renovable potencialmente pueden ser incrementadas [80].

Musial *et al.* [81] realizaron una descripción detallada de los tipos más usados de plataforma flotante en turbinas de viento *offshore*. Los autores presentan detalles de la topología, sistemas de anclaje, y realizan una comparación económica entre los tipos de estructuras flotantes y las consideraciones a tener en cuenta en la minimización de costos asociados a la construcción de cada turbina y al funcionamiento de la misma.

Haritos [82] subdividió la teoría para el análisis hidromecánico en 4 áreas (hidrodinámica, dinámica estructural, técnicas avanzadas de análisis estructural y estadística de valores extremos), indicando detalles de las ecuaciones y de las recomendaciones de ingeniería para la correcta aplicación de las mismas.

Duncan [83] presenta detalles de los criterios de selección del tipo de cimentación de estructuras *offshore*, presentando 6 tipos de cimentación: cimentación de gravedad, pilotes, pórticos arriostrados, cajones (caissons), anclaje y lastre. Las estructuras de gravedad se recomiendan hasta profundidades menores a 23 m, para suelos homogéneos, con alta capacidad portante y de asentamiento; las fuerzas hidrodinámicas y de viento deben ser bajas y se tiene que adecuar la base para proteger la cimentación de la socavación.

La metodología tradicional para el prediseño de estructuras *offshore* ampliamente usada en Estados Unidos y otras regiones del mundo se enmarca en la norma Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed *Offshore* Platforms Working Stress Design [84]. También es posible encontrar la norma DNV-OS-J101 [85] la cual es utilizada en diversos proyectos de Europa. El sector de energía eólica presenta dos tipos de metodología de diseño, una con aplicación *onshore* o continental, y la segunda con aplicación *offshore*. En la aplicación *onshore* los códigos más usados para cálculos de diseño en turbinas de viento son: IEC-TC88 [86], Germanische Lloyd [87], y DNV-Riso [88].

La experiencia en el diseño de turbinas de viento *offshore*, y de estructuras de cimentación y soporte no es amplia, por lo que los lineamientos para las cargas de diseño aún se encuentran en desarrollo. El único código que menciona lineamientos específicos es el de Germanische Lloyd (GL). En el GL se han encontrado diversos problemas para la determinación de respuestas estructurales extremas como también limitaciones en los modelos determinísticos de ráfagas de viento u oleaje extremo [89].

1.5 Objetivos

Identificar la influencia de las variaciones convectivas en la generación de cargas transitorias y su efecto hidromecánico en las estructuras *offshore*.

1.5.1 *Objetivos específicos*

- Definir la teoría de oleaje y adaptar o diseñar los modelos paramétricos espectrales de oleaje para el Caribe y el Pacífico colombiano.
- Identificar y explicar los gradientes máximos de aceleración hidrodinámica que generen cargas transitorias en las áreas de estudio seleccionadas.
- Analizar la dinámica estructural no estacionaria de una estructura flotante y una estructura monolítica ante las cargas hidrodinámicas máximas y las cargas transitorias.

2. MARCO TEÓRICO

En este capítulo se presentan definiciones generales, y conceptos de la física y matemática empleada para los análisis hidrodinámicos e hidromecánicos. La sección 2.1 presenta una revisión documental del diseño en la ingeniería offshore, principalmente en estructuras fijas y flotantes para extracción de energía eólica (turbinas de viento).

2.1 Estructuras *offshore*

Las estructuras *offshore* son obras de ingeniería instaladas en el océano sin conexión permanente hacia la playa o tierra firme. Las estructuras *offshore* son instaladas con diversas funciones y características según la industria o el sector al que pertenecen. Si la estructura pertenece a la industria del gas o petróleo, ésta tendrá equipamientos específicos que garantizarán la exploración o extracción del recurso no renovable. Otros tipos de estructuras *offshore* son empleadas como puntos o nodos de medición de variables océano – atmosféricas, control de tráfico o seguridad marítima. Se debe diferenciar entre estructura *offshore* y estructura costera, toda vez que las últimas son ampliamente usadas con la finalidad de proteger el litoral mediante estructuras de protección como rompeolas o diques.

La industria eólica es el sector energético renovable que más ha hecho uso de las estructuras *offshore* a través de turbinas o molinos de viento. En los proyectos de extracción de energía eólica *offshore*, se instalan varias turbinas interconectadas formando una red que conduce energía hacia una subestación *offshore*, y desde ésta hacia un transformador ubicado en el continente (Figura 2-1).

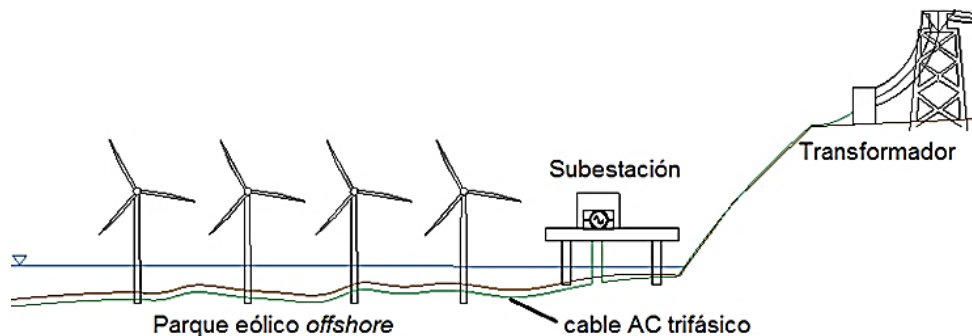


Figura 2-1. Parque eólico *offshore* y distribución a tierra. Modificado de: www.industrytap.com.

El éxito de las etapas de diseño, instalación, producción, mantenimiento y desinstalación de un proyecto de ingeniería *offshore* dependerá de la planeación, logística y cadena de suministros. Shafiee [90] realizó una revisión del estado del arte de la logística de mantenimiento de la industria eólica *offshore*, y dentro de sus conclusiones anota la importancia de que las decisiones tácticas y operacionales en los proyectos eólicos *offshore* son dinámicas y continuamente deben ser actualizadas. Gimenez et al. [91] indicó que el costo de generación de energía eólica puede ser reducido si se consideran 5 aspectos: 1) incrementar el tamaño de las turbinas para mayor capacidad de generación, 2) optimizar los materiales de construcción, 3) crear nuevas empresas para aumentar la oferta y reducir el costo de implementación de la tecnología, 4) mejorar los sistemas eléctricos y electrónicos de control y 5) evolucionar el diseño de las aspas para mayor captura de energía. En el trabajo de Gimenez-Alvarez y Gómez-Targarona [92], se presentan detalles

sobre configuración electromecánica de turbinas, niveles de potencia de energía eólica, fenómenos de régimen permanente y transitorio, rendimiento y aprovechamiento energético.

Las turbinas de viento requieren un continuo desarrollo tecnológico en aspectos relacionados con la corrosión, dinámica de cada turbina, control electromecánico y materiales. La producción de energía eólica *offshore* a escala de Gigavatio [GW], requiere del desarrollo de plataformas flotantes, conocidas como *farshore* cuando se instalan lejos de la costa a profundidades mayores a 50 m. El diseño de este tipo de estructuras es de alta complejidad, sin embargo, con los avances en materia de investigación las posibilidades de extracción de energía renovable potencialmente pueden ser incrementadas [80].

2.1.1 Tipo de cimentación

Las turbinas de viento *offshore* pueden ser fijas (Figura 2-2), o flotantes (Figura 2-3). Las turbinas de viento pueden tener diversos tipos de cimentación dependiendo de las características del área de estudio, principalmente del suelo, las mareas, el oleaje, el viento y las corrientes. Las estructuras fijas pueden subdividirse en estructuras de gravedad o de pilotes. Las de gravedad presentan una torre monolítica construida en concreto, o tipo cascarón (*shell*) con relleno, que por su propio peso resisten los efectos de volcamiento (Figura 2-2b). Estas estructuras descansan sobre el lecho marino, por lo que no ejercen esfuerzos internos sobre él.

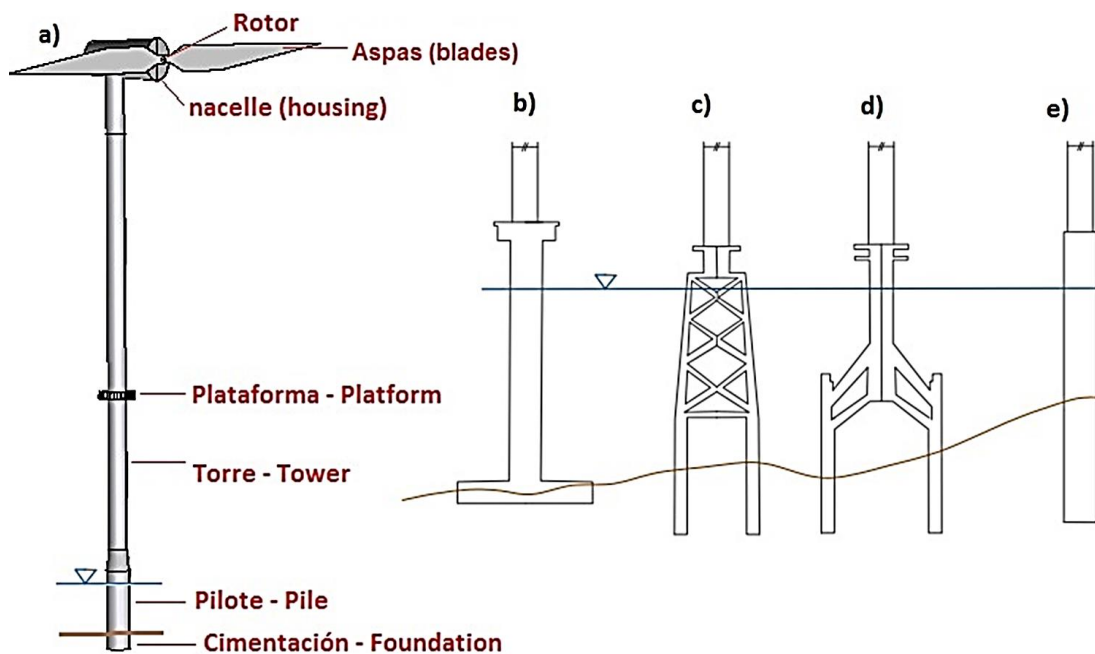


Figura 2-2. Turbinas de viento offshore monolíticas: a) identificación de elementos y secciones. Tipos de cimentación: b) Gravedad (*gravity based*); c- d) Articulado (*Jacket*); e) Monopilote o monopolo (*Monopile*). Fuente: elaboración propia.

Las estructuras de pilotes presentan una cimentación compuesta por pilotes verticales y horizontales, las cuales garantizan la estabilidad de estructuras articuladas (Figura 2-2c-d), o pueden estar conformadas por un solo pilote o monopolo (Figura 2-2e). Las estructuras fijas generalmente se localizan en aguas con profundidades entre 10 m a 50 m, y el tipo de cimentación dependerá de las características mecánicas del suelo. Las estructuras flotantes son instaladas en profundidades

mayores a 50 m mediante cables o anclajes (Figura 2-3), y su estabilidad dependerá de la configuración geométrica y del tipo de flotabilidad. La configuración y extensión de los cables está sujeta a las condiciones hidrodinámicas (oleaje, corrientes, mareas), viento local, y de la altura metacéntrica que define la estabilidad [71].

Musial et al. [81] realizaron una descripción detallada de los tipos más usados de plataforma flotante en turbinas de viento *offshore*. Los autores presentan detalles de la topología, sistemas de anclaje, y realizan una comparación económica entre los tipos de estructuras flotantes y las consideraciones a tener en cuenta en la minimización de costos asociados a la construcción de cada turbina y al funcionamiento de la misma.

Las estructuras flotantes se clasifican según el tipo de estabilización que tendrá, la cual puede ser por flotabilidad, anclajes o lastre (Figura 2-3). La selección del tipo de estabilización dependerá de las características de la estructura, el tipo de material disponible (concreto y acero principalmente) y de las fuerzas hidrodinámicas y de viento al cual estará sometida. Diversos proyectos presentan información detallada del proceso de diseño de estructuras estabilizadas por flotabilidad, anclajes y lastre, de los cuales se pueden mencionar *Windcrete* (www.windcrete.com) en España, o *Ideol* en Francia (www.ideol-offshore.com).

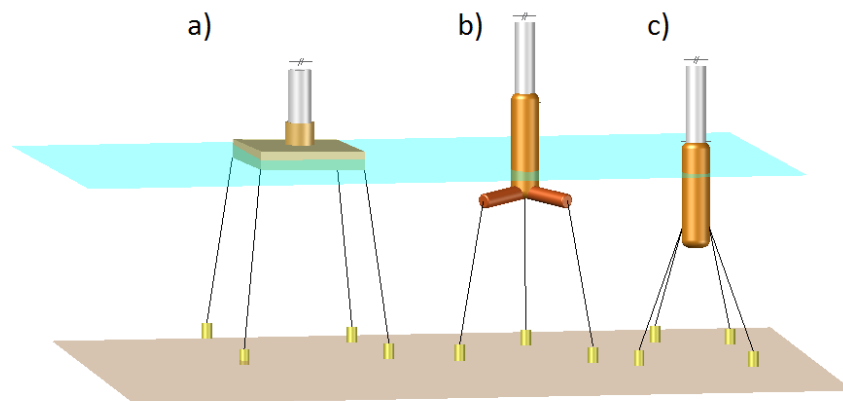


Figura 2-3. Turbinas de viento *offshore* flotantes: a) Estabilizada por flotabilidad (*Buoyancy stabilized* o *TLP*); b) Estabilizada por anclajes (*Mooring line stabilized* o *semi-submersible*); c) Estabilizada por lastre (*Ballast stabilized* o *spar*). Fuente: elaboración propia.

2.1.2 Proceso de diseño de turbinas fijas y flotantes

El sector de energía eólica presenta dos tipos de metodología de diseño, una con aplicación onshore o continental, y la segunda con aplicación *offshore*. En la aplicación onshore los códigos más usados para cálculos de diseño en turbinas de viento son: IEC-TC88 [86], *Guideline for the Certification of Wind Turbines - Germanische Lloyd* [87], y *Guidelines for Design of Wind Turbines* DNV-Riso [88]. La experiencia en el diseño de turbinas de viento *offshore*, y de estructuras de cimentación y soporte no es amplia, por lo que los lineamientos para las cargas de diseño aún se encuentran en desarrollo. El único código que menciona lineamientos específicos es el de Germanische Lloyd (GL). En el GL se han encontrado diversos problemas para la determinación de respuestas estructurales extremas

como también limitaciones en los modelos determinísticos de ráfagas de viento u oleaje extremo [89]. Generalmente, el diseño de la subestructura en turbinas flotantes, conformada por la plataforma y los anclajes, sigue las especificaciones de los estándares DNV-OS-J103 [78] y IEC 61400-3 [79]. La Unión Europea ha establecido una estandarización para sus países miembros a través de los Eurocódigos diseñados por European Committee for Standardization (ECS). Cada país posee consideraciones locales de seguridad por lo que cada miembro de la Unión posee apéndices nacionales del estándar.

Las plataformas marinas *offshore* para turbinas de viento difieren de las plataformas de petróleo y gas según el tipo de carga y el área de aplicación sobre la estructura. Las cargas de diseño para las plataformas de petróleo y gas provienen de las corrientes y olas, y se aplican principalmente sobre la parte superior de la estructura (superestructura). A diferencia de lo anterior, las cargas de diseño para las turbinas de viento *offshore* provienen de la interacción de las olas, el viento, las corrientes y el suelo; la carga de viento se aplica sobre las aspas y la *nacelle* (Figura 2-2a), las cargas por oleaje se aplican en la parte media, y las cargas por corrientes se aplican sobre la parte media e inferior de la estructura [93]. Además, el ciclo de vida de las turbinas de viento (20 años) es mucho menor que el de las estructuras *offshore* tradicionales.

La Figura 2-4 muestra un ejemplo del esquema del proceso metodológico de las etapas de prefactibilidad y factibilidad para el diseño de turbinas de viento *offshore*. El proceso metodológico que se observa en la Figura 2-4 presenta 8 etapas. En la 1 hasta la etapa 4 se integra la fase de prefactibilidad; desde la etapa 5 a la 8 se presenta la fase de factibilidad. Durante la etapa 1 se realizan los estudios de potencial eólico a través de análisis de variabilidad climática del viento superficial empleando bases de datos climatológicas y mediciones puntuales. Después de determinarse que existe un potencial eólico en la etapa 1, sigue la etapa 2 “Estudio oceánometeorológico”, en la cual se realizan los análisis oceanográficos y de meteorología a diferentes escalas con el objetivo de caracterizar la variabilidad temporal y espacial de corrientes, oleaje, mareas, vientos y propiedades termohalinas, no solamente dentro del área de estudio, sino de aquellos sectores o zonas aledañas que puedan afectar las condiciones locales.

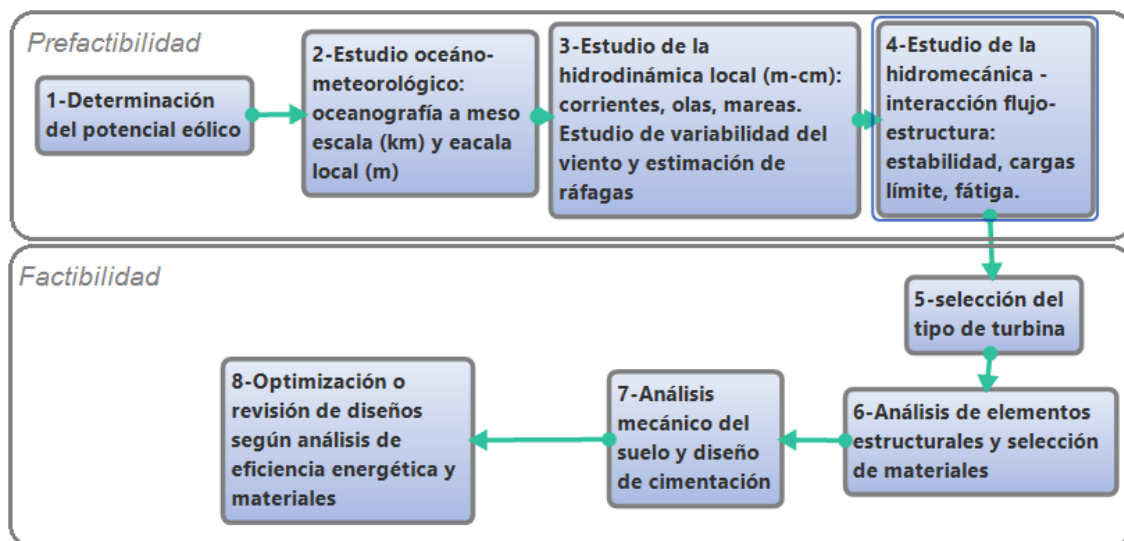


Figura 2-4. Proceso metodológico durante el diseño de turbinas *offshore*. Fuente: elaboración propia.

La etapa 3 se concentra en el estudio de la hidrodinámica dentro del área de interés, en la cual se encuentra el punto de localización de la estructura *offshore*. En esta etapa se implementan modelos numéricos hidrodinámicos, para el análisis de las corrientes, olas y mareas con resolución espacial menor a 10 m y resolución temporal no mayor a una hora. Adicionalmente en esta etapa se emplean modelos de viento para estimar las fuerzas aerodinámicas resultantes durante ráfagas de viento.

En la etapa 4 se toma la información obtenida en la etapa 3 (velocidades de corrientes, velocidades de viento y oleaje) para calcular las fuerzas o cargas que afectarán a la estructura *offshore*. En esta etapa se emplean modelos numéricos de diseño estructural para cuantificar esfuerzos y deformaciones en la estructura; detalles de la teoría asociada a la etapa 4 se encuentran consignados en la sección “3.5 Hidromecánica” del presente documento. Al llegar a la etapa 5, ya se han analizado las respuestas estructurales de los posibles modelos a seleccionar, y con base en consideraciones de seguridad, operatividad y costos, se elegirá la o las estructuras que serán analizadas en la etapa 6.

La etapa 6 toma en cuenta las recomendaciones de las etapas 4 y 5, e implementa modelos específicos para el análisis de los elementos y piezas estructurales de la estructura *offshore*. Adicionalmente, analiza las propiedades físicas y mecánicas de los materiales para definir los tiempos de vida, mantenimiento y reparación de estos durante el tiempo de servicio de la turbina de viento.

La etapa 7 integra los análisis de mecánica de suelos y geotécnicos del punto de instalación de la estructura, en donde se toma información in situ para la caracterización del suelo. En esta etapa se implementan modelos numéricos multifísicos, con la capacidad de simular las deformaciones del suelo y de la estructura, durante los esfuerzos y momentos que presente la estructura *offshore*. La etapa 6 finaliza con el tipo de cimentación y las recomendaciones de ingeniería para la estructura. En la sección “3.6 Diseño de cimentación” del presente trabajo, se encuentra una ampliación teórica del proceso de diseño geotécnico.

Por último, la etapa 8 define las características estructurales de la turbina. La etapa 8 sería la última etapa del proceso de diseño para los ingenieros civiles y (o) *offshore* (Figura 2-4), y a partir de aquí, la estructura entra en otros procesos de diseño, para evaluar la eficiencia energética y durabilidad desde el punto de vista eléctrico y mecánico.

2.2 Hidromecánica

El diseño de las estructuras *offshore* requiere de sólidos conocimientos en ingeniería naval y civil: mecánica de fluidos, materiales, mecánica de suelos y dinámica estructural. El análisis de estabilidad y dinámica estructural de las estructuras *offshore* monolíticas puede ser abordado considerando 3 grados de libertad, a diferencia de las estructuras flotantes las cuales requieren 6 grados de libertad. El análisis dinámico de una boya durante el efecto del oleaje puede ser simplificado mediante un sistema de un grado de libertad (1DGL) (Figura 2-5a), contrario a una turbina de viento flotante (Figura 2-3) la cual requerirá ser analizada y diseñada considerando 6 grados de libertad (Figura 2-5b).

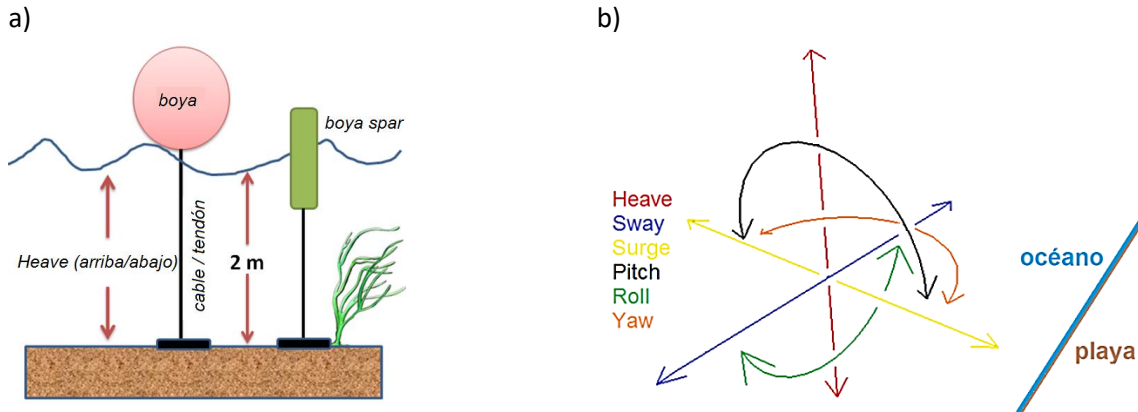


Figura 2-5 . a) Estructura flotante de un 1GDL sometida a cargas generales de oleaje tipo esfera y tipo spar, b) Desplazamientos en 6 grados de libertad en una estructura flotante. Heave (arriba/abajo), Sway (izquierda/derecha), Surge (adelante/atrás), Pitch (cabeceo), Roll (alabeo), Yaw (Guiñada). Fuente: elaboración propia.

Si bien la complejidad de la dinámica estructural de una estructura flotante es mayor que una estructura monolítica, ambas soportan cargas o fuerzas no lineales con alta variabilidad espacial y temporal. Estas fuerzas son producidas por las mareas, las corrientes, el oleaje y el viento. La interacción entre éstas puede generar cargas sobre la estructura de tipo cíclico, estacionario o transitorio. Un esquema que facilite la identificación de los procesos físicos inmersos en la dinámica general de la estructura, se presenta en la Figura 2-6.

Con base en la Figura 2-6, U es el desplazamiento de la corriente, C_i celeridad de la onda de oleaje, η la superficie libre, FB la fuerza de empuje, C_D el arrastre del viento, V la velocidad del viento, P la presión hidrostática, CG el centro de gravedad, FB' la nueva posición de la FB debido a un movimiento rotacional de la estructura, W la fuerza normal (peso de la estructura), M la altura metacéntrica, $R_{a,b,c,d}$ las reacciones, τ la tensión de los cables, y $\delta\theta$ los desplazamientos angulares.

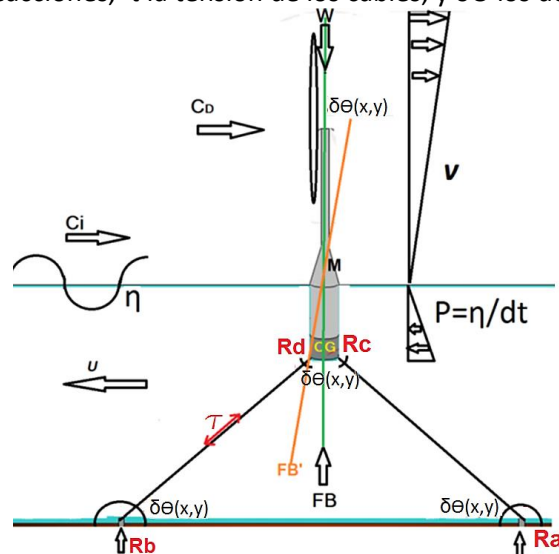


Figura 2-6. a) Diagrama simplificado de fuerzas de una estructura flotante (turbina de viento tipo spar). Fuente: elaboración propia.

La determinación de las fuerzas hidrodinámicas que actúan sobre las estructuras *offshore*, dependerá de la región de aplicabilidad definida por la altura de ola, período, y profundidad. La región de aplicabilidad indicará el tipo de teoría de oleaje, la cual podrá ser lineal (Airy) o no lineal (Función de Corriente, Stokes de 5to orden) [71] [94].

El tipo de teoría de oleaje definirá el régimen de flujo al que se encuentra la estructura *offshore* los cuales se clasifican en arrastre, inercia y difracción. La determinación del régimen de flujo dependerá de la relación diámetro del cilindro (D), la altura de ola (H) y la longitud de onda (λ) [95] así:

Arrastre: $D/H < 0.1$

Inercia: $0.5 < D/H < 1.0$

Difracción: $D/\lambda > 0.2$

La estructura se encuentra en el régimen de arrastre cuando la carga de ola se aplica sobre elementos estructurales tubulares de diámetros inferiores a los 10 cm, observadas en estructuras articuladas (Figura 2-2c). Cuando la estructura se encuentra en la condición de inercia, los elementos estructurales pueden generar vórtices en la estela de flujo; las estructuras monopolo (Figura 2-2b, e), y las flotantes estabilizadas por anclajes (Figura 2-3b) y lastre (Figura 2-3c) comúnmente se encuentran en esta condición.

La estructura se encontrará en la condición de difracción cuando el diámetro o área perpendicular a la dirección de la carga difractan o reflejan parcialmente el oleaje incidente; lo anterior ocurre cuando el diámetro o la sección longitudinal (en línea con la dirección de propagación de onda de carga) supera en longitud al 20% de la longitud de onda de la carga; las estructuras flotantes estabilizadas por flotabilidad se encuentran generalmente en este régimen (Figura 2-3a).

La interacción no lineal de las cargas con la estructura, así como la interacción entre cargas pueden cambiar el régimen de flujo de manera temporal o transitoria, por lo cual, la determinación de las fuerzas hidrodinámicas según la clasificación del régimen de flujo dependerá de las condiciones hidromecánicas predominantes o transitorias.

2.2.1 Fuerzas hidrodinámicas

Cuando un elemento impermeable tipo cilindro se introduce al interior de un campo de presión de un fluido, se genera un desplazamiento de masa debido al empuje del sólido sobre el fluido. Por consiguiente, el cilindro introducido ejercerá una fuerza inercial y a su vez deberá soportar una presión hidrostática [96].

Cuando el campo de fluido presenta un flujo homogéneo o con una dirección predominante, la región cercana al cilindro (punto de estancamiento) experimentará una reducción de las velocidades potenciales de flujo, y un incremento de su velocidad tangencial en la zona próxima a la superficie del cilindro. Como resultado, la suma de las componentes de velocidad tangencial en dos puntos opuestos ubicados cerca a la pared del cilindro, equidistantes con respecto al eje x será igual cero, lo que significa que las velocidades tangenciales son opuestas en dirección entre sí. Lo anterior indica que no habrá velocidad en estos dos puntos de estancamiento, pero las fuerzas de arrastre serán máximas (Journée J.M & J Massie W.W 2001). Detalles del origen de las fuerzas de inercia y

arrastre presentadas por Jorunés y Massie (Journée J.M & J Massie W.W 2001), se pueden encontrar en el trabajo de Rueda-Bayona [97].

Al adaptar la 2da ley de Newton mediante la combinación del teorema de transporte de Reynolds con la suma de las fuerzas de inercia y de arrastre se obtiene la ecuación de Morison. La ecuación de Morison presenta restricciones cuando el diámetro del cilindro es mayor a la longitud de onda de la ola, generando difracción; y cuando el régimen es turbulento [71]. Por consiguiente, la ecuación de Morison quedará expresada como (EC 1):

$$F = \rho C_M V \dot{u} + \frac{1}{2} \rho C_D A' u |u| \quad \text{EC 1}$$

Donde,

C_M =coeficiente de inercia

V = volumen del elemento estructural o de la estructura que recibe la carga.

C_D = coeficiente de arrastre.

A' = área perpendicular al vector de fuerza de la carga.

Ahora el cálculo de la fuerza por unidad de longitud en la vertical y la variación en el tiempo se puede expresar como (EC 2):

$$dF(z, t) = C_M \rho \frac{\pi}{4} D^2 \dot{u}(z, t) dz + \frac{1}{2} C_D \frac{\pi}{4} D \rho u(z, t) |u(z, t)| dz \quad \text{EC 2}$$

Finalmente, con esta ecuación expresada en función del espacio y el tiempo, es posible cuantificar las fuerzas hidrodinámicas que actúan sobre la superficie de una estructura, donde las aceleraciones modulan la magnitud de la fuerza de inercia y el producto de la velocidad modula la magnitud de la fuerza de arrastre

2.2.2 Cargas de oleaje

Las estructuras oceánicas están sometidas a cargas dinámicas de oleaje tipo *sea* (oleaje en desarrollo) y *swell* (oleaje desarrollado), cargas que varían en intensidad y frecuencia según el estado de mar al que se encuentren asociadas. Un estado de mar representa las variaciones de la superficie libre de un sector del océano debido al efecto de forzantes atmosféricos e hidrodinámicos (vientos y corrientes) sobre este cuerpo de agua. Los estados de mar se caracterizan por presentar una altura de oleaje significativa, un periodo pico y una potencia espectral. La potencia o densidad espectral (PSD, del inglés) es la representación de la distribución de energía distribuida en un rango de frecuencias y direcciones de un estado de mar característico.

El estado de mar puede clasificarse en oleaje totalmente desarrollado *swell*, o por oleaje limitado o en desarrollo tipo *sea*. Un estado de mar limitado o tipo *sea*, es producto de un cambio del esfuerzo cortante del viento local sobre la superficie del cuerpo de agua debido a la variación de la intensidad del viento, generando un oleaje irregular.

Un estado de mar totalmente desarrollado tipo *swell* se genera por fuera de la zona de generación del oleaje tipo sea, en donde las ondas previamente perturbadas por el viento local, alcanzan su desarrollo con alturas y períodos de oleaje más regular.

Un oleaje tipo *swell* estará representado por ondas con comportamiento asociado a la teoría lineal o de Airy, asumiendo la premisa de que la onda cumplirá la relación para la onda larga $z/\lambda = > 1/2$, donde z es la profundidad media sobre la que se propagará la onda larga y λ es la longitud de la onda. La variación de la superficie libre para oleaje *swell* puede ser reproducida mediante la ecuación de onda lineal (EC 3):

$$\eta = A * \cos(k_c x - \omega_c t) \quad \text{EC 3}$$

Donde,

A_c = amplitud de la ola.

ω_c = frecuencia angular de la ola $\omega_c = 2\pi/T_c$ donde T es el período natural de la ola.

k_c = número de onda y se define como $2\pi/\lambda$, donde λ es la longitud de onda, o ω_c/φ lo que representa la relación de la frecuencia natural de la ola (ω_c) sobre la fase de la onda (φ).

t = tiempo.

La variación de superficie libre en una dirección de un oleaje tipo *swell* puede ser reproducida a partir de los espectros teóricos de oleaje de Pierson-Moskovitz, y para oleaje tipo sea mediante JONSWAP en donde (EC 4):

$$\zeta_\eta = \sum_{j=1}^N \sqrt{2S(\omega_{cj})\Delta\omega_{cj}} \quad \text{EC 4}$$

$S(\omega_{cj})$ = espectro de oleaje teórico ($m^2 \cdot s$)

$\Delta\omega_{cj}$ = paso de tiempo en la integración del espectro (rad/s).

Para la formulación de Pierson-Moskovitz se tiene (EC 5):

$$S(\omega_c) = \left(\frac{0.11H_s^2 T_m}{2\pi}\right) \left(\frac{\omega_c T_m}{2\pi}\right)^{-5} \exp\left[-0.44\left(\frac{\omega_c T_m}{2\pi}\right)^{-4}\right] \quad \text{EC 5}$$

Y según JONSWAP (EC 6):

$$S(\omega_c) = 155 \left(\frac{H_s^2}{T_m^4 \omega_c^5}\right) \exp\left(\frac{-944}{T_m^4 \omega_c^4}\right) (3.3)^Y \quad \text{EC 6}$$

$$Y = \exp\left(-\left(\frac{0.191\omega_c T_m - 1}{2^{1/2}\sigma}\right)^2\right) \quad \text{EC 7}$$

Donde:

$\sigma=0.07$, si $\omega_c \leq 5.24/T_m$

$\sigma=0.09$, si $\omega_c > 5.24/T_m$

H_s = altura significativa de la ola.

T_m = periodo medio de oleaje.

2.2.3 Cargas impulsivas: impacto de ola

Este tipo de cargas son de corta duración, poco frecuentes y contienen una alta amplitud de energía. Las cargas impulsivas se pueden generar durante el impacto directo de ola sobre la estructura, o después que la ola ha roto antes de llegar a la estructura. Después del impacto de ola, se presentará una sobreelevación (run-up), la cual generará una carga sobre el área de contacto en la estructura.

La fuerza resultante del impacto de ola se puede calcular mediante (EC 8)

$$F_0 = \frac{1}{2} \rho C_s A' u_0^2 \quad \text{EC 8}$$

Donde C_s es el coeficiente de impacto, y se encuentra entre 3.5 y 3.6, y u_0 es la velocidad de flujo en el instante del impacto [71].

La presión de impacto generada durante el rompimiento de la ola se puede estimar mediante (EC 9):

$$p_s = \rho k_1 U^2 \quad \text{EC 9}$$

$$U = \beta_s c \quad \text{EC 10}$$

k_1 es igual a 5.98 cuando la ola rompe al impacto, y k_1 es igual a 2.74 cuando la ola rompe antes del impacto. Donde β_s (EC 10) es igual a 0.48 cuando la ola rompe al impacto, y es igual a 0.70 cuando la ola rompe antes del impacto.

La sobre elevación debido al impacto (*wave run-up*) [71], generará una fuerza distribuida verticalmente, la cual puede obtenerse mediante (EC 11).

$$F = \frac{1}{2} \rho D \int_{d+\eta_0}^{d+\eta_1} u^2 C_s(y) dy \quad \text{EC 11}$$

$$C_s = 5.15 \left(\frac{D}{D+19s} + \frac{0.107s}{D} \right) \quad \text{EC 12}$$

Siendo s la distancia de penetración (EC 12), D el diámetro del cilindro vertical. En la Figura 2-7 se representa el impacto de ola sobre una estructura cilíndrica, donde η_c es la altura de la cresta de la ola, η_0 y η_1 son las alturas que delimitan la superficie que recibe el impacto, η la altura media, y X la distancia entre la cresta de ola y la distancia de penetración de la ola.

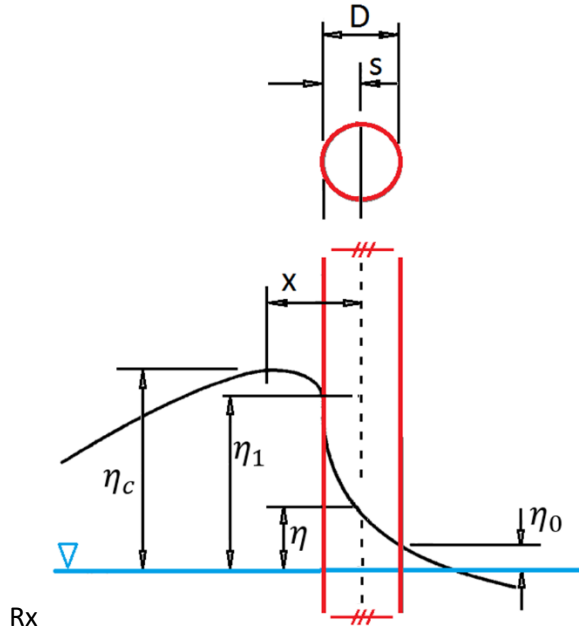


Figura 2-7. Impacto de ola sobre un cilindro vertical. Modificado de: [71].

2.2.4 Vibraciones libres sin amortiguamiento

Según el principio de d'Alembert la suma de las fuerzas externas que actúan sobre un cuerpo y las denominadas fuerzas de inercia forman un sistema de fuerzas en equilibrio. A este equilibrio se le denomina equilibrio dinámico. Con base a lo anterior se plantea la ecuación de movimiento para un 1GDL de la siguiente manera (EC 13):

$$m\ddot{v}(t) + c\dot{v} + kv(t) = p(t) \quad \text{EC 13}$$

Donde,

m = masa del sistema.

\ddot{v} = aceleración.

c = constante de amortiguamiento.

\dot{v} = velocidad.

k = constante de rigidez.

v = desplazamiento.

t = tiempo.

p = fuerza dinámica.

$m\ddot{v}(t)$ = Inercia.

Las vibraciones libres sin amortiguamiento son una condición crítica para la estructura donde recibe la carga sin disiparla, y como resultado su desplazamiento será máximo, asociado a la amplitud de la carga. Como no hay amortiguamiento (EC 14) la oscilación de la estructura coincide con la frecuencia de la carga hasta fallar estructuralmente.

$$m\ddot{v}(t) + kv(t) = 0 \quad \text{EC 14}$$

Cuando la estructura no posee amortiguamiento, su desplazamiento será producto de una función armónica (EC 15):

$$v(t) = A \text{ Sen}(\dot{\omega}_c t + \varphi) \quad \text{EC 15}$$

Debido a la ausencia de amortiguamiento la frecuencia natural de la carga ω_c (por ejemplo, carga debido a la ola) será igual a la frecuencia natural de la estructura ω_n , siendo φ la fase de la carga de oleaje.

Reemplazando el valor del desplazamiento en (EC 14) y (EC 15) se tiene:

$$m\ddot{v}(t) + k A \text{ Sen}(\dot{\omega}_n t + \varphi) = 0 \quad \text{EC 16}$$

Como no hay amortiguamiento se despeja la masa para obtener la aceleración (EC 17):

$$\ddot{v}(t) = -\frac{k}{m} v(t) \quad \text{EC 17}$$

Se tiene que la frecuencia natural de la estructura en vibración libre es (EC 18):

$$\omega_n = \sqrt{\frac{k}{m}} \quad \text{EC 18}$$

y al remplazar EC 17 y EC 18 en la ecuación general de movimiento no amortiguado (EC 14):

$$m[-\omega_n^2 A \text{ Sen}(\omega_n t + \varphi)] + k A \text{ Sen}(\dot{\omega}_n t + \varphi) = 0 \quad \text{EC 19}$$

$$A \text{ Sen}(\omega_n t + \varphi)(-m\omega_n^2 + k) = 0 \quad \text{EC 20}$$

Finalmente queda:

$$k A - m\dot{\omega}_n^2 A = 0 \quad \text{EC 21}$$

Donde EC 21 es la ecuación de movimiento sin amortiguamiento en función de la amplitud (A) y la aceleración natural.

2.2.5 Vibraciones libres con amortiguamiento

La estructura de 1GDL está sujeta a vibración libre con amortiguamiento, la estructura se desplazará proporcionalmente a la disipación de energía recibida por la carga dinámica (EC 22):

$$m\ddot{v}(t) + c \dot{v} + kv(t) = 0 \quad \text{EC 22}$$

Expresando las aceleraciones y velocidades en término de lambda prima λ' , en desplazamiento cero en el instante cero (EC 23):

$$m\lambda'^2 + c \lambda' + k = 0 \quad \text{EC 23}$$

Por lo cual la ecuación característica tendrá dos soluciones:

$$\lambda'_1 = -\frac{c}{2m} + \sqrt{\frac{c^2}{4m^2} - \frac{k}{m}} \quad \text{EC 24}$$

$$\lambda'_2 = -\frac{c}{2m} - \sqrt{\frac{c^2}{4m^2} - \frac{k}{m}} \quad \text{EC 25}$$

Donde $\lambda'_1 = \lambda'_2 = -\omega_n$

Como la respuesta del sistema sometido a vibración libre amortiguada depende del valor de coeficiente de amortiguamiento, surgen tres casos:

- Si $\lambda'_1 = \lambda'_2$, se dice que el sistema es crítico. (vibración libre).
- Si $\lambda'_1 \neq \lambda'_2$ y los valores son reales, el sistema se clasifica como sobre amortiguado.
- Si $\lambda_{r1} \neq \lambda'_2$ y los valores son reales e imaginarios, el sistema se clasifica como sub amortiguado.

2.2.6 Vibración armónica con amortiguamiento viscoso: respuesta estacionaria y transitoria

Las cargas armónicas pueden generar en 1GDL una respuesta estructural con decaimiento de su magnitud en el tiempo debido a un amortiguamiento viscoso (EC 26).

$$m\ddot{v}(t) + c\dot{v} + kv(t) = p_0 \text{ sen } \omega t \quad \text{EC 26}$$

Donde EC 26 puede resolverse considerando como condición inicial $v = v(0)$ y $\dot{v} = \dot{v}(0)$. La solución particular de la ecuación (respuesta estacionaria) (EC 27) al derivar queda como:

$$v_p(t) = C \text{ sen } \omega t + D \text{ cos } \omega t \quad \text{EC 27}$$

Donde

$$C = \frac{p_0}{k} \frac{1 - (\omega/\omega_n)^2}{[1 - (\omega/\omega_n)^2]^2 + [2\zeta(\omega/\omega_n)]^2} \quad \text{EC 28}$$

$$D = \frac{p_0}{k} \frac{-2\zeta\omega/\omega_n}{[1 - (\omega/\omega_n)^2]^2 + [2\zeta(\omega/\omega_n)]^2} \quad \text{EC 29}$$

Y la solución complementaria (respuesta transitoria) de la ecuación (EC 30) se expresa como:

$$v_c = e^{-\zeta\omega_n t} (A \text{ cos } \omega_D t + B \text{ sen } \omega_D t) \quad \text{EC 30}$$

Acoplado las dos soluciones nos queda finalmente la ecuación (EC 31):

$$v(t) = e^{-\zeta\omega_n t} (A \text{ cos } \omega_D t + B \text{ sen } \omega_D t) + C \text{ sen } \omega t + D \text{ cos } \omega t \quad \text{EC 31}$$

Tomando como condición inicial $t=0$, $v=0$ y $\dot{v}=0$, obtenemos $A=0$ y $B = \frac{p_0\beta^2}{k} \left[\frac{1}{1-\beta^2} \right]$, siendo $\beta = \omega/\omega_n$.

Con el objetivo de representar la respuesta estructural de aceleración de una estructura con amortiguamiento viscoso, y la modelación de la señal mediante la solución analítica (EC31), se graficaron los registros de aceleración estructural medidos por Consuegra [98] y la solución analítica obtenida en la presente tesis doctoral (Figura 2-8).

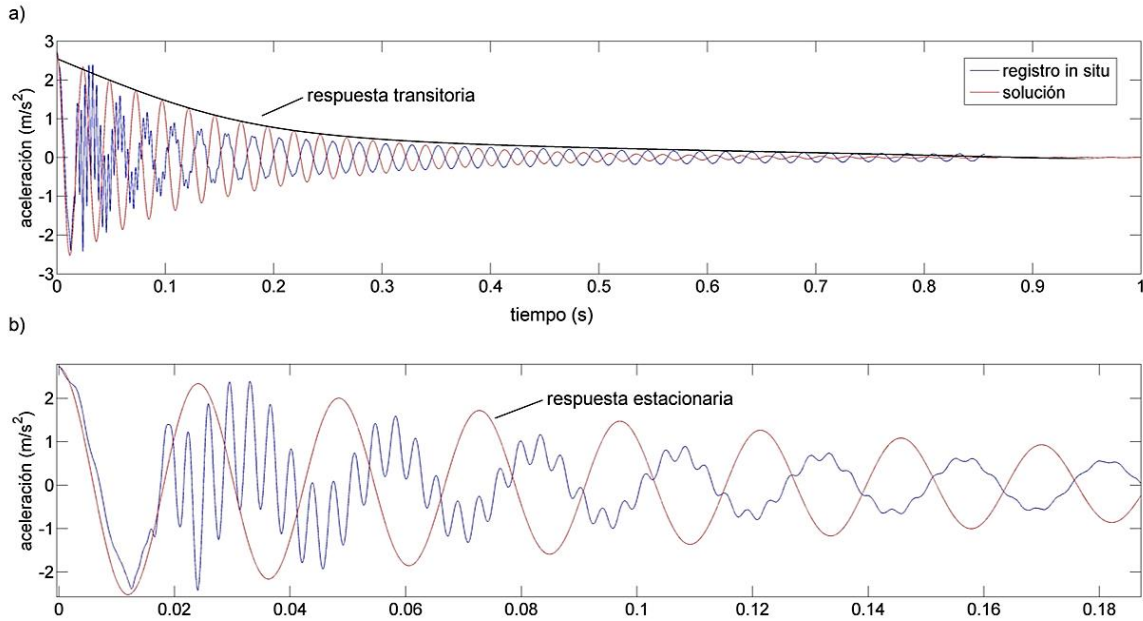


Figura 2-8. Solución analítica y registro de aceleraciones de una carga con amortiguamiento viscoso. a) Decaimiento exponencial de las señales (respuesta transitoria), b) acercamiento a las señales. Fuente: elaboración propia.

2.2.7 Método de ancho de banda del espectro de potencia (Half-Power Bandwidth)

El factor de respuesta de deformación R_d (EC 32) permite a través de la relación entre la amplitud del desplazamiento oscilatorio $v(t)$, y la deformación-deflexión por carga estática (p_0/k), obtener el coeficiente de amortiguamiento estructural (ζ) (EC 33):

$$R_d \operatorname{sen}(\omega t - \phi) = \frac{v(t)}{p_0/k} \quad \text{EC 32}$$

$$\zeta = \frac{\omega_b - \omega_a}{2\omega_n} = \frac{f_b - f_a}{2f_n} = \frac{\omega_b - \omega_a}{\omega_b + \omega_a} \quad \text{EC 33}$$

donde

$\omega_{a,b}$ = son las frecuencias de excitación de cada lado de la frecuencia resonante cuando la amplitud inicial es $1/\sqrt{2}$ veces la amplitud de resonancia cuando el amortiguamiento (ζ) es pequeño.

A continuación, se presenta un ejemplo gráfico del método espectral (Figura 2-9); la Figura 2-9 se construyó a partir de los registros de aceleración estructural y de carga de excitación medidos por Consuegra [98].

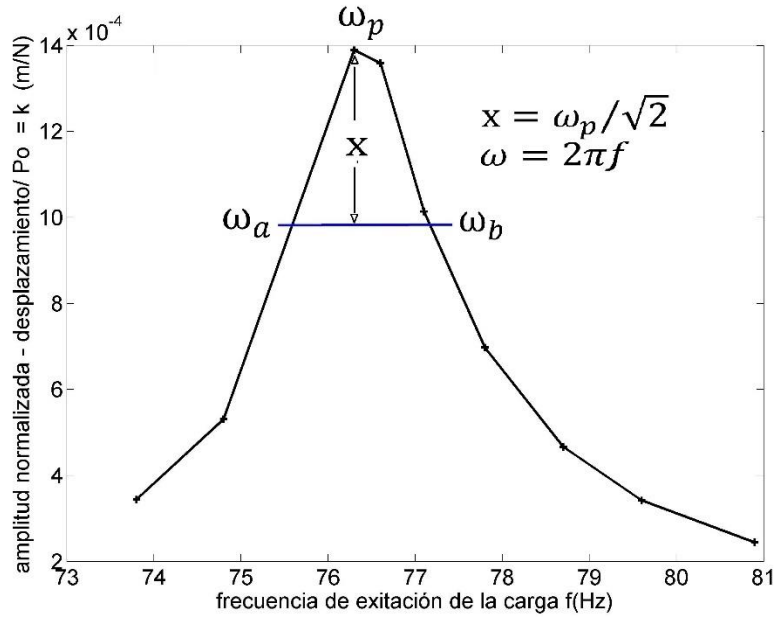


Figura 2-9. Determinación de la frecuencia natural del sistema mediante el método de ancho de banda de espectro de potencia. Fuente: elaboración propia.

2.2.8 Factor de amplificación dinámica

La relación que existe entre el desplazamiento estático y el módulo de la respuesta dinámica o la amplitud de la vibración resultante representa el factor de amplificación dinámica (D) [99]:

$$D = \frac{1}{\sqrt{(1-\beta^2)^2 + (2\zeta\beta)^2}} \quad \text{EC 34}$$

El valor máximo del factor de amplificación dinámica (EC 35) se obtiene derivando la ecuación EC34 con respecto al radio de frecuencias β e igualando a cero. Como resultado, el máximo se producirá cuando $\beta = \sqrt{1 - 2\zeta^2}$ y la ecuación queda expresada como:

$$D_{\max} = \frac{1}{2\zeta\sqrt{1-\zeta^2}} \quad \text{EC 35}$$

La representación de la solución a la ecuación EC 34 considerando diversos coeficientes de amortiguamiento se aprecia en la Figura 2-10.

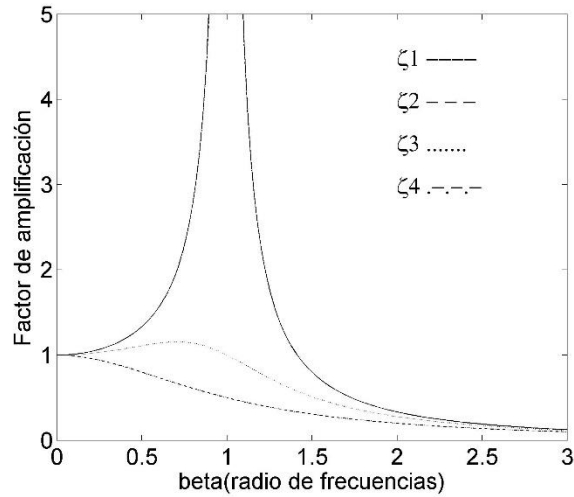


Figura 2-10. Factor de amplificación dinámica para cuatro tipos de amortiguamiento estructural. Fuente: elaboración propia.

2.2.9 Cargas dinámicas generales

Las cargas dinámicas generales en el océano son todas aquellas fuerzas que provocan una aceleración de la masa de la estructura, es decir, las olas generan un desplazamiento de la estructura y los cambios de velocidad en el tiempo representarán la aceleración de la masa.

Con base a las ecuaciones fundamentales de movimiento para un 1GDL, las respuestas amortiguada y no amortiguada a las cargas dinámicas generales (olas) se expresarán como:

$$v(t) = A \cos \omega_n t + B \sin \omega_n t \quad \text{EC 36}$$

Siendo A y B son las constantes que modifican la función armónica no amortiguada (EC 37).

$$v(t) = [A \cos \omega_D t + B \sin \omega_D t] \quad \text{EC 37}$$

Donde,

$\omega_D = \omega_n \sqrt{1 - \zeta^2}$ = es la frecuencia amortiguada de la estructura.

ζ es la relación entre el coeficiente de amortiguamiento y el coeficiente de amortiguamiento crítico, $\zeta = c/c_r$, el cual se puede expresar también como el cociente entre el coeficiente de amortiguamiento y dos veces la masa de la estructura por su frecuencia natural, $\zeta = c / 2m\omega_n$. Las relaciones de los radios representan:

- $\zeta = 1$, el sistema está críticamente amortiguado.
- $\zeta > 1$, el sistema está sobre-amortiguado.
- $\zeta < 1$, el sistema está sub-amortiguado.

Las relaciones de amortiguamiento pueden ser determinados experimentalmente a partir del espectro de desplazamientos utilizando el método de ancho de banda.

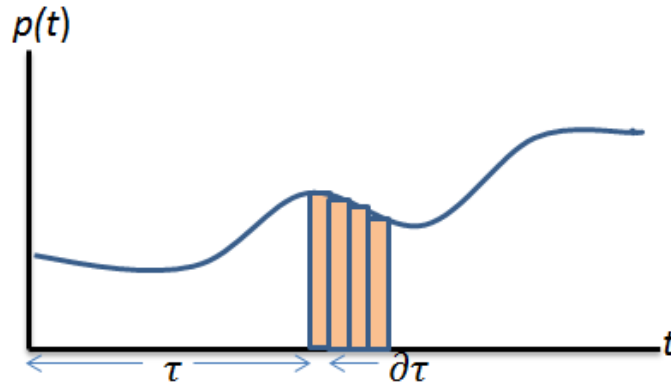


Figura 2-11. Representación de una carga dinámica general. Fuente: elaboración propia.

Una carga dinámica general está compuesta por una sucesión de fuerzas impulsivas (Figura 2-11). Si se toma una fuerza impulsiva unitaria para vibración libre sin amortiguamiento (EC 38):

$$v(t - \tau) = \frac{1}{m\omega_n} \text{sen}[\omega_n(t - \tau)] \quad \text{EC 38}$$

Y con amortiguamiento (EC 39):

$$v(t - \tau) = \frac{e^{-\zeta\omega_n(t-\tau)}}{m\omega_D} \text{sen}[\omega_D(t - \tau)], \quad t > \tau \quad \text{EC 39}$$

La solución de las anteriores ecuaciones (EC 38 y EC 39) para una sucesión de fuerzas impulsivas en el tiempo, se obtiene a partir de la integración del área bajo la curva a partir del método de integral de Duhamel (EC 40):

Sin amortiguamiento,

$$v(t - \tau) = \frac{1}{m\omega_n} \int_0^t p(\tau) \text{Sen}[\omega_n(t - \tau)] \delta\tau, \quad t \geq 0 \quad \text{EC 40}$$

Con amortiguamiento (EC 41),

$$v(t - \tau) = \frac{1}{m\omega_D} \int_0^t p(\tau) e^{-\zeta\omega_n(t-\tau)} \text{Sen}[\omega_D(t - \tau)] \delta\tau, \quad t \geq 0 \quad \text{EC 41}$$

2.2.10 Consideraciones de la masa, rigidez y amortiguamiento de la estructura flotante

Si bien la 2da ley de Newton aplica para el análisis estructural de las estructuras flotantes, se debe tener en cuenta que la masa de la estructura presenta variaciones de su fuerza normal debido al efecto viscoso del agua y de las fuerzas de flotabilidad, inercia y arrastre del océano. Las fuerzas de flotabilidad siguen el principio de Arquímedes y estas afectan el peso de la masa de la estructura flotante.

La masa virtual modificada de cada cable o tensor sumergido de una estructura flotante será la suma entre su masa por unidad de longitud \bar{m}_0 y la masa adherida por unidad de longitud:

$$m = \left(\bar{m}_0 + C_A \rho \frac{\pi}{4} D^2 \right) l \quad \text{EC 42}$$

Donde,

C_A = es el coeficiente de masa adherida ($C_A = C_M - 1$)

l = longitud del cable.

f = proporción de masa de la estructura que rodea un nodo específico obtenido de un elemento axialmente rígido a partir de la teoría de energía cinética y potencial. Para efectos prácticos f es igual a 1.

La rigidez de cada cable se expresará como:

$$K_c = \frac{C_{mb} E I}{l^3} \quad \text{EC 43}$$

Donde,

E = módulo de Young.

I = momento de inercia respecto al eje x , donde $I = \frac{\pi D^4}{64}$, siendo D el diámetro del cable.

$C_{mb} = \frac{E h}{(1 - \nu^2)}$, siendo h el espesor del cable, y ν el módulo de Poisson. Esta ecuación representa la rigidez de membrana equivalente a la bidimensionalidad de la rigidez axial.

Según Chakrabarti [71] a estructura tendrá un amortiguamiento viscoso lineal el cual se expresa como (EC 44):

$$C_v = \bar{c} l + C'_D \rho l \frac{D}{2} \quad \text{EC 44}$$

Donde,

$C'_D = C_D [u - \dot{v}]$. Representa el coeficiente de arrastre para pequeños desplazamientos, donde $(u - \dot{v})$ representa la velocidad relativa del elemento estructural \dot{v} , con respecto a la velocidad del fluido u .

Con base a las consideraciones anteriores, definiendo la velocidad del fluido como \dot{u} y la aceleración del mismo como \ddot{u} , la ecuación de movimiento se reescribe como:

$$\left(\bar{m}_0 + C_A \rho \pi \frac{D^2}{4} \right) \dot{v} + \bar{c} \dot{v} + \bar{k} v = C_D \rho \frac{D}{2} |u - \dot{v}| (u - \dot{v}) + C_M \rho \pi \frac{D^2}{4} \dot{u} \quad \text{EC 45}$$

Y para pequeños desplazamientos la ecuación se escribe como:

$$\left(\bar{m}_0 + C_A \rho \pi \frac{D^2}{4} \right) \dot{v} + \left(\bar{c} + C'_D \rho \frac{D}{2} \right) \dot{v} + \bar{k} v = C'_D \rho \frac{D}{2} \dot{u} + C_M \rho \pi \frac{D^2}{4} \ddot{u} \quad \text{EC 46}$$

Debido a las complicaciones vistas en las consideraciones de la ecuación de Morison, para el presente trabajo de investigación, se emplea la integral de Duhamel despejando la masa de la

ecuación sabiendo que $p = m * a$, en donde la integral se evaluará en función de los registros de aceleración de la superficie libre del agua (a_η):

$$v(t - \tau) = \frac{1}{\omega_n} \int_0^t a_\eta(\tau) \text{Sen}[\omega_n(t - \tau)] \delta t, \quad t \geq 0 \quad \text{EC 47}$$

$$v(t - \tau) = \frac{1}{\omega_D} \int_0^t a_\eta(\tau) e^{-\zeta\omega_n(t-\tau)} \text{Sen}[\omega_D(t - \tau)] \delta t, \quad t \geq 0 \quad \text{EC 48}$$

La determinación de la aceleración en la vertical de la superficie libre se obtiene a partir de la segunda derivada de los registros de desplazamiento (Figura 2-12).

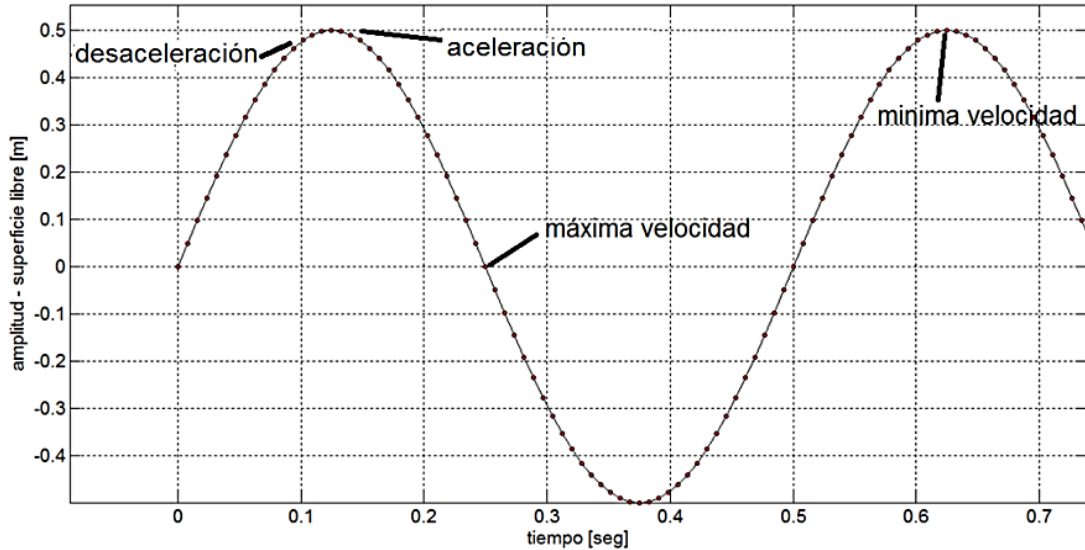


Figura 2-12. Variación de la superficie libre con respecto al tiempo para una onda Airy. Fuente: elaboración propia.

2.2.11 Espectros de Respuesta

Un espectro de respuesta estructural es la representación de las respuestas máximas de aceleraciones (pseudo-aceleración), velocidades (pseudo velocidad) y desplazamientos (deformación). Existe una relación entre los espectros de respuesta de desplazamiento, velocidad y aceleración, y para el cálculo de pseudo velocidad (S_v) se tiene que (EC 49):

$$S_v = \omega_n D' = \frac{2\pi}{T_n} D' \quad \text{EC 49}$$

Donde T_n es el período natural de cada estructura y D' es el pico de desplazamiento máximo debido la acción de la aceleración de la carga dinámica sobre la estructura.

Y para pseudo-aceleración (S_A):

$$S_A = \omega_n^2 D' = \left(\frac{2\pi}{T_n}\right)^2 D' \quad \text{EC 50}$$

Debido a las aceleraciones de la carga dinámica, representada como la aceleración de la superficie libre del agua, para una estructura de un 1GDL la respuesta de deformación dependerá del período natural de la estructura y del coeficiente de amortiguamiento del sistema. Un determinado periodo natural puede contener un pico de deformación (desplazamiento) máximo, por lo tanto, el aumento de la deformación a medida que cambia el período natural, indicará una amplificación de la deformación debido a la aproximación a 1 de las relaciones de los períodos naturales de la estructura de la carga.

La amplitud de deformación estará limitada por el coeficiente de amortiguamiento, en donde a medida que se acerca a 1, la estructura es más amortiguada, restringiendo las respuestas y evitando que la estructura se deforme; a medida que el coeficiente de amortiguamiento tiende a cero, la estructura se expone en mayor grado a la deformación.

Los espectros de respuesta son respresentaciones de las respuestas estructurales con diferentes coeficientes de amortiguamiento en el dominio de la frecuencia, las cuales al ser promediadas permiten definir el espectro de diseño. Un espectro de diseño permite diseñar estructuras con base a diversos periodos de retornos de cargas dinámicas, que pueden ser identificadas por una familia de acelerogramas. Un espectro de diseño permite identificar las aceleraciones que se pueden presentar en una estructura en función de la linealidad o no linealidad de la carga y del período natural de la estructura. Un ejemplo de un espectro de pseudo-aceleración a partir de una carga de oleaje armónico, u onda tipo Airy se aprecia en la Figura 2-13. Al ser una onda monocromática, la respuesta estructural presenta una distribución espectral claramente definida, notándose un contenido frecuencial definido entre los periodos de la carga y de la estructura; el coeficiente de amortiguamiento de 1 presenta los valores mínimos de deformación estructural.

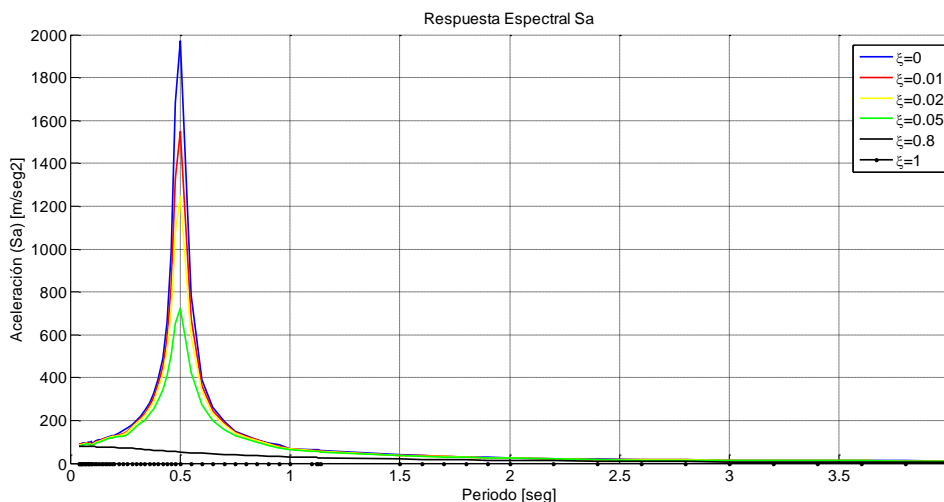


Figura 2-13. Respuesta de pseudo-aceleración ante una carga tipo Airy. Fuente: elaboración propia.

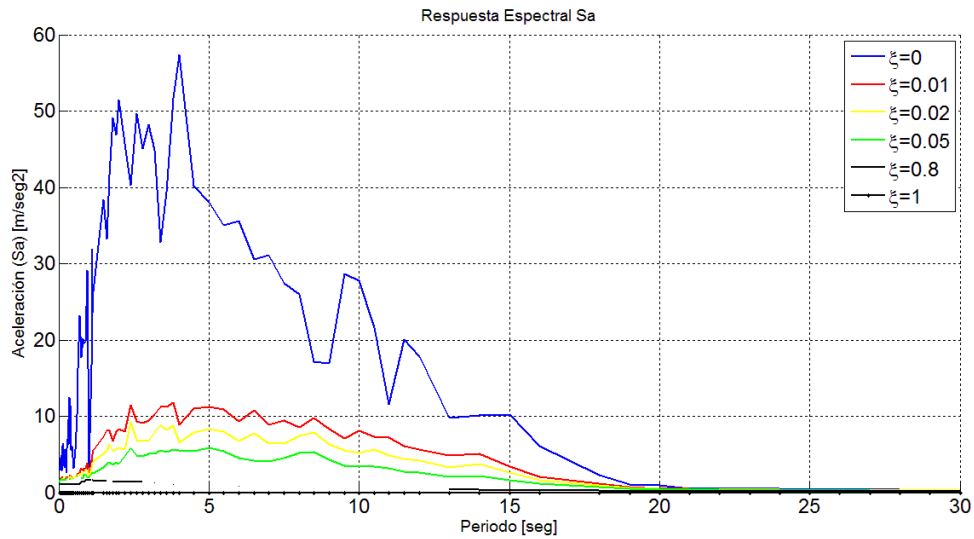


Figura 2-14. Espectro de pseudo-aceleración estructural ante cargas por oleaje tipo *swell*. Fuente: elaboración propia.

Al comparar el espectro de pseudo-aceleración de un oleaje *swell* (Figura 2-14) con respecto a un oleaje en desarrollo o limitado tipo *sea* (Figura 2-15), se observa que las respuestas estructurales son menores que en oleaje limitado.

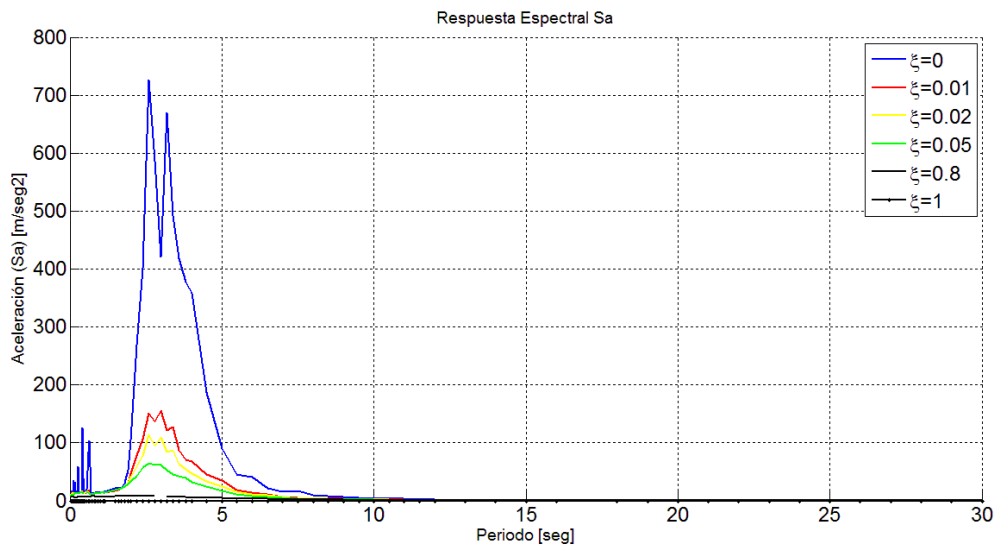


Figura 2-15. Espectro de pseudo-aceleración estructural ante cargas por oleaje tipo *sea*. Fuente: elaboración propia.

Un oleaje *swell* es comúnmente representado con ondas de baja altura y una mayor longitud de onda y período que un oleaje *sea*, por lo cual el rango de períodos naturales de estructuras

susceptible a la deformación es mayor que en un oleaje *sea*. Sin embargo, considerando las respuestas de aceleración espectral, la respuesta de aceleración ante *sea* es mucho mayor que ante *swell*, aunque con un rango de periodos naturales de estructura menor que en oleaje desarrollado.

En la aplicación el oleaje *swell* genera una mayor tensión en los cables de estructuras flotantes por el efecto de levante o *heave* que hace esta sobre la estructura, por lo cual los espectros de diseño que se implementen, deben tener la mayor información de oleaje posible y así fijar un factor de seguridad adecuado para evitar fallas por rotura ante tensiones máximas en los cables.

Para las consideraciones de diseño ante cargas dinámicas por *sea* se debe tener muy en cuenta los efectos de fatiga sobre los cables de la estructura, en donde las altas frecuencias registradas como vibraciones, inducen a aceleraciones espectrales mucho mayor por *swell* por lo cual el amortiguamiento debe ser eficiente.

2.2.12 Prueba de vibración libre: coeficiente de amortiguamiento

Los experimentos de vibración libre consisten en aplicar una carga puntual sobre la estructura, y registrar los desplazamientos o aceleraciones durante la vibración de la estructura. El objetivo de la prueba es determinar el coeficiente de amortiguamiento y el periodo natural para sistemas ligeramente amortiguados, de acuerdo a Chopra [99] mediante las expresiones (EC 51 y EC 52):

$$\zeta = \frac{1}{2\pi j} \ln \frac{v_i}{v_{i+j}} \quad \text{EC 51}$$

$$\zeta = \frac{1}{2\pi j} \ln \frac{\ddot{v}_i}{\ddot{v}_{i+j}} \quad \text{EC 52}$$

2.2.13 Función de transferencia

Una manera de caracterizar la respuesta de un sistema de un grado de libertad (1GDL) sujeto a cargas dinámicas es mediante función de transferencia o la función de respuesta de frecuencia, la cual se obtiene a partir de la relación entre las entradas (cargas) y las salidas (desplazamientos, velocidades, aceleraciones) de la estructura (EC 53):

$$H(\Omega) = \frac{\text{entrada}}{\text{salida}} \quad \text{EC 53}$$

Donde Ω es la frecuencia de excitación.

La función de transferencia considera un amortiguamiento histerético en el sistema, el cual es proporcional al desplazamiento y se encuentra en fase con la velocidad. Generalmente el material del sistema con amortiguamiento histerético deberá encontrarse en el rango inelástico o no lineal.

Si el amortiguamiento es proporcional al desplazamiento, entonces la ecuación de movimiento puede expresarse en términos de desplazamiento (v) [98], entonces (EC 54 a EC 57):

$$v = v_0 e^{i\Omega t} \quad \text{EC 54}$$

$$\dot{v} = i\Omega v_0 e^{i\Omega t} \quad \text{EC 55}$$

$$\ddot{v} = -\Omega^2 v_0 e^{i\Omega t} \quad \text{EC 56}$$

$$P = P_0 e^{i\Omega t} \quad \text{EC 57}$$

Reemplazando las variables en la ecuación de movimiento en el dominio de la frecuencia para un 1GDL con una carga externa aplicada (EC 58):

$$m(-\Omega^2 v_0 e^{i\Omega t}) + c(i\Omega v_0 e^{i\Omega t}) + k(v_0 e^{i\Omega t}) = P_0 e^{i\Omega t} \quad \text{EC 58}$$

reduciendo términos queda (EC 59):

$$(-m\Omega^2 + c i\Omega + k)v_0 e^{i\Omega t} = P_0 e^{i\Omega t} \quad \text{EC 59}$$

Tomando solo la respuesta estacionaria y reorganizando (EC 60 y EC 61):

$$\frac{v_0}{P_0} = \frac{1}{(-m\Omega^2 + c i\Omega + k)} = \frac{\text{salida}}{\text{entrada}} = H(\Omega) \quad \text{EC 60}$$

$$\frac{v_0}{P_0 \Omega \Rightarrow 0} = \frac{1}{-m(0)^2 + c i(0) + k} = \frac{1}{k} = \frac{v_0(0)}{P_0} \quad \text{EC 61}$$

Es posible expresar la función de transferencia en tres versiones. La primera considera la relación entre desplazamiento inicial v_0 y fuerza (P_0):

$$H(\Omega) = \frac{v_0}{P_0} = \frac{1}{(-m\Omega^2 + c i\Omega + k)} \quad \text{EC 62}$$

La segunda versión toma la relación entre aceleración de la estructura (\ddot{v}_r) y la aceleración de la carga (\ddot{v}_c):

$$H(\Omega) = \frac{\ddot{v}_r}{\ddot{v}_c} = \frac{-m\Omega^2}{(-m\Omega^2 + c i\Omega + k)} \quad \text{EC 63}$$

Y la tercera versión considera la relación entre el desplazamiento de la estructura (v) y la aceleración de la carga (\ddot{v}_c):

$$H(\Omega) = \frac{v_r}{\ddot{v}_c} = \frac{-m}{(-m\Omega^2 + c i\Omega + k)} \quad \text{EC 64}$$

2.2.14 Response Amplitude Operator (RAO)

La función de transferencia también puede caracterizar la respuesta estructural de un sistema de más de 1 grado de libertad. Las estructuras flotantes generalmente se analizan como un sistema de 6 grados de libertad (6GDL), y el análisis de sus respuestas estructurales a través de la función de

transferencia se conoce como *Response Amplitude Operator (RAO)* [71]. Para efectuar un análisis RAO, se requiere conocer las respuestas estructurales y la variación de la carga en el tiempo. Como ejemplo, se tiene una turbina de viento flotante estabilizada por flotabilidad (Figura 2-3a), y se obtuvieron registros de aceleración en los 6 grados de libertad (Figura 2-3b), y la variación de la superficie libre (evolución de la ola). Por consiguiente, la RAO para cada grado de libertad será:

$$\text{RAO}_{\text{de libertad}}(\Omega) = \frac{\text{salida}}{\text{entrada}} = \frac{\text{aceleración estructural}}{\text{aceleración de la ola}} \quad \text{EC 65}$$

Si la estructura se encuentra sujeta al efecto del viento, las olas y las corrientes (forzantes océanos atmosféricos) de manera conjunta, se recomienda descomponer los registros de aceleración estructural, que en otros términos sería extraer las frecuencias de oscilación del viento, las olas y las corrientes del registro total de aceleración. Generalmente los forzantes no presentan una oscilación armónica en sus aceleraciones, por lo cual, se debe obtener el periodo pico de oscilación a través de la curva de densidad espectral de cada forzante; generalmente las oscilaciones no armónicas de los forzantes ocurren durante eventos de ráfagas de viento o estados de mar en desarrollo o tipo *sea*.

3. ADAPTACIÓN DE MODELO PARAMÉTRICO ESPECTRAL

En este capítulo se presenta la implementación de un modelo de oleaje unidimensional espectral y su optimización mediante un esquema de modelamiento heurístico a través de algoritmos genéticos. El modelo de oleaje implementado será una herramienta para la generación de cargas dinámicas generales en el análisis hidromecánico de estructuras *offshore*.

En la sección 3.1 se presenta una metodología para el análisis y predicción de variables atmosféricas a escala local con modelamiento de alta resolución temporal y pronóstico de largo alcance temporal. La metodología está compuesta por tres técnicas: Análisis de Componentes Principales (ACP), Análisis de Fourier y Red Neuronal no lineal Autorregresiva (NAR, sigla en inglés de *Neural Autoregressive Network*).

La sección 3.2 evidencia el desarrollo de un modelo heurístico fundamentado en Algoritmos Genéticos (GA, sigla en inglés de *Genetic Algorithm*), el cual integra técnicas numéricas y estadísticas para la adaptación del modelo de oleaje espectral JONSWAP sin restricciones de profundidad del mar o estados de mar presentes. El modelo heurístico calcula la densidad de energía espectral (S_w), mediante un conjunto de valores de coeficientes alfa y gama, hasta cumplir con la minimización de la función de costo. La selección de los coeficientes está sujeta a un criterio de mínimo residual entre el valor objetivo y el valor artificial generado y un análisis de probabilidad para la selección de los valores representativos. Después de seleccionarse los coeficientes, se realiza un análisis DOE-ANOVA con la intención de evaluar si los coeficientes seleccionados modelan la densidad de energía espectral, asociado a la física de oleaje.

Este capítulo está asociado a siguientes productos de investigación:

1. ***Identificación de patrones de variabilidad climática a partir de Análisis de Componentes Principales, Fourier y Clúster k-medias.***
Artículo científico. Estado: publicado en la revista Tecnura [100].
2. ***Physical and morphologic changes induced in wetlands by coastal structures.***
Capítulo de libro. Estado: *En impresión* en Journal of Coastal Research¹.
3. ***Dinámica estacional de la pluma turbia del delta Río Magdalena y su respuesta ante la hidrodinámica local, el viento y los flujos de calor.***
Ponencia congreso internacional. Estado: presentado en Congreso Latinoamericano de ciencias del mar – COLACMAR XVI y Seminario Nacional de Ciencias del Mar SENALMAR XVI. Santa Marta - Colombia 2015 [101].
4. ***Wind-speed modelling using Principal Component Analysis (PCA), Fourier and Nonlinear autoregressive neural network (NAR).*** Artículo científico. Estado: en correcciones.
5. ***Estimation of JONSWAP spectra parameters through Genetic Algorithms.*** Artículo científico. Estado: en correcciones.

¹ <http://www.jcronline.org/?code=cerf-site>

3.1 Técnicas de asimilación, identificación y modelamiento de variables atmosféricas

En la ingeniería de costas y *offshore* es indispensable contar con series de tiempo de información de vientos superficiales para la estimación del oleaje mediante modelos paramétricos y espectrales. En el diseño de estructuras *offshore* para la extracción de energía eólica, es necesario disponer de series de tiempo a de viento diferentes escalas temporales para cuantificar las fuerzas aerodinámicas que actuarán sobre la turbina. Por ejemplo, las variaciones en el corto plazo permitirán evaluar las afectaciones estructurales por ráfagas de viento, en el mediano plazo la información de viento facilitará evaluar el rendimiento de los generadores, y en el análisis a largo plazo la información de viento permitirá estimar el potencial eólico, entre otros.

Para el diseño y planeación de infraestructura de ingeniería civil, la predicción de la velocidad del viento es necesaria para establecer los impactos derivados del riesgo y la amenaza ante diversas situaciones medio ambientales. De manera similar, otras actividades de ingeniería requieren de series de tiempo con intervalos de tiempo horarios.

Adicionalmente, el proceso metodológico durante el diseño de turbinas *offshore* presentado en la Figura 2-4 del capítulo 2 de la presente tesis doctoral, está integrado por una fase de prefactibilidad y otra de factibilidad. En la fase de prefactibilidad se requiere información de viento para la estimación del potencial eólico (etapa 1) y del estudio océano-meteorológico (etapa 2), y para la implementación de modelos numéricos durante las etapas 3 y 4. Durante la etapa de factibilidad (Figura 2-4) se requieren series de tiempo de viento con alta resolución temporal y largo horizonte (años), para el análisis de deformación por fatiga de los elementos estructurales (etapa 7), y para la etapa 8 las series de tiempo serán útiles para la optimización de los diseños mecánicos con el objetivo de aumentar la eficiencia energética.

La atención de estas necesidades se encuentra limitada por la disponibilidad de información local, especialmente si el área de estudio no posee estaciones climatológicas cercanas, o cuando la información disponible no presenta una adecuada resolución temporal para realizar análisis estadísticos y de probabilidad.

A la fecha, los modelos climatológicos no superan las 48 horas de modelamiento de la velocidad del viento. Wang et al. [102] clasificó el modelamiento del viento según el horizonte de pronóstico y la metodología aplicada. El horizonte de pronóstico establece tres categorías: pronóstico inmediato a corto plazo (horario), pronóstico a corto plazo (días) y pronóstico a largo plazo (semanas). Con relación a la metodología aplicada, el pronóstico fue clasificado como físico (determinístico), estadístico (probabilístico), e híbrido.

Amjady et al. [103] empleó un modelo neuronal *Ridgelet Neural Network* (RNN) para predecir el viento durante varios días, usando 1176 registros de viento horario para entrenar la red, y 24 registros para validarla. Ellos propusieron una estrategia de predicción para modelar el viento mediante un algoritmo de evolución diferencial con un novedoso operador de cruzamiento.

Blonbou [104] interesado en la predicción de la velocidad del viento a corto plazo, aplicó una red neuronal Elman. El autor empleó 600 muestras con 30 minutos de intervalo de tiempo, y 800 muestras para validación. Usó un algoritmo de descomposición secundario para reducir la no linealidad de las entradas y una descomposición de ondas para la identificación de los modos naturales. En consecuencia, la investigación concluyó que los resultados modelados mejoraron después de la reducción de ruido de los datos de entrenamiento.

Zhao et al. [105] construyeron un esquema híbrido para el pronóstico de la velocidad del viento con un horizonte de pronóstico de 4 días. El esquema híbrido consiste en el acoplamiento de un modelo climático conocido como WRF2, a un novedoso esquema *Fuzzy System* y un algoritmo *Cuckoo search*. Los autores establecieron dos principales conclusiones. La primera indica que una mayor resolución horizontal no garantiza una mayor precisión, y la segunda, que el esquema híbrido mejoró los resultados numéricos del horizonte de pronóstico de corto plazo en los 96 puntos virtuales.

En la investigación de Lydia et al. [106] fue modelada la velocidad de viento superficial (10 m) hasta una hora mediante un modelo no lineal autoregresivo tipo ARMAX. Los investigadores analizaron la dirección del viento y las tendencias anuales de los datos *in situ*, y así, modelaron la velocidad del viento con un horizonte de pronóstico de 10 minutos. Ellos recomendaron una selección apropiada de la variable exógena, y usaron técnicas metaheurísticas para mejorar los resultados de pronóstico. Los autores enfatizan que los métodos heurísticos son un área de investigación que se debe explorar.

Como se ha mencionado en los párrafos anteriores, las técnicas heurísticas son un área de reciente interés, por lo que estas permiten mejorar los pronósticos del clima con bajos recursos computacionales. Recientemente las técnicas de aprendizaje de inteligencia artificial, el modelado híbrido, y los métodos autoregresivos, están siendo probados y recomendados para pronóstico de corto plazo [107], [108], [109], [110]. Con base en la literatura citada, esta tesis doctoral identificó que el pronóstico local de la velocidad del viento no se está realizando con un horizonte de pronóstico de largo plazo (años), y la información de entrada para entrenamiento proviene de series de tiempo menores a 30 años. Además, la mayoría de las redes neuronales empleadas por los autores citados requieren de un pre-filtrado o descomposición de la señal con la intención de reducir la no linealidad de la información de entrada para entrenamiento.

Teniendo en cuenta las consideraciones y limitaciones anteriores en la literatura citada, como la disponibilidad de información, pre-filtrado de los datos brutos y horizonte de pronóstico, y las actividades a realizarse en los procesos de diseño de turbinas offshore, esta tesis doctoral considera pertinente contribuir a estas necesidades y procesos.

Por consiguiente, el capítulo 3.1 se enfoca en la construcción de una nueva metodología compuesta por 3 pasos: 1- Asimilación de datos, 2- identificación de variabilidad natural y 3- pronóstico de la variable. El primer paso sugiere la asimilación y escalamiento de información de velocidad del viento

² <http://wrf-model.org/index.php>, last accessed: August 8, 2016.

de la base de datos de *North American Regional Reanalysis (NARR)* [111]. El segundo paso determina las tendencias y la variabilidad climática, y el tercer paso sugiere el empleo de una red neuronal no lineal autoregresiva (NAR) para la predicción de variables atmosféricas. Esta metodología puede ser implementada para distintos pronósticos de variables atmosféricas y diversos estudios de variabilidad climática.

Con base en la Figura 2-16 , el método inicia con la asimilación y ajuste de la información escalada espacial y temporalmente de la base de datos mediante un análisis de regresión lineal. Después del manejo de información, la metodología identifica la varianza natural y los modos de oscilación de los componentes principales mediante ACP y Fourier; los modos de oscilación representan los periodos naturales de la variación armónica en el tiempo de una señal (onda). Por último, la metodología emplea la red NAR para modelar la velocidad del viento con intervalos de tiempo trihorario y horizonte de pronóstico de 30 años.

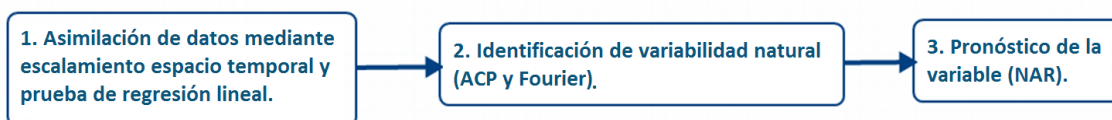


Figura 2-16. Diagrama de flujo de la metodología.

En las secciones a continuación se presenta la aplicación de la metodología propuesta, para dos áreas de estudio en Colombia.

3.1.1 Asimilación de información climática

El primer procedimiento de la metodología propuesta consiste en la selección de dos estaciones climatológicas localizadas en los aeropuertos de las ciudades de Barranquilla (10.886114 N 74.776514 W), y Cartagena, Colombia(10.442997 N 75.510799 W) (Figura 2-17). Estas estaciones climatológicas pertenecen al Instituto de Hidrología, Meteorología y Estudios Ambientales de Colombia (IDEAM) [112]. La velocidad del viento de reanálisis, pertenece a la base de datos NARR [111], la cual inicia desde enero 01 de 1979 hasta la fecha. La información NARR posee 0.3 grados de resolución espacial (32 km), con intervalos de tiempo de tres horas.



Figura 2-17. Ubicación de las estaciones climatológicas.

Para asimilar la información de reanálisis a través de regresión lineal, se escaló y extrajo la información NARR para los años 2013 y 2014, debido a que solo se disponía de información climatológica de las estaciones para esos años. Los resultados estadísticos de la regresión lineal para la velocidad del viento (Figura 2-18), indicaron una correlación de 0.85, un p-valor < 0.05, con una pendiente de 0.6 sin intercepción. Los resultados estadísticos evidenciaron que los datos de reanálisis comparados con los datos *in situ*, poseen una alta, directa y positiva correlación entre sí.

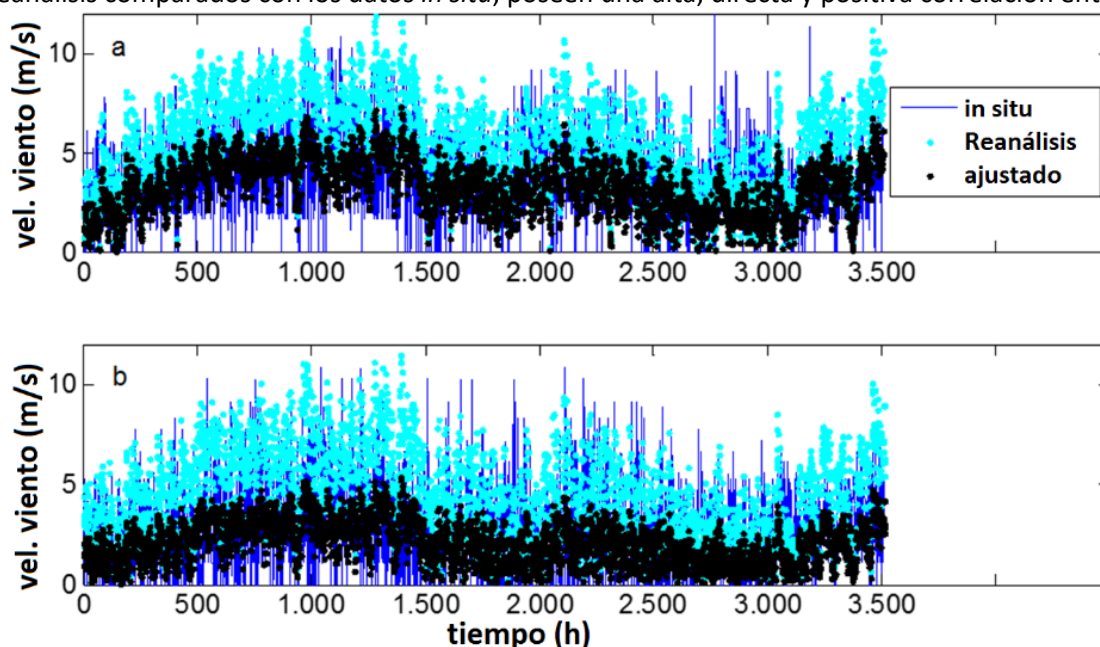


Figura 2-18. Asimilación de la información de reanálisis (NARR) usando información *in situ* (IDEAM) como referencia local: a) estación de Barranquilla b) estación de Cartagena.

3.1.2 Identificación de variabilidad climática mediante Análisis de Componentes Principales (ACP)

Una técnica para el análisis de la dinámica de series de tiempo en variables climatológicas es el Análisis Espectral Singular (AES), el cual es la aplicación de ACP a series de tiempo. Por consiguiente, el manejo de datos inicia con la construcción de una matriz de rezagos según el teorema de Takens. Esta matriz permite disponer de información condensada que facilita la identificación de la oscilación dinámica natural de la variable bajo análisis, eliminando cualquier posible error en la señal [113].

La técnica AES fue diseñada para extraer información en series de tiempo cortas y ruidosas, con la intención de identificar la variabilidad climática a diferentes escalas [114]. La AES es considerada poderosa para la identificación de tendencias, suavizado, clasificación de componentes estacionales, armónicos y detección de puntos de cambio [115]. AES no se recomienda para series de tiempo altamente no lineales, con altas frecuencias de oscilación. Por lo tanto, se recomienda realizar un pre-filtrado a la información en bruto. Ghill y Jiang [116], indicaron que AES trabaja objetivamente cuando los componentes principales reconstruidos poseen largos modos de oscilación en su varianza natural.

Según Skittides y Früh [117], la matriz de dimensión M se construye a partir de un vector de rezago temporal, una ventana de tiempo para modelamiento, y un tiempo de retardo (τ) como se aprecia en la ecuación (EC 66).

$$X_2(t) = \left\{ X\left(t + \frac{1}{2}M\tau - \tau\right), \dots, X(t + 2\tau), X(t + \tau), X(t), X(t - \tau), X(t - 2\tau), \dots, X\left(t - \frac{1}{2}M\tau\right) \right\} \quad \text{EC 66}$$

Como resultado la matriz de rezago $X_2(t)$, queda con las siguientes dimensiones para N_d datos de la serie de tiempo donde (EC 67):

$$\text{Filas: } N = N_d - M\tau + \tau \quad \text{EC 67}$$

Columnas: M

El AES determina la varianza y covarianza de la matriz de rezagos, y encuentra los autovalores y autovectores asociados (EC 68).

$$Ae_i = \lambda_i e_i \quad \text{EC 68}$$

Donde Ae_i es la matriz de varianza-covarianza, e_i es el i-ésimo autovector que representa la contribución de cada variable a la señal original, y λ_i son los autovalores que contienen la variabilidad asociada de cada autovector. La proyección de los autovalores sobre la matriz original $X(t)$, permite reconstruir la señal original mediante (EC 69):

$$Y_i(t) = \sum_{j=1}^M X(t + j - 1)e_i(j) \quad \text{EC 69}$$

Donde $Y_i(t)$ son los componentes principales asociados a cada autovalor. De acuerdo con García-Cabrejo et al. [118], la señal puede ser obtenida mediante la suma de $Y_i(t)$ en (EC 70).

$$X_i(t) = \sum_{i=1}^M Y_i(t) \quad \text{EC 70}$$

La técnica AES, requiere establecer la mejor ventana de tiempo, por lo cual, esta tesis construyó matrices rezagadas de 3 días, 1 mes, 6 meses, 1 año y 6 años. Por consiguiente, se identificó en los gráficos de sedimentación que el primer autovalor está apartado de los otros, y sumado con los siguientes 4 autovalores, representan el 70% de la varianza total (Figura 2-19a).

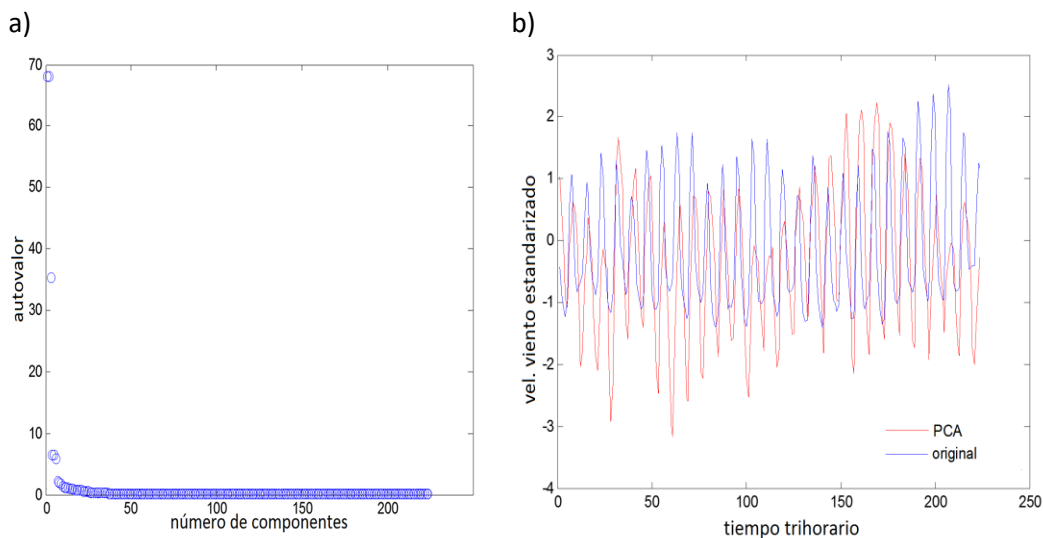


Figura 2-19. Estación Barranquilla: a) gráfico de sedimentación de AES, b) proyección de 28 días de la señal (PCA) de velocidad del viento usando una ventana de 3 días.

Los 4 autovalores seleccionados reúnen la mayor variabilidad natural de la velocidad del viento. Como resultado, los autovalores de la velocidad del viento para Barranquilla son proyectados sobre la serie de tiempo original (Figura 2-19b).

Se obtuvo un coeficiente de correlación de 0.76 entre la señal proyectada (Figura 2-20b) y los datos de velocidad de viento originales, con un p-valor igual a cero. Es evidente que la señal proyectada no tiene la misma amplitud de la señal original, y esto es debido a que solo el 70% es simulado a través de los 4 componentes principales seleccionados, sin embargo, AES logró capturar la oscilación natural de la variabilidad de la velocidad del viento local. En la Tabla 2-1 y Tabla 2-2 se evidencia el efecto que ejerce el tamaño de la ventana de tiempo sobre la correlación entre los datos proyectados y los originales, y así seleccionar la mejor ventana de tiempo.

Tabla 2-1. Estadística de los componentes principales (CP) proyectados con variación de la ventana de tiempo para la estación Barranquilla.

Ventana de tiempo (días)	Horizonte de proyección (años)	Coefficiente de correlación	p-valor
3	25	0.5387	0
28	25	0.5215	0
168	25	-0.183	0
336	25	-0.0524	0
2016	25	-0.2709	0

Como se aprecia en la Tabla 2-1 y Tabla 2-2, la ventana de tiempo de 3 días posee el mayor coeficiente de correlación para las estaciones de Barranquilla y Cartagena respectivamente, a diferencia de la ventana de 28 días en la cual no se alcanza el 50% de similitud entre los CP proyectados y la serie original de Cartagena. Como resultado, se decidió evaluar la variación del horizonte de proyección para la ventana de tiempo de 3 días (Tabla 2-3).

Tabla 2-2. Estadística de los componentes principales (CP) proyectados con variación de la ventana de tiempo para la estación Cartagena.

Ventana de tiempo (días)	Horizonte de proyección (años)	Coefficiente de correlación	p-valor
3	25	0.7723	0
28	25	0.4031	0
168	25	-0.6474	0
336	25	-0.6175	0

Tabla 2-3. Estadística de los componentes principales (CP) con variación del horizonte de proyección para la estación Cartagena.

Ventana de tiempo (días)	Horizonte de proyección (días)	Coefficiente de correlación	p-valor
3	3	0.8768	0
3	28	0.8600	0
3	168	0.8109	0
3	336	0.7744	0
3	2016	0.7585	0

Se pudo identificar que al incrementar el horizonte de proyección, se generó una disminución en el coeficiente de correlación en la ventana de tiempo de 3 días para las proyecciones de los CP (Tabla 2-3). Hasta el horizonte de 2016 días, se obtuvo una correlación de 0.76 entre los datos originales y los CP proyectados, lo que sugiere que la representación de la variabilidad natural se mantiene y solo hasta ese horizonte de proyección se podrá representar la señal mediante los CP.

Aunque las amplitudes de los CP generalmente no tienen una interpretación física para las variables naturales (velocidad del viento), los 5 autovalores seleccionados del gráfico de sedimentación (Figura 2-19a) resultante del AES permitieron identificar oscilaciones naturales que facilitan la selección de los armónicos de Fourier más representativos.

En la sección siguiente se analizarán las series de tiempo de velocidad del viento para las dos estaciones mediante el análisis de Fourier, con el objetivo de identificar si los 5 CP identificados por el AES, podrán tener una explicación física mediante la asociación de eventos de variabilidad climática locales.

3.1.3 Identificación de variabilidad climática mediante análisis de Fourier

La representación y predicción de la velocidad del viento local se puede realizar a través de un análisis armónico, el cual consiste en la descomposición de series de tiempo en armónicos u ondas regulares, definidas por un periodo y fase. Esta descomposición de armónicos permite identificar la

oscilación natural de parámetros climatológicos, los cuales explican la variabilidad natural del clima. Podemos representar a la serie original mediante la suma de los armónicos constituyentes obtenidos por los coeficientes de Fourier como (EC 71):

$$y(t_n) = \frac{a_0}{2} + \sum_{k=1}^{M_a} a_k \cos(\omega_k t_n) + b_k \sin(\omega_k t_n) \quad \text{EC 71}$$

k es el armónico, ω_n es la frecuencia angular del armónico k -ésimo en radianes, y M_a es el número de armónicos a ser hallados. Como resultado, $t_n = n\Delta t$ y $\omega_n = 2\pi \frac{k}{N} = 2\pi f_k$, donde Δt es el intervalo de tiempo de los registros y N es el número de observaciones de la serie de tiempo. La frecuencia mínima es determinada a partir de los registros mediante (EC 72):

$$k = 1 \rightarrow f_0 = \frac{1}{N} \rightarrow \omega_1 = \frac{2\pi}{N} \quad \text{EC 72}$$

La máxima frecuencia se determina considerando que $f_0 \leq f \leq f_M$. (EC 73).

$$k = M \rightarrow f_M = \frac{1}{2\Delta t} \rightarrow \omega_1 = \frac{\pi}{\Delta t}, M = \frac{N}{2} \quad \text{EC 73}$$

Los coeficientes de Fourier ahora se determinan mediante las ecuaciones EC 74 a EC 77:

$$a_0 = \frac{2}{N} + \sum_{n=1}^M y(t_n) \quad \text{EC 74}$$

$$a_k = \frac{2}{N} + \sum_{n=1}^N y(t_n) \cos(\omega_k t_n) \quad \text{EC 75}$$

$$a_{N/2} = \frac{1}{N} + \sum_{n=1}^N y(t_n) \cos(\pi \cdot t_n) \quad \text{EC 76}$$

$$b_k = \frac{2}{N} + \sum_{n=1}^N y(t_n) \sin(\omega_k \cdot t_n) \quad \text{EC 77}$$

Entonces, es posible simular la señal a través de (EC 78):

$$y(t_n) = \frac{C_0}{2} + \sum_{k=1}^M C_k \cos(\omega_k t_n - \theta_k) \quad \text{EC 78}$$

La amplitud de cada armónico se calcula mediante (EC 79):

$$c_k^2 = a_k^2 + b_k^2 \quad \text{EC 79}$$

Finalmente, la ecuación EC 80 permite calcular la fase de cada armónico:

$$\theta_k = \tan^{-1} \frac{b_k}{a_k} \quad \text{EC 80}$$

El análisis de Fourier puede ser realizado mediante algoritmos flexibles que reducen el tiempo y costo computacional, como lo es la transformada rápida de Fourier (FFT, del inglés). La FFT calcula la transformada discreta de Fourier (DFT), convirtiendo las series numéricas en el dominio del tiempo o de la frecuencia. Detalles de los fundamentos matemáticos de FFT y DFT pueden leerse en diversas publicaciones [119] [120].

FFT es capaz de resolver problemas relacionados con fast large integer y multiplicación de polinomios, algoritmos de filtrado, aproximaciones rápidas de Chebyshev, solución de ecuaciones diferenciales entre otros [121], [122]. La principal desventaja de la transformada de Fourier es el

fenómeno Gibb-Wilbraham, durante el cual aparecen saltos discontinuos durante la descomposición de funciones discontinuas a series finitas con ondas seno y coseno continuas. En otras palabras, el fenómeno de Gibbs se asocia al sobrepaso en la convergencia de las sumas parciales para ciertas series de Fourier, específicamente en las proximidades de una función discontinua que se busca expandir [123]. Algunas soluciones sugeridas para el fenómeno de Gibbs son aplicar la transformada continua de onditas [124], o la transformada discreta de onditas con una función base Haar [125].

Se generaron dos periodogramas mediante la técnica de Fourier para Cartagena y Barranquilla respectivamente (Figura 2-20). Los resultados indicaron que los periodogramas de la velocidad del viento para ambas estaciones mostraron una distribución de densidad espectral similar. Debido a las restricciones computacionales, el horizonte de tiempo fue de 6 años, por lo tanto, Fourier no detectará oscilaciones similares o mayores a 6 años.

Las oscilaciones detectadas a través de los picos de energía en el periodograma, evidenciaron la variabilidad natural de la velocidad del viento. Se observaron 5 picos en 23.59 h, 109.5 h, 104.16 días, 312.87 días y 1.48 años (Figura 2-20).

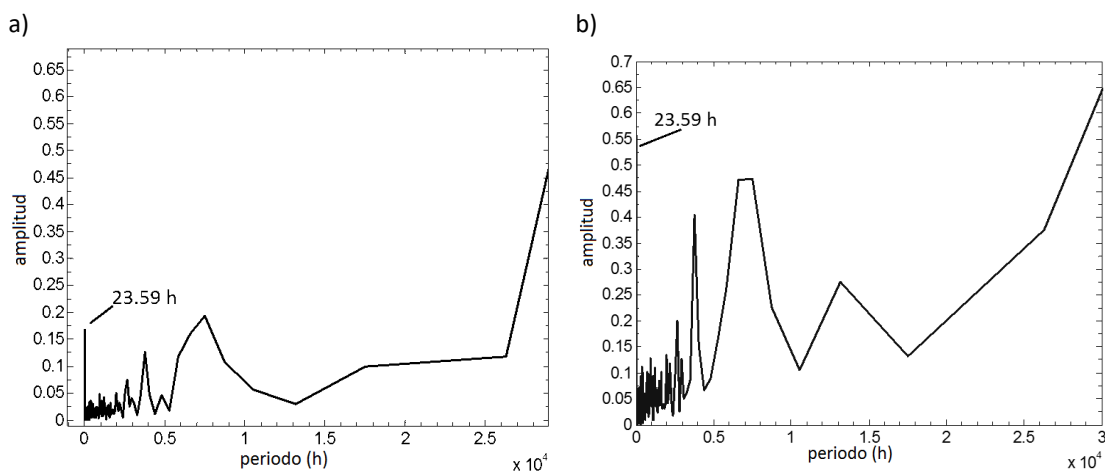


Figura 2-20. Periodograma generado a través de análisis de Fourier: a) Cartagena, b) Barranquilla.

Estas oscilaciones se asocian a los 5 componentes principales previamente identificados por AES. La Tabla 2-4 y la Tabla 2-5 presentan los resultados de la prueba de sensibilidad durante el cambio del horizonte de pronóstico del análisis de Fourier.

Tabla 2-4. Prueba de sensibilidad de la variación del horizonte de pronóstico para la estación Barranquilla según el análisis de Fourier.

Horizonte de pronóstico	p-valor	R ²
3 days	0	0.9917
7 days	0	0.9646
15 days	0	0.9844

1 month	0	0.9823
3 months	0	0.9617
6 months	0	0.9432
12 months	0	0.7631
6 years	0	0.0023

Tabla 2-5. Prueba de sensibilidad de la variación del horizonte de pronóstico para la estación Barraquilla según el análisis de Fourier.

Horizonte de pronóstico	p-valor	R ²
3 days	0	0.9949
7 days	0	0.9956
15 days	0	0.9782
1 month	0	0.9839
3 months	0	0.9679
6 months	0	0.9263
12 months	0	0.7860
6 years	0	0.0248

Con base en la prueba de sensibilidad, los resultados de correlación fueron satisfactorios (Tabla 2-4 y la Tabla 2-5), indicando que el modelo de Fourier puede simular la velocidad del viento (magnitud, frecuencia y fase) hasta 6 meses con un alto coeficiente R² (Figura 2-21). Para más un año, el modelo es capaz de simular la velocidad del viento, con la consideración que para este caso, solo se recomienda usar el modelo hasta un año según los resultados de correlación.

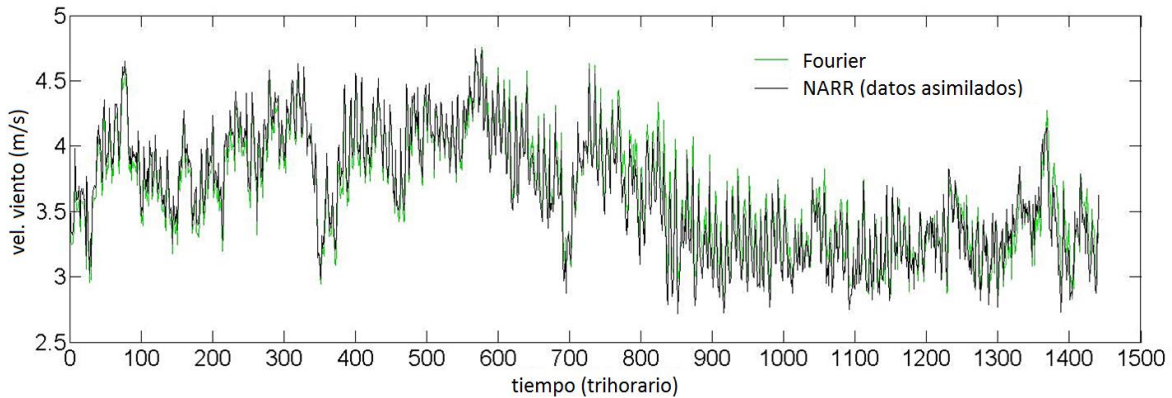


Figura 2-21. Modelación de la velocidad del viento para 5 meses a través de los armónicos de Fourier de la estación Barraquilla.

3.1.4 Modelamiento de parámetros atmosféricos mediante redes neuronales

Una red neuronal artificial es una estructura integrada por unidades interconectadas conocidas como neuronas artificiales. Cada neurona posee una entrada/salida relacionada con un cálculo local o función matemática [126]. La ANN es un esquema computacional distribuido, conformado por unidades elementales con baja capacidad de procesamiento, conectores entre neuronas y parámetros variables (peso, tasa de aprendizaje, error) los cuales mejoran el rendimiento de la red.

La ventaja de las ANN es su flexibilidad para ser implementadas como una función arbitraria con un mecanismo de aproximación, el cual aprende de la información observada [127], por lo cual, los datos de entrada definen el modelo más ajustable y el algoritmo de aprendizaje. Las ANN son empleadas en química cuántica [128], modelamiento numérico en oceanografía [129], sistemas de identificación y control [130], estimación del precio de electricidad para el mercado energético [131], e inclusive en la identificación de imágenes de rostros humanos para la clasificación de edad [132].

La red neuronal de retropropagación (Backpropagation neural network, BNN) es el tipo de red más usado, equivalente a un modelo de regresión no lineal multivariado [133], donde la BNN se entrena hasta que las entradas sean similares a las salidas esperadas. BNN presenta limitaciones en los algoritmos de descenso más pronunciado, donde es posible que el mínimo global no pueda ser hallado. Lo anterior es generado por la no-convexidad de las funciones de error del ANN; sin embargo, Yann L et al. [134] indicó que este problema no se presenta en la mayoría de aplicaciones de ANN.

Una red no lineal autorregresiva (Nonlinear autoregressive network, NAR) posee una estructura similar a la BNN, donde los elementos que integran la red son: entradas de la serie de tiempo $y(t)$, pesos (w), error (b), capas ocultas (k) y las salidas $y(t)$ [135]. NAR difiere a BNN, cuando el modelo NAR toma la serie de tiempo de salida como entrada, haciendo así una retroalimentación dinámica a las neuronas, y permitiendo a cada perceptrón incrementar la tasa de aprendizaje. Para el modelo es posible considerar un tiempo de retardo (td); este tiempo de retardo entrega los números de las predicciones pasadas que ayudan a alimentar el modelo permitiendo mejorar la autocorrelación y la covarianza (EC 81):

$$y(t + h) = f(y(t - 1), \dots, y(t - td)) \quad \text{EC 81}$$

Donde h es el horizonte de pronóstico.

Esta tesis doctoral configuró un modelo NAR con una capa oculta, el cual activa los pesos a través de una función sigmoide; la capa de salida emplea una función lineal para validación (Figura 2-22).

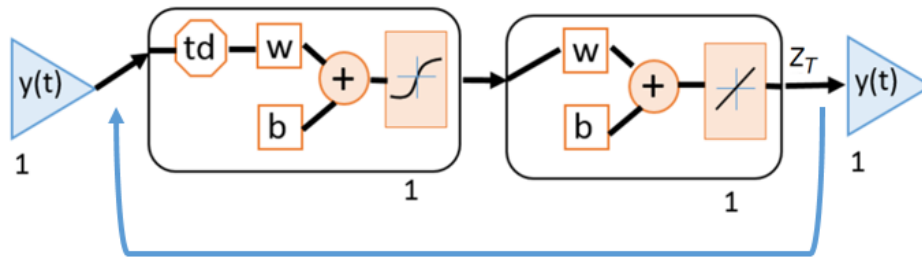


Figura 2-22. Estructura del modelo NAR. Fuente: elaboración propia.

La actualización de pesos según el método de retropropagación consiste en efectuar pasos hacia adelante y hacia atrás. El paso hacia adelante construye la net_i mediante la suma de el j -ésimo producto entre las entradas y las salidas (EC 81):

$$net_i = \sum w_{kj}y_j \quad \text{EC 82}$$

NAR verifica el resultado temporal mediante la función sigmoide; si el resultado temporal (z_j) es positivo (EC 82), este se selecciona.

$$z_j = \frac{1}{(1+e^{-net_i})} \quad \text{EC 83}$$

Antes de la finalización del paso hacia adelante, el procedimiento determina un total temporal (net_t) (EC 83), con la intención de estimar el error (EC 84):

$$z_t = \sum w_{kj}z_j \quad \text{EC 84}$$

$$error_i = 1 - z_t \quad \text{EC 85}$$

Si el error se encuentra por debajo de un umbral dado, finaliza el paso hacia adelante. Ahora la propagación hacia atrás empieza mediante la estimación de los gradientes entre la salida y la capa oculta (EC 85, EC 86):

$$\delta_j = error_i * z_j(1-z_j) \quad \text{EC 86}$$

$$\delta_i = \sum \delta_j w_{kj} * z_j(1-z_j) \quad \text{EC 87}$$

Después de propagarse el error, la regla Delta actualiza los pesos (EC 87):

$$\Delta w_{kj} = \eta * \delta_i * z_i \quad \text{EC 88}$$

La regla Delta es el paso final hacia atrás, y detendrá los cálculos de la NAR hasta que el usuario considere que los pesos actualizados simulen apropiadamente los datos de entrada de entrenamiento. Por consiguiente, el modelo establece el número final de capas, pesos y errores, los cuales está disponibles para predecir las series de tiempo.

Después de analizar la variabilidad natural de la velocidad del viento en las estaciones Cartagena y Barranquilla, se procedió a implementar la red NAR a través de un código en Matlab 2015a3. Se configuró una prueba de sensibilidad y rendimiento, y se encontró que después de evaluar la cantidad de neuronas, capas ocultas y tiempos de retardo, los resultados indicaron que el mejor rendimiento lo entrega una NAR con una capa oculta y tres tiempos de retardo.

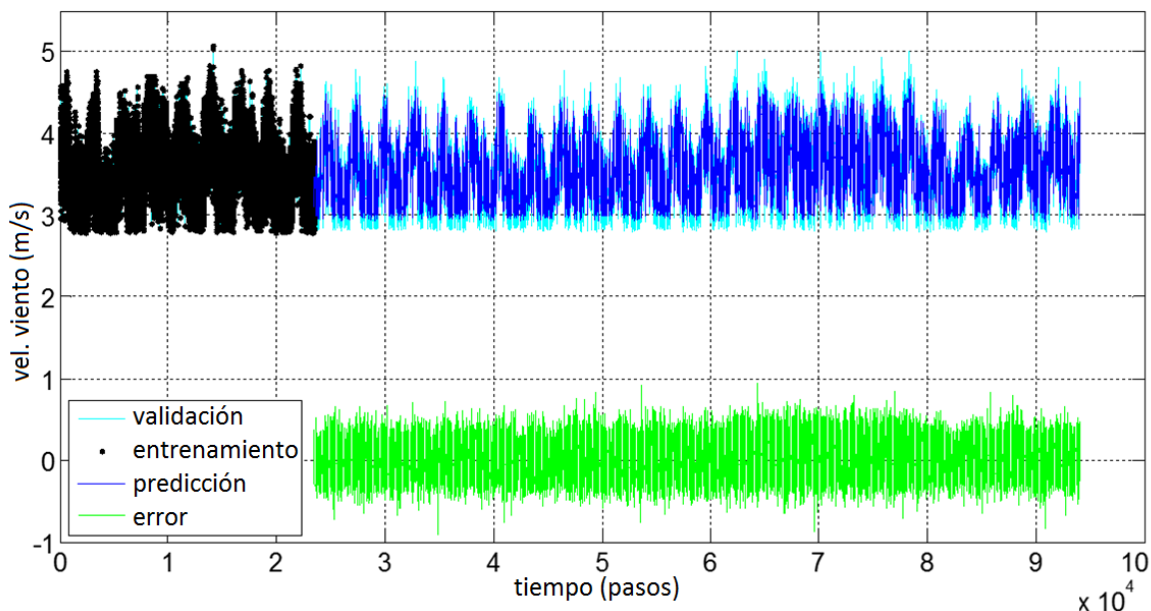


Figura 2-23. Modelación de la velocidad del viento de 30 años a través de la red NAR en la estación Cartagena con intervalo trihorario.

La información de velocidad de viento disponible fue de 96,768 registros, con intervalos de tiempo trihorarios (Figura 2-23). Con base en las pruebas de rendimiento realizadas, la cantidad óptima de datos para entrenar la NAR fue de 25% (24,192 registros), los cuales representan 75576 horas (3149 días). Como resultado, la Tabla 2-6 indica la estructura de los modelos NAR para las estaciones Cartagena y Barranquilla.

Tabla 2-6. Parámetros NAR y resultados estadísticos de validación para las estaciones Barranquilla y Cartagena.

Estación	Barranquilla	Cartagena
Tiempo de Retraso	1, 7, 13, 19	1, 7, 13, 19
Peso de entrada	0.8425, 0.3240, 0.0195, -0.0824	0.7755, 0.3188, 0.0136, - 0.1035
Peso de la capa	0.9386	1.0217
Bias	0.2052, -0.1951	0.1332, -0.1451
r coefficient	0.8906	0.8876
p-value	0	0

³ <https://es.mathworks.com/products/matlab.html>

El modelo NAR propuesto evidencia una estructura simple (Tabla 2-6), disponible para ser implementada en diversas áreas de estudio con información *in situ* escasa. El corto periodo de tiempo requerido para entrenar la red, 25% de información de entrada, permitió validar la predicción NAR mediante pronóstico hacia atrás (*hindcasting*). Como resultado, NAR modeló el 75% de los datos originales con un coeficiente de correlación aproximado de 0.90, evidenciando eficacia y eficiencia de la red neuronal.

Después de evaluarse la capacidad de modelación de AES (Tabla 2-1, Tabla 2-2 y Tabla 2-3), y de Fourier (Tabla 2-4 y Tabla 2-5), esta tesis identificó que AES no superó la ventana de tiempo de un mes, y Fourier fue capaz de modelar con precisión hasta 6 meses, por consiguiente, esta investigación doctoral recomienda emplear AES y Fourier para identificar la variabilidad natural del viento. Adicionalmente, debido a que el horizonte de pronóstico en la revisión de literatura no superó el año de modelación, esta tesis recomienda emplear la red neuronal tipo NAR para modelar la velocidad del viento con intervalo de tiempo de una hora y horizonte de pronóstico de hasta 25 años, según los resultados validados de la red NAR (Tabla 2-6 y Figura 2-23).

Al comparar los 5 autovalores previamente identificados por AES, con los 5 periodos naturales observados en Fourier, se observa que el primer mayor autovalor al tener un mayor puntaje, evidencia una asociación con el pico de 23.59 h identificado por Fourier, lo que indica que la variación de la velocidad del viento está fuertemente influenciada por las brisas de mar y de tierra. El pico de 104.16 días (trimestral) puede estar asociado a los cambios de estación relacionados con los solsticios y equinoccios, y el de 312.87 días a una variación anual. El efecto de las perturbaciones de eventos climáticos o fenómenos naturales como huracanes o ciclones tropicales no se detecta claramente mediante el análisis de Fourier, debido a que la duración de estos eventos son inferiores a una semana, y la frecuencia de manifestación es baja con una periodicidad durante el año no definida; por consiguiente los picos de intensidad del periodograma no presentaron una amplitud significativa que evidenciara una perturbación climática estacionaria (onda tropical, huracán) asociado a evento de variabilidad climática definido.

Las conclusiones de la sección 3.1 de la presente tesis son:

- El método propuesto integra tres procedimientos: asimilación, identificación y pronóstico. Primero, la asimilación requirió información *in situ* y de reanálisis para escalar los datos al área de estudio. Segundo, la identificación aplicó AES para seleccionar los componentes principales de la matriz de covarianza, y Fourier para describir los patrones con diferentes periodos naturales (diario, mensual, trimestral, semestral y anual). Tercero, el pronóstico sugirió una red NAR para simular la velocidad del viento con intervalo de tiempo horario y largo horizonte de pronóstico (años).
- Las oscilaciones identificadas por AES y Fourier, pueden estar asociadas a eventos climáticos locales, como las brisas de mar y variaciones estacionales. Respecto al pronóstico, el modelo NAR logró simular 22.5 años de velocidad del viento con un coeficiente de correlación de 0.90.

- Analizando los resultados de AES, Fourier y NAR, esta tesis identificó que las 3 técnicas extraen componentes principales, a través de la reducción de la dimensionalidad del conjunto de datos; los 3 métodos difieren en la solución matemática. AES considera la estimación de los autovalores y autovectores a partir de la matriz de varianza. Fourier determina los armónicos mediante funciones trigonométricas, y la NAR combina métodos probabilísticos y funciones filtro para seleccionar pesos que conduzcan a la solución objetivo. Finalmente, esta nueva metodología permite al usuario identificar la variabilidad natural mediante AES y Fourier, y recomienda un modelo NAR para pronosticar variables atmosféricas con horizonte de largo plazo (años) y cortos intervalos de tiempo (horas); el método puede ser usado para aproximaciones determinísticas en ingeniería y aplicaciones de investigación cuando se presente escasez de información *in situ*.

La metodología propuesta en la sección 3.1 de la presente tesis hace un aporte a la ingeniería civil, costera y offshore porque:

- Se orienta al usuario a resolver limitaciones de disponibilidad de información climática mediante la asimilación de bases de datos internacionales con registros *in situ*.
- Emplea técnicas de estadísticas (AES) y matemáticas (Fourier) para identificar los periodos naturales de variables climáticas como el viento. Conocer la variabilidad climática del viento permitirá estimar el potencial eólico y las fluctuaciones por eventos de variabilidad diurna, mensual, anual e interanual.
- Genera series de tiempo de viento horaria y de largo horizonte de pronóstico (25 años), permiten el desarrollo de análisis de fatiga debido a la carga del viento. El viento produce desplazamientos de baja frecuencia, los cuales pueden producir fatiga de baja frecuencia sobre los sistemas de anclaje de estructuras flotantes [136].
- Permite la generación de distribuciones de probabilidad (mediante las series de tiempo generadas) para establecer el clima marítimo de proyectos de energía eólica y costera en las áreas de estudio. Por consiguiente, los estados de mar medios y críticos para el diseño estructural y control operacional se podrán clasificar según las distribuciones de probabilidad del viento y el oleaje.
- Facilita la generación de información climática para el forzamiento de modelos hidrodinámicos y de oleaje los cuales serán empleados para los estudios de prefactibilidad y factibilidad de proyectos de ingeniería costera y offshore.

A continuación se presentará el desarrollo y resultados de la sección 3.2, optimización de modelos paramétricos de oleaje. En esta sección se emplea información climática para la implementación de un modelo hidrodinámico 3D (Delf3D) y de oleaje de tercera generación (SWAN) .

3.2 Optimización de modelos paramétricos de oleaje

Actividades de ingeniería en lugares específicos requieren de información de oleaje espectral para el diseño de estructuras marinas, y para establecer las condiciones de frontera requeridas en los modelos de oleaje como el *Simulating WAve Nearshore* (SWAN) [137]. La estimación de parámetros espectrales para investigación y propósitos de ingeniería, presenta limitaciones de disponibilidad de información: series de tiempo *in situ* con registros menores a 30 años. Por consiguiente, los proyectos de consultoría e investigación configuran modelos espectrales para generar series de tiempo de largo horizonte asumiendo parámetros espectrales, lo cual podría afectar negativamente los resultados esperados.

Es posible disponer de diversos modelos espectrales semi-empíricos alrededor del mundo, como lo es el espectro de Pearson-Moskovitz para oleaje totalmente desarrollado (*swell*), y el espectro de JONSWAP para estados de mar en desarrollo (*sea*) bajo condiciones de fetch limitado [138]. Varios investigadores han adaptado distintos modelos espectrales de oleaje unidimensional a condiciones de oleaje local, por ejemplo, Dattarti et al. [139] analizaron información de oleaje de la costa oeste de India para mejorar un modelo de oleaje espectral.

Kumar S y Kumar K [140] realizaron un análisis de regresión múltiple de oleaje instrumental medido por boyas en diversos puntos de la costa de India. Estos autores evaluaron el espectro JONSWAP, Donelan y Scott, y los compararon contra un espectro de oleaje instrumental, indicando que los espectros teóricos subestimaron la energía espectral pico. Como resultado, ellos propusieron dos ecuaciones para determinar los parámetros alfa y gama para un espectro local de JONSWAP mejorado.

Las técnicas *Support Vector Regression* (SVM) y *Model Tree* (MT) fueron aplicados por Sakhare [141], para estimar el espectro de oleaje de estados de mar de corto plazo. El autor recomienda los métodos para distribuciones pico, multi pico, reducidas y anchas, con niveles de energía altos y bajos. Según Sakhare, el coeficiente de correlación entre el espectro observado (medido) y el modelado por SVM y MT no superaron los 0.78 de correlación.

En el 2014 se desarrolló una investigación para determinar las características de oleaje no lineal en aguas someras a través del espectro JONSWAP [142]. El autor empleó un valor constante de 3.3 para el factor de amplificación pico (gama, γ) en todos sus experimentos.

Dong et al. [143] investigaron el efecto de la pendiente del fondo sobre la transformación no lineal de oleaje irregular generado por el espectro de JONSWAP. Los autores no presentaron los parámetros espectrales ni la ecuación de JONSWAP usada, por lo tanto no fue posible comparar dicha investigación con otros estudios que presenten variaciones representativas del estado de mar. Breivika et al. [144] publicó una nueva aproximación del perfil de velocidad para la deriva de Stokes, aplicando el espectro de JONSWAP, pero no especificaron el coeficiente de escala de energía (alfa, α).

[145] analizaron imágenes de radar para estimar la altura significativa de ola (H_s), y aplicaron el espectro de JONSWAP para modelar la superficie libre, y de esta manera definir los estados de mar que serán analizados a través de las imágenes de radar. Los autores no especificaron un valor constante ni una prueba de sensibilidad para el coeficiente de escala de energía (α). Montazeri et al. [146] estimaron el oleaje *sea* y *swell* empleando mediciones realizadas en un buque. Los autores probaron diversos coeficientes gama para aplicar el espectro de JONSWAP, pero no evidenciaron haber evaluado la significancia de α durante los experimentos.

Analizado el modelo desarrollado por Mackay Ed. [147] para espectros de oleaje unimodal y bimodal, el autor menciona varias desventajas en la metodología de determinación de la forma espectral propuesta por Mackay E.B.L [148]. Dos de las limitaciones mencionadas por Mackay Ed. indican que el ajuste del espectro es una operación que consume tiempo, requiriendo desarrollar rutinas de optimización, y que la precisión de la parametrización podría presentar una baja correspondencia conduciendo al algoritmo a fallar durante la búsqueda del ajuste óptimo. Las limitaciones mencionadas por Mackay E.B.L, indican que la parametrización propuesta puede que no sea óptima para identificar variaciones de la forma del espectro, por lo que recomienda encontrar otro método para compartimentar el espectro.

Esta tesis doctoral considera que el modelo unificado propuesto por Mackay Ed [147], no considera los cambios locales de la variabilidad climática ni las variaciones del espectro JONSWAP de manera discriminada, como tampoco los cambios del espectro debido a las variación de la profundidad del agua.

Los autores citados no consideraron una prueba de sensibilidad de los parámetros espectrales alfa y gama, la importancia de la profundidad del agua, la variabilidad climática, ni la flexibilidad y eficiencia de los Algoritmos Genéticos. Como resultado, ellos aplicaron modelos espectrales 1D con ciertas asunciones en los parámetros lo que probablemente afectaron sus resultados numéricos.

Por lo anterior, es necesario evaluar la significancia de los parámetros espectrales de JONSWAP para cada área de estudio, debido a que el espectro cambia en cada localización a causa a los distintos patrones de variabilidad climática local (horas, días, y meses). Solo modificar el factor gama, no garantiza un espectro de JONSWAP apropiado para condiciones *sea* y *swell*. El coeficiente de escala de energía alfa debería ser considerado durante los análisis de estado de mar, debido a que este parámetro controla la frecuencia angular del oleaje, y modula la transición de la forma espectral de estado *sea* a *swell*.

Para mejorar el cálculo del espectro de JONSWAP a través de sus parámetros alfa y gama, durante estados de mar extremal o normal en aguas intermedias y profundas, o en cualquier localización donde se dispongan de registros instrumentales, esta tesis presenta un novedoso modelo heurístico. El modelo propuesto puede encontrar los parámetros espectrales de JONSWAP sin restricciones de profundidad o del estado de mar. El modelo heurístico emplea información sintética de oleaje previamente calibrada, y calcula los parámetros del espectro de JONSWAP a través de un Algoritmo Genético. Después de determinarse los parámetros espectrales, se realiza un Diseño de

Experimento (DOE) – Análisis de Varianza (ANOVA) para evaluar los efectos estandarizados de los parámetros de JONSWAP como factores, sobre la información de oleaje como respuestas.

Esta tesis propone el siguiente método para aplicar el GA a: 1) la implementación de un modelo hidrodinámico, 2) el análisis de clima marítimo, 3) en técnicas de modelamiento heurístico, y 4) en análisis DOE-ANOVA. Esta tesis implementó un modelo hidrodinámico 3D (Delft3D-Flow 2014) para considerar la interacción no lineal oceano-atmósfera en las capas superficiales, seguido de una caracterización del clima marítimo y la definición de los estados de mar locales. Por consiguiente, se aplicó el GA, y el DOE-ANOVA analizó los efectos de los parámetros espectrales de JONSWAP sobre Hs y TP. Por último, se realizó un análisis de probabilidad para determinar los parámetros alfa y gama representativos para los estados de mar *sea* y *swell*.

3.2.1 Algoritmo genético

El modelo heurístico propuesto considera una Algoritmo Genético (GA, sigla de Genetic Algorithm en inglés), el cual es una técnica de optimización basada en los principios de genética y selección natural [149]. El GA tradicional inicia con la selección de un cromosoma o vector a ser optimizados. Si el vector de información tiene N_{var} variables (un N_{var} -problema de optimización dimensional) dado por $p_1, p_2, \dots, p_{N_{var}}$, entonces el cromosoma es escrito como un N_{var} vector elemento fila [150] (EC 88):

$$cromosoma = [x, y] = [\alpha, \gamma] \quad EC 89$$

Donde $N_{var} = 2$. Cada cromosoma tiene un costo asociado durante la evaluación de la función de costo (EC 89):

$$costo = f(cromosoma) = f(p_1, p_2, \dots, p_{N_{var}}) \quad EC 90$$

El GA minimiza la función de costo, la cual es la mínima diferencia entre un dato artificial ($\widehat{H_s}$) calculado mediante el espectro de JONSWAP, y la Hs *in situ* (instrumental) o sintética (punto virtual); la Hs *in situ* será nombrada como objetivo. Para aplicar el método heurístico, en la Figura 2-24 se presenta el diagrama de flujo que guía el proceso.

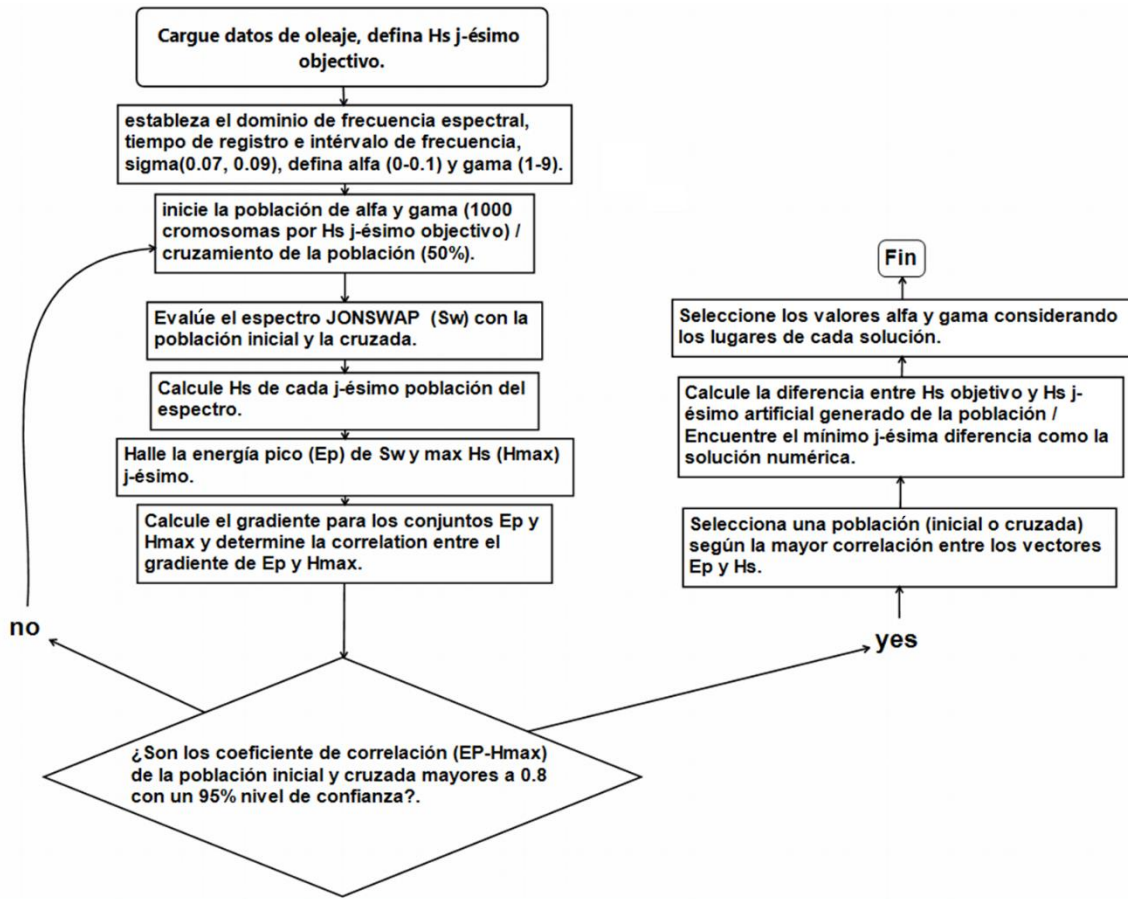


Figura 2-24. Método heurístico propuesto para la determinación de los parametros espectrales alfa y gama de JONSWAP.

La función de costo ahora puede ser rescrita como (EC 90):

$$\min(\Delta Hs_{(n,m)}) = \widehat{H}s_{(1,m)} - Hs_{(n,1)} \quad \text{EC 91}$$

La matriz de operación para la determinación de la minima diferencia es (EC 91):

$$\Delta Hs_{(n,m)} = \begin{bmatrix} \widehat{H}s_{(1,1)} & \cdots & \widehat{H}s_{(1,m)} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \widehat{H}s_{(n,1)} & \cdots & \widehat{H}s_{(n,m)} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} Hs_{(1,1)} \\ \vdots \\ Hs_{(n,1)} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta Hs_{(1,1)} & \cdots & \Delta Hs_{(1,m)} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \Delta Hs_{(n,1)} & \cdots & \Delta Hs_{(n,m)} \end{bmatrix} \quad \text{EC 92}$$

Donde n es la longitud del vector de datos, m es la longitud de la población de cromosomas. $\widehat{H}s$ se determina mediante las ecuaciones EC 92 y EC 93:

$$\widehat{H}s = 4.004\sqrt{m_0} \quad \text{EC 93}$$

$$m_0 = \int_0^\infty \alpha g^2 \omega^{-5} e^{-1.25\left(\frac{\omega}{\omega_p}\right)^4} \gamma^\delta d\omega \quad \text{EC 94}$$

donde

$$\delta = e^{-\frac{(\omega - \omega_p)^2}{2\sigma_0^2 \omega_p^2}} \quad \& \quad \sigma_0 = \begin{cases} \sigma_0^1 & \text{cuando, } \omega \leq \omega_p \\ \sigma_0^2 & \text{cuando, } \omega > \omega_p \end{cases}$$

α : coeficiente de escala de energía.

γ^δ : factor de intensificación pico.

γ : coeficiente de intensificación pico.

δ : representa el ancho de la región próxima al pico.

La altura de ola depende de la energía potencial, por lo tanto, la minimización de la función de costo requiere una comparación entre la energía pico (E_p) y \bar{H}_s ; el incremento de H_s debe estar asociado positivamente al incremento del espectro pico. Considerando la anterior relación física, fue necesario correlacionar estas dos variables (E_p vs H_s) para cada conjunto de datos artificiales generados por un cromosoma. El procedimiento heurístico se presenta a continuación (Figura 2-25).

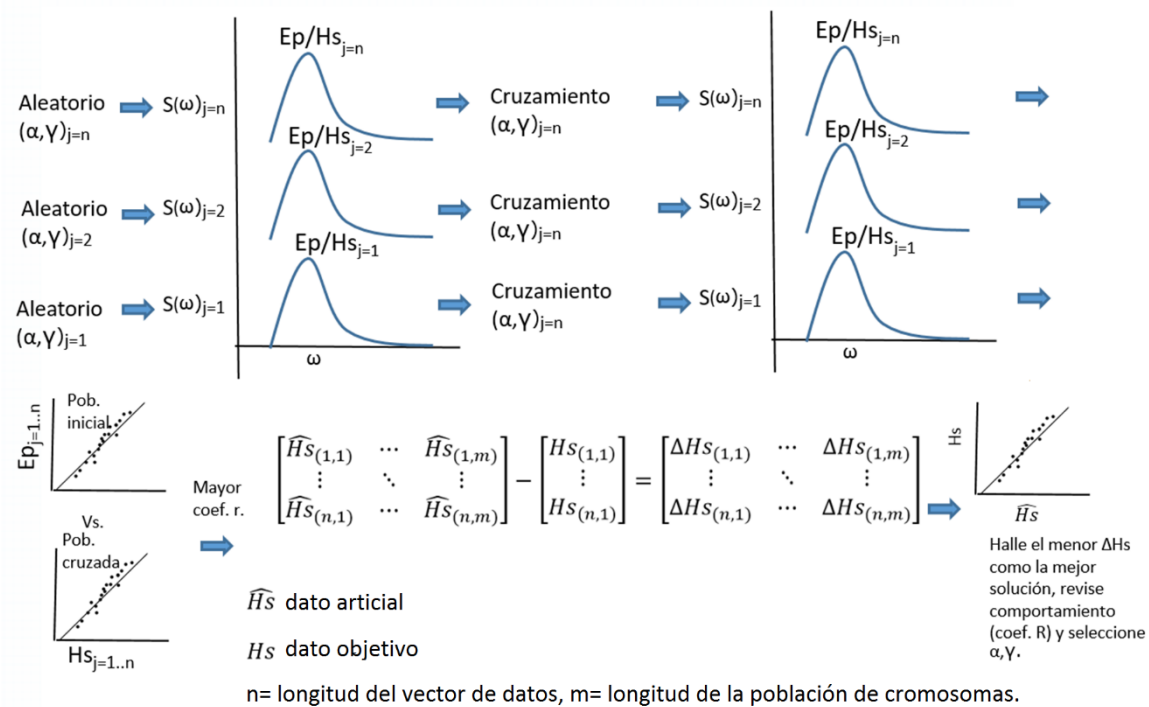


Figura 2-25. Representación de la determinación de alfa y gamma para el espectro de JONSWAP a través de GA propuesto.

El procedimiento heurístico halla la solución numérica con la población inicial, por lo tanto, el GA no considera necesario la fase de mutación. De hecho, la fase de cruzamiento evidenció una menor correlación durante las pruebas de tamaño de la población.

La presente tesis doctoral configuró una prueba de tamaño de la población para evaluar el rendimiento del GA considerando un dominio factible limitado por alfa entre 0 y 0.1 y gamma entre 1 y 10. Se empleó un computador portátil con procesador Intel Core i5-4200U CPU con 2.30 GHz, con

4 Gb de RAM y sistema operativo Win8.1 de 64 bits, para evaluar el código de GA escrito en Matlab. El experimento consideró 1, 5, 10, 50, 100, 200 y 400 cromosomas. Cada prueba revisó la correlación entre para la población inicial y cruzada (Ep-Hs), la correlación entre la altura significativa de ola objetivo y artificial (Hs obj. – Hs art.), y el tiempo computacional requerido para encontrar la solución para 8760 registros horarios correspondientes a un año (2001).

3.2.2 Implementación de modelo hidrodinámico 3D

Las restricciones de información de oleaje en el área de estudio motivó a implementar modelos numéricos calibrados, para obtener series de tiempo de oleaje para diferentes estados de mar y profundidades. Con base en lo anterior, fue necesario implementar un modelo hidrodinámico y un modelo de oleaje. El modelo Delft3D fue el modelo seleccionado, el cual es capaz de resolver las corrientes y el oleaje, mediante una comunicación doble vía entre el modelo hidrodinámico y el modelo de oleaje, representados por los módulos Flow y Wave respectivamente [151].

La comunicación doble vía de Delft3d, considera de manera instantánea la interacción entre las olas y las corrientes, disminuyendo la probabilidad de sobreestimación o subestimación en las olas, niveles y corrientes modelos [152], [153], [154] [155].

El módulo Flow de Delft3D resuelve la ecuación de Navier Stokes, considerando la hipótesis de Boussinesq. Emplea una malla flexible y aplica el método de diferencias finitas para resolver las ecuaciones RANS (*Reynolds Averaged Navier Stokes*). En esta tesis doctoral, se seleccionó el modelo de turbulencia k- ϵ [156]. El esquema empleado por el modelo para resolver los componentes temporales es el ADI (*Alternating Direction Implicit*). Con relación al módulo Wave, el cual representa un modelo de oleaje de tercera generación conocido como SWAN, resuelve la ecuación de acción de balance (*Action Balance Equation*) [157].

Para esta investigación doctoral, se seleccionó como área de estudio a la zona próxima del delta del río Magdalena ubicada al norte de Colombia (Figura 2-26). La información oceano atmosférica proviene de diversas bases de datos internacionales. La información termohalina pertenece a WOA2013 (*World Ocean Atlas 2013*) [158]. Los datos de viento y flujos de calor a la base de datos NCEP-North American Regional Reanalysis: NARR [159]. El periodo pico y la altura significativa empleados para las condiciones de frontera norte, pertenecen a la boya virtual ubicada en 11.5 N con 74.5 O de la base de datos del modelo WaveWatch III [160]; los datos de oleaje poseen una resolución espacial de 0.17 °. Por último, la información de mareas proviene del modelo numérico GRENOBLE [161].

Para esta investigación, el módulo Flow posee coordenadas sigma, con 10 capas, caracterizado por una malla flexible con tamaño de celda entre 50 km y 500 m (Figura 2-26a). El modelo de oleaje (SWAN) posee una malla con tamaño de celda de 500 m, con extensión similar al módulo Flow. Las coordenadas relacionadas para la boya de oleaje y los puntos de observación se encuentran en la Tabla 2-7. Adicionalmente en la Figura 2-27, se presenta el esquema de flujo de información entre los módulos Flow y Wave.

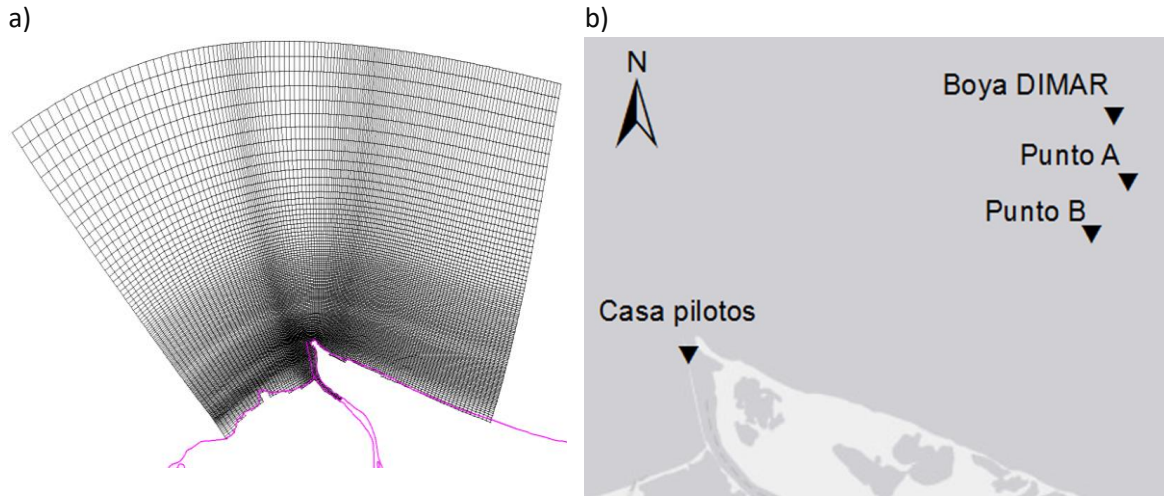


Figura 2-26. a) malla del modelo, b) ubicación de los puntos virtuales, boya de oleaje (DIMAR) y la estación de niveles (Casa Pilotos).

Tabla 2-7. Localización de la boya de oleaje y los puntos de observación. Fuente de la profundidad del agua: ETOPO1 [162].

ID	Latitud (N)	Longitud (W)	profundidad (m)
Boya DIMAR	11.161	74.681	150
Punto A	11.167972	74.677314	105
Punto B	11.147295	74.691496	28
Estación de niveles (Casa pilotos)	11.097769	-74.852839	0

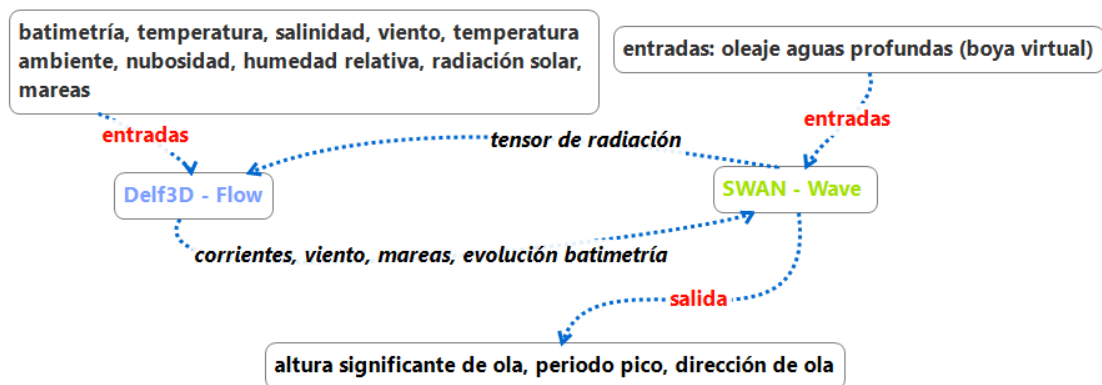


Figura 2-27. Esquema del flujo de información entre los módulos Flow y Wave.

3.2.3 Análisis de clima marítimo

Los métodos estadísticos son parte del análisis de oleaje para estimar los estados de mar que caracterizan el clima marítimo en el área de estudio. Para identificar las condiciones medias y extremas de oleaje a través de la probabilidad de excedencia de H_s , se requieren al menos 30 años de información de oleaje, y para esta tesis se tomó la información de un punto virtual del modelo Wave Watch III. La curva de probabilidad de la información sintética de oleaje (a) indicó que, según el segundo y cuarto cuartil de probabilidad, H_s fue de 1.76 m y 2.87 m respectivamente.

Se consideró al cuarto cuartil (95%) como la base para las alturas de ola extremas o máximas, por lo que se extrajo de la serie de tiempo de 30 años todos los registros de H_s iguales o mayores a 2.87 m, para generar una nueva curva de probabilidad de excedencia (Figura 2-28Figura 2-28b). Como resultado, esta investigación estableció un 5% de probabilidad de excedencia para representar los registros extremos de oleaje asociados a eventos de tormenta.

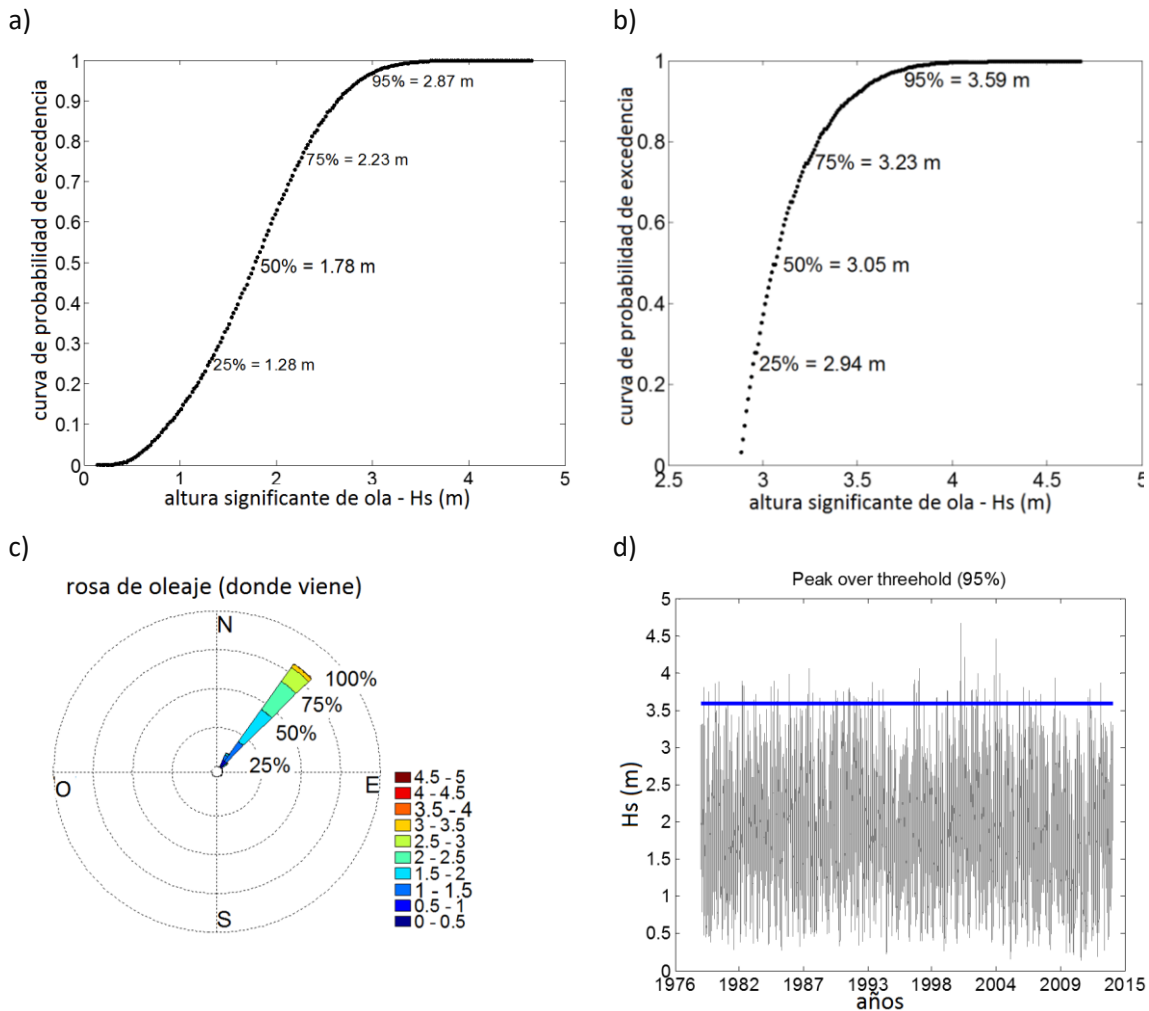


Figura 2-28. Análisis de clima marítimo a la boya virtual de WaveWatch III: a) curva de probabilidad de excedencia; b) curva de probabilidad de excedencia extremal; c) rosa de oleaje; d) *Peak Over Threshold (POT)* para la serie de 30 años.

Según la nueva curva de probabilidad (Figura 2-28Figura 2-28b), el cuarto cuartil indicó un valor de 3.59 m para Hs, siendo este valor seleccionado como la base del umbral para aplicar el método *Peak Over Threshold (POT)* [56] a la serie de 30 años. Los resultados de la estadística de dirección de la ola en los puntos virtuales indicó que las olas provienen con un ángulo de propagación de 45° (noreste) (Figura 2-28c).

El POT permitió identificar que el año 2001 presentó la mayor Hs (4.68 m) de los 30 años de oleaje en los puntos A y B (Figura 2-28d). Por consiguiente, se realizó un POT solo a la serie de oleaje de 2001 para cada punto virtual, y se encontró que tres eventos de oleaje superaron el umbral de 2.12 m para Hs (Figura 2-29 y Figura 2-29).

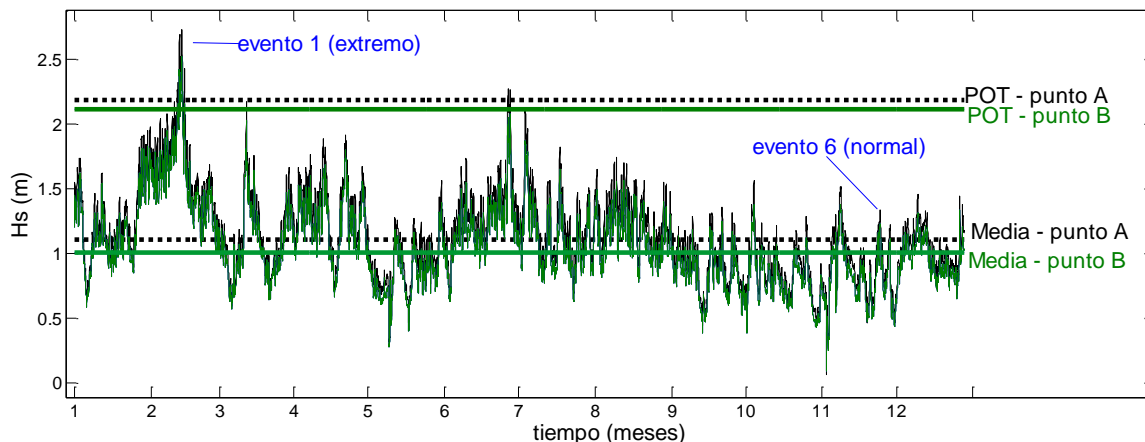


Figura 2-29. Peak Over Threshold para el año 2001 en los puntos A y B.

La serie de tiempo de oleaje de 2001 evidenció el desarrollo y disipación del oleaje, reflejando el desarrollo de estados de mar durante condiciones extremas y normales. Estos eventos serán analizados en detalle en la sección DOE-ANOVA.

Tabla 2-8. Clasificación de eventos de oleaje para el análisis DOE-ANOVA.

Estado de mar	Inicio (dd/mm/yyy hh:mm)	Fin (dd/mm/yyy hh:mm)	Hs_max (m)	Tp_asociada (s)
Evento 1 (extremo)	25/01/2001 0:00	03/03/2001 19:00	2.73	6.49
Evento 2 (extremo)	11/03/2001 20:00	19/03/2001 15:00	2.17	6.28
Evento 3 (extremo)	17/06/2001 23:00	02/07/2001 14:00	2.27	6.63
Evento 4 (normal)	09/09/2001 20:00	15/09/2001 12:00	1.28	6.14
Evento 5 (normal)	12/10/2001 23:00	20/10/2001 15:00	1.22	6.02
Evento 6 (normal)	07/11/2001 9:00	15/11/2001 12:00	1.52	5.95
Evento 7 (normal)	10/12/2001 20:00	17/12/2001 14:00	1.46	5.59

3.2.4 Modelamiento heurístico

El Algoritmo Genético (GA) requiere de una serie de tiempo de oleaje para determinar los parámetros espectrales. Por consiguiente, el análisis de clima marítimo a los 30 años del oleaje de

aguas profundas permitió identificar condiciones de oleaje normal y extremal en el área de estudio. Como resultado, se calibró el modelo Delft3D mediante *hindcasting* y los periodos de tiempo se relacionan en la Tabla 2-9. Los resultados estadísticos de la calibración, los cuales se presentan en el capítulo 4 de la presente tesis, indicaron un coeficiente de correlación de 0.7 para Hs y 0.8 para niveles.

Tabla 2-9. Periodos de tiempo de la información de niveles y Hs para la calibración del modelo.

Datos	Periodo de tiempo (dd-mm-yyyy-hh)	Resolución temporal
Niveles (Casa Pilotos)	01-01-2012-00 a 02-04-2012-11	1 h
Hs-(boya DIMAR)	21-02-2009-05 a 25-03-2009-01	3 h

Después de la calibración, se efectuó la prueba de tamaño de población para evaluar el rendimiento del GA. La prueba consistió en determinar el número mínimo de cromosomas para resolver la función de costo, y la eficiencia según el tiempo requerido para los cálculos. Según los resultados de la prueba de tamaño de población (Figura 2-30), 100 cromosomas alcanzaron 0.9923 de correlación entre el resultado de Hs artificial y objetivo; después de 100 cromosomas, la correlación se incrementa ligeramente. La prueba para Ep y Hs indicó que la correlación se mantuvo alrededor de los 0.80. El tiempo de cómputo para los 100 cromosomas fue de 24.96 s, 53.88 s para 200 cromosomas, y 735.05 s cuando el GA requirió 400 cromosomas (Figura 2-30). La prueba de tamaño de población evidenció la eficiencia del algoritmo para encontrar una solución robusta dentro de la región factible con un tiempo computacional razonable, por lo tanto, en esta tesis el modelo heurístico propuesto solo requerirá 100 cromosomas para resolver la función de costo.

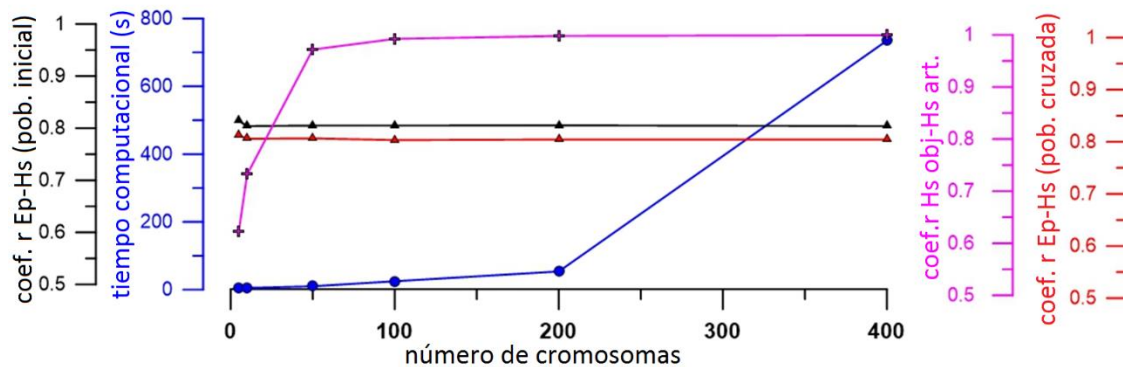


Figura 2-30. Prueba de tamaño de población para determinar el número eficiente de cromosomas.

Considerando a la prueba de tamaño de población, se seleccionaron 100 cromosomas para determinar alfa y gama a partir de una serie de tiempo horaria de un año (2001) en los puntos A y B respectivamente. La Figura 2-31 presenta la solución numérica del punto A, donde los residuales se mantuvieron cercanos a 0.05 m, con algunos picos próximos a 0.4 m los cuales no afectaron significativamente el coeficiente de correlación de 0.9923. Los resultados de los coeficientes alfa y gama mostraron una aparente distribución aleatoria, lo cual sugirió efectuar un análisis de probabilidad.

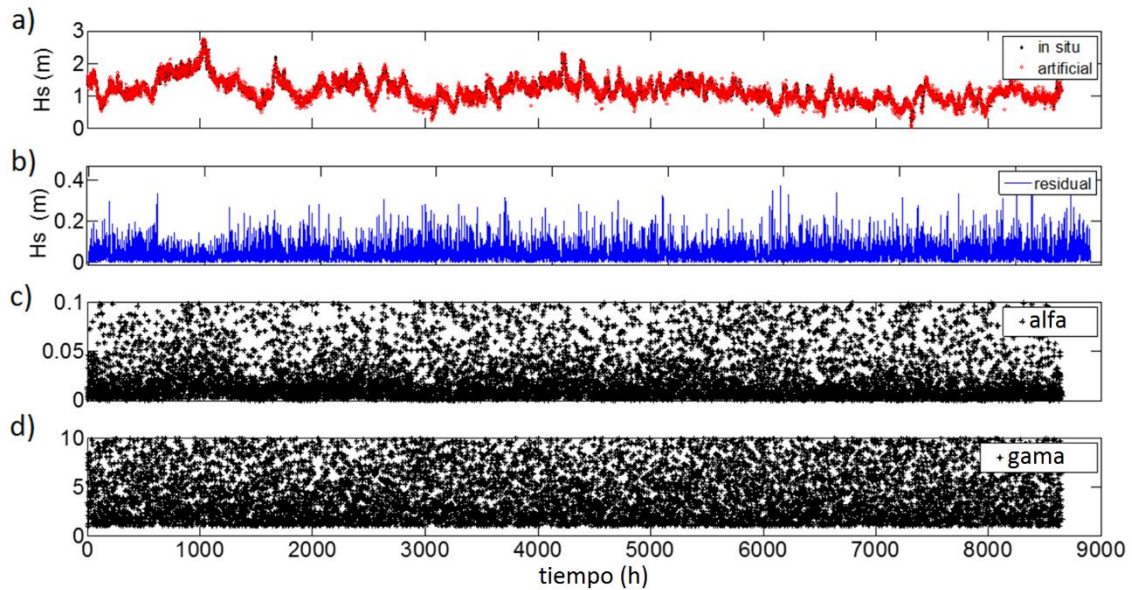


Figura 2-31. Serie de tiempo de un año (2001) del punto A con resolución horaria obtenida mediante GA, empleando 100 cromosomas; a) Hs objetivo / artificial; b) residual ΔH_s ; coeficientes alfa horarios; coeficiente gama horarios.

3.2.5 Análisis DOE-ANOVA

La solución numérica obtenida mediante GA para cada estado de mar (Tabla 2-10), generó un conjunto de alfa y gama asociados a un respectivo HS y Tp. A continuación, se realizó el análisis DOE-ANOVA para verificar si la solución numérica de GA no solo cumplió el criterio relacionado con Hs y la energía pico (E_p), si no también que esta estuviese asociada al proceso físico esperado durante los procesos de asomeramiento de oleaje (*wave shoaling*).

Debido a la alta no linealidad del comportamiento de la altura de ola, considerado como un proceso ergódico y estocástico, no es una tarea fácil analizar el problema en el dominio del tiempo. Por consiguiente, fue necesario analizar por separado los estados de mar (Tabla 2-10) con oleaje *sea* y *swell* para lugares diferentes con distinta profundidad del mar. Mediante DOE-ANOVA [163], se logró identificar la relación entre los coeficientes alfa y gama para cada punto de análisis (A y B), con la premisa que los conjuntos de datos deben distribuirse normalmente, y que los factores identificados presenten un p-valor igual o menor a 0.005 de significancia, con un 95% de probabilidad de confianza.

Tabla 2-10. Efectos estandarizados de alfa y gama sobre el comportamiento de Hs y Tp. El signo (+) y (-) indican un efecto estandarizado positivo y negativo respectivamente. Hs-Hs y Tp-Tp representan una interacción de los factores de segundo orden.

Estado de mar	Punto A.	Punto B
Evento 1 (extremo)	Sin efecto estandarizado.	$\text{gama}=\text{Hs}(+)$
Evento 2 (extremo)	Sin efecto estandarizado.	$\text{gama} =\text{Hs}(+)$
Evento 3 (extremo)	$\text{alfa}=\text{Tp}(-), \text{Hs-Tp} (-)$	$\text{gama} =\text{Hs}(+)$
Evento 4 (normal)	$\text{alfa} = \text{Hs}(+)$	$\text{gama} =\text{Hs}(+), \text{Tp}(+) / \text{alfa} =\text{Hs-Hs}(+), \text{Tp-Tp}(-)$
Evento 5 (normal)	$\text{alfa} = \text{Hs}(+)$	$\text{alfa} =\text{Tp-Tp}(-), \text{Hs-Hs}(+) / \text{gama} = \text{Tp}(+), \text{Hs}(+)$
Evento 6 (normal)	$\text{alfa} = \text{Hs}(+)$	$\text{gama} =\text{Hs}(+)$
Evento 7 (normal)	$\text{alfa} = \text{Hs}(+) / \text{gama} = \text{Hs-Hs}(-)$	$\text{alfa} =\text{Tp-Tp}(+),$

Observando los resultados del DOE-ANOVA (Tabla 2-10), alfa dominó positivamente el comportamiento de Hs en el punto A y gama dominó el comportamiento de Hs en el punto B. Durante los eventos extremos, en el punto A no hubo evidencia estadística que alfa o gama controlen la varianza de Hs y Tp. A diferencia del punto A, el parámetro gama en el punto B mostró un efecto significativo sobre la varianza de Hs.

Según el DOE-ANOVA efectuado, se seleccionaron el evento 3 del punto A, y el evento 1 del punto B como estados de mar extemal (Tabla 2-10), para ser analizados mediante las gráficas de pareto y la gráfica de efectos principales (Figura 2-32, Figura 2-32 y Figura 2-33); los eventos 6 del punto A y B también fueron seleccionados para ser analizados con las figuras mencionadas. La Figura 2-32 evidenció que durante los eventos extremos, los coeficientes alfa y gama afectaron de manera lineal y positiva a Hs, y de manera lineal negativa a Tp para ambos puntos (A y B). En estados de mar normal alfa afecta positivamente el comportamiento de Hs en el punto A; con respecto al punto B, gama afectó positivamente a Hs en 3 de los 4 eventos normales. Para verificar si los efectos estandarizados de primer orden pudieron afectar linealmente o casi lineal el comportamiento de Hs y Tp, en la Figura 2-32 y Figura 2-33 se presentan los efectos estandarizados y los efectos principales de un evento extremo y un evento normal de oleaje en los puntos A y B respectivamente.

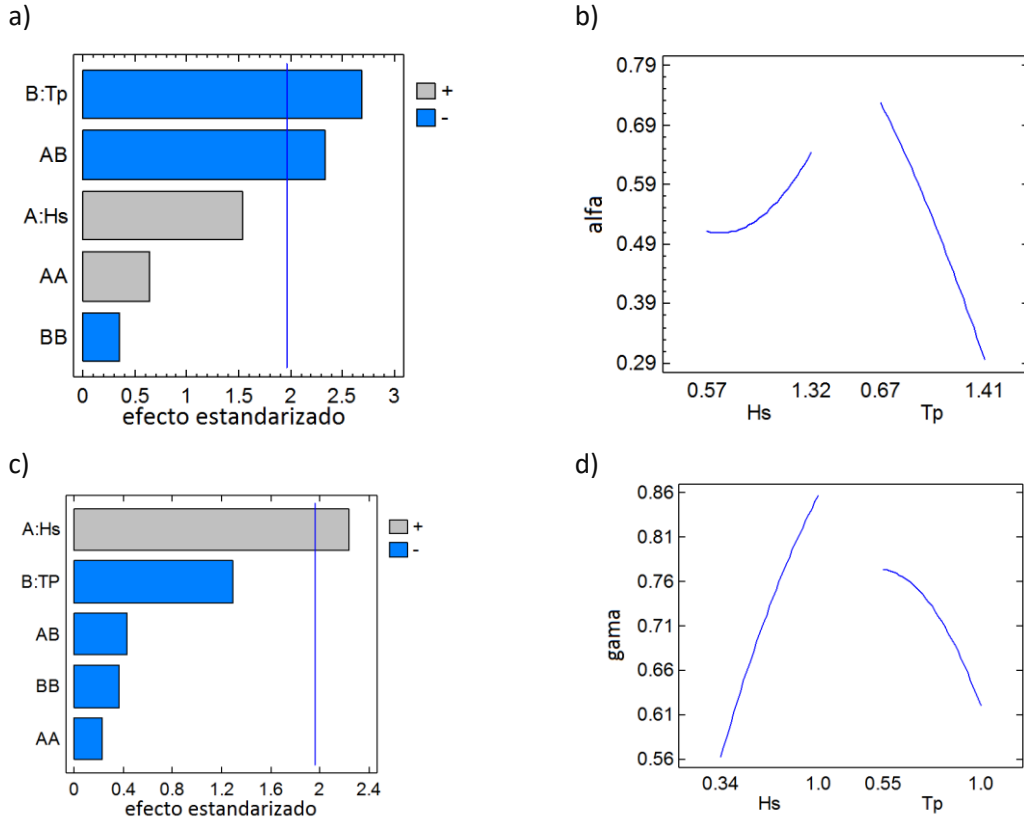


Figura 2-32. Análisis DOE-ANOVA: a) diagrama de pareto de los efectos estandarizados para alfa en el punto A evento 3 (extremo); b) gráfico de efectos principales para alfa en el punto A evento 3 (extremo); c) diagrama de pareto de los efectos estandarizados para gamma en el punto B evento 1 (extremo); d) gráfico de efectos principales para gamma en el punto B evento 1 (extremo);

Durante condiciones normales (Figura 2-33) alfa y gama afectan de manera lineal positiva a Hs en el punto A y B, pero los efectos estandarizados de Tp, mostraron mediante la interacción BB (Figura 2-33a) y la interacción AB (Figura 2-33c) un efecto de orden superior de alfa y gama, el cual puede estar relacionado con la alta no linealidad del proceso de oleaje.

Phillips [164] y Hasselmann [165], [166], [167] fueron pioneros en evidenciar las interacciones no lineales entre las olas. Ellos explicaron que durante las interacciones no lineales, los componentes de ola entran en resonancia, permitiendo el intercambio de energía, y conduciendo al espectro de ola a redistribuir la energía a lo largo del dominio de la frecuencia. Durante las interacciones ola-ola tipo *quadruplet*, se presenta una transferencia de energía del pico del espectro de ola hacia una región de baja frecuencia, lo cual representa la evolución del espectro; desde el pico del espectro a la región de altas frecuencias, la energía es transferida y disipada durante el *whitecapping* [56].

Considerando los efectos estandarizados en la Tabla 2-10, es posible señalar que durante los eventos extremos de oleaje (eventos 1, 2 y 3) en las aguas profundas (punto A), la ausencia de efectos estandarizados evidencia interacciones ola-ola tipo *quadruplet* (interacciones de ola altamente no lineales). Debido a la interacción de orden superior, no hubo evidencia estadística de que los parámetros alfa o gama puedan dominar o controlar el espectro de ola. El evento 3 para el

punto A mostró un efecto estandarizado T_p (-) y H_s - T_p (-) para el parámetro alfa, lo cual indica que alfa ejerce un efecto inverso sobre el periodo de ola, sugiriendo que las frecuencias son redistribuidas a lo largo del espectro, debido a la evolución del espectro por la disipación por *whitecapping*.

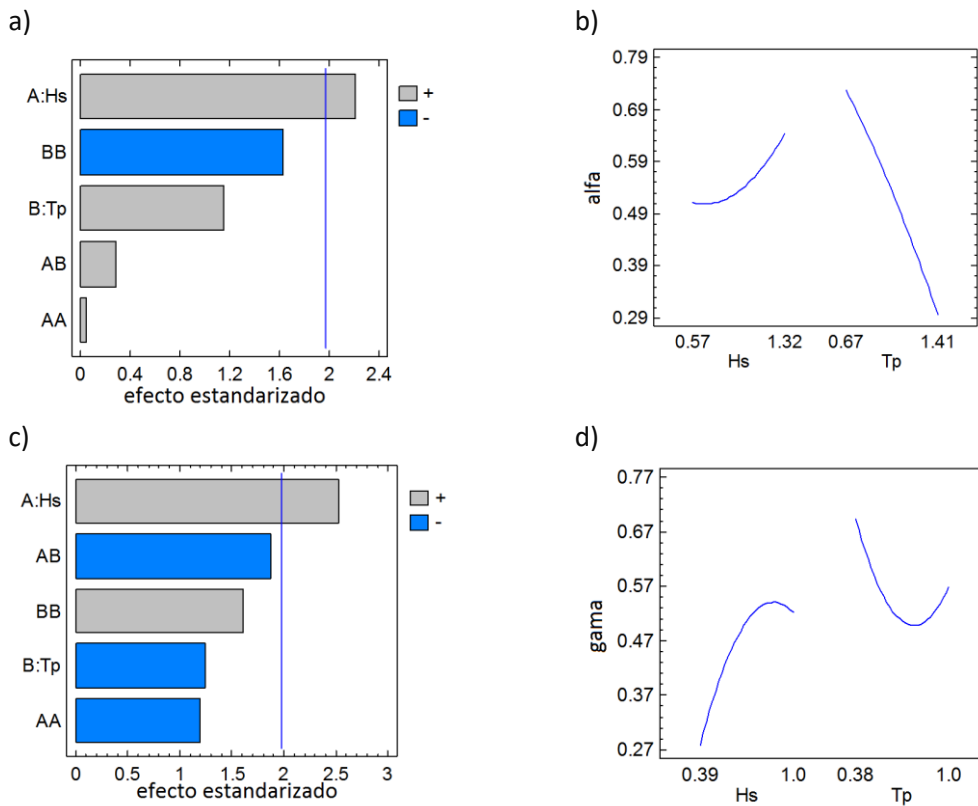


Figura 2-33. Análisis DOE-ANOVA: a) diagrama de pareto de los efectos estandarizados para alfa en el punto A evento 6 (normal); b) gráfico de efectos principales para alfa en el evento 6 (normal); c) diagrama de pareto de los efectos estandarizados para gamma en el punto B evento 6 (normal); d) gráfico de efectos principales para gamma en el punto B evento 6 (normal).

Con la intención de verificar si la profundidad del agua podría afectar la distribución de H_s y T_p , se construyeron gráficos de probabilidad conjunta para el oleaje y para los parámetros alfa y gamma (Figura 2-34). La probabilidad conjunta H_s - T_p para el año 2001 del punto A, mostró dos núcleos de probabilidad que representan oleaje con alta frecuencia ($H_s=1.4$ m, $T_p=1.4$ s), y oleaje de baja frecuencia ($H_s=0.7$ m, $T_p=4.5$ s).

El comportamiento anterior de las probabilidades conjuntas evidenciaron asomeramiento del oleaje (*wave shoaling*), debido a la reducción de la profundidad del agua de 102 m en el punto A, a 28 m en el punto B. Cuando el oleaje se propaga hacia aguas someras, disminuye la dispersión de frecuencias, y la velocidad de fase se aproxima a la velocidad de grupo, como resultado, la velocidad de fase disminuye su dependencia a la frecuencia. El asomeramiento de oleaje limita la aplicación de la teoría lineal, por que cuando la velocidad de fase y de grupo se aproximan a cero en la superficie libre, la amplitud de la ola tiende a infinito [56].

Considerando lo anterior, la Figura 2-34b-c muestra el efecto de asomeramiento, evidenciado por que la densidad de probabilidad de alfa es mayor en el punto B con respecto al punto A. Por consiguiente, esta tesis sugiere un valor de 0.01 para alfa y un valor de 1 para gama. La Figura 2-34 permite establecer que la disminución de la profundidad del agua genera una concentración de los núcleos de probabilidad en Hs-Tp y alfa-gama, sugiriendo que el asomeramiento (*wave shoaling*) reduce la dispersión de energía espectral.

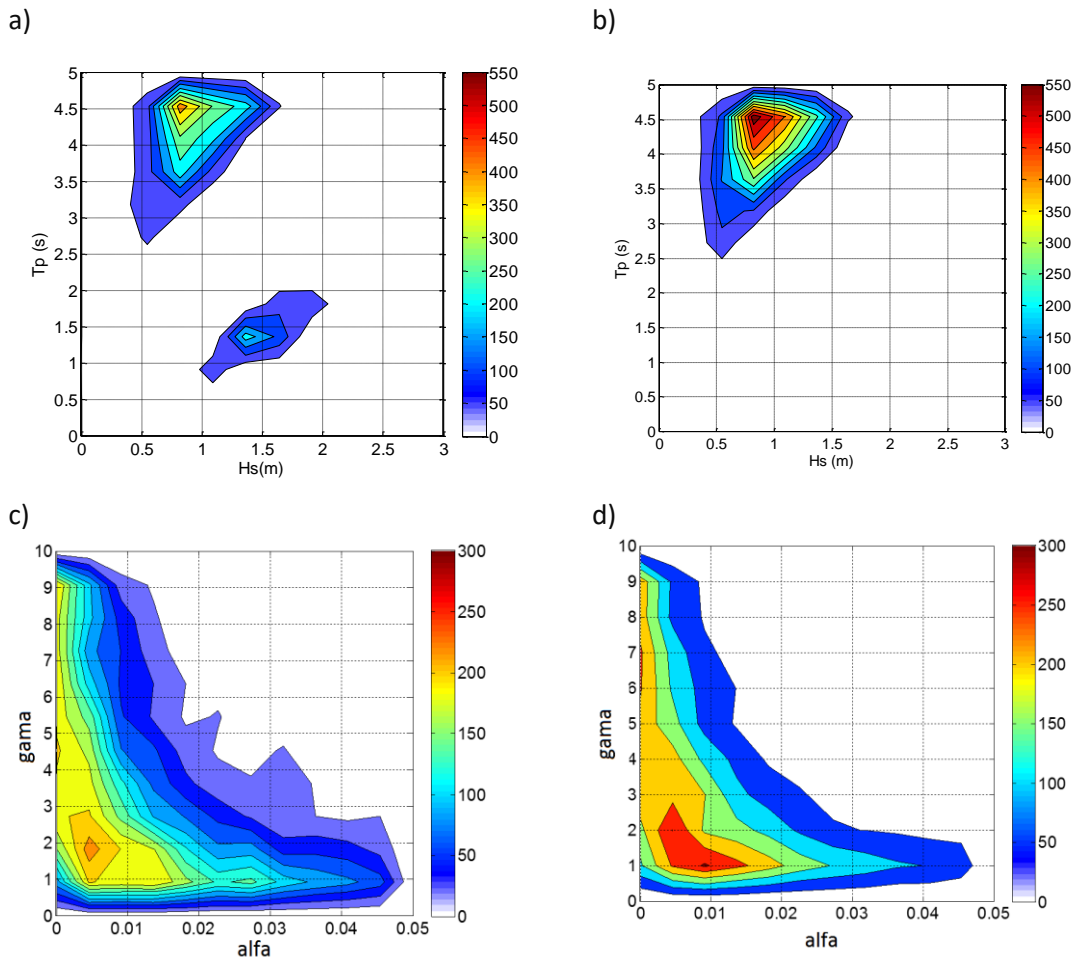


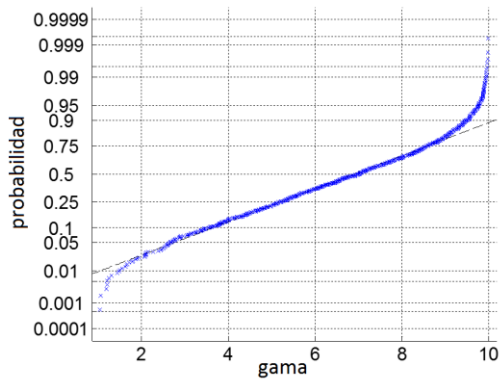
Figura 2-34. Probabilidad conjunta: a) Hs-Tp en el punto A; b) Hs-Tp en el punto B; c) alfa y gama en el punto A; d) alfa y gama en el punto B.

La propagación del oleaje hacia la costa genera refracción en el área de estudio, reflejado en el cambio de la dirección de ola, debido a la variación de profundidad desde aguas profundas (Punto A) a aguas someras (Punto B). La variación del volumen de control, que conforma la ola, induce a la ola a propagarse oblicuo hacia la costa con el objetivo de mantener la conservación de masa; este cambio en dirección está asociado a la variación de la velocidad de fase.

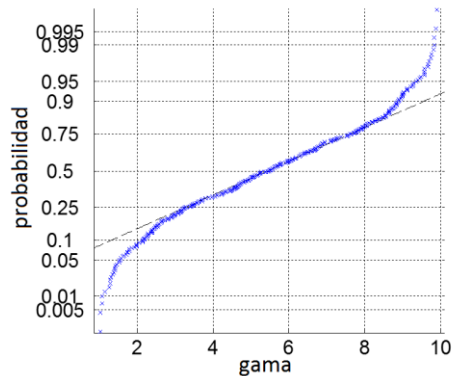
Para estimar la probabilidad de alfa y gama a través de una distribución Normal, se seleccionó el evento 1 y 6 como eventos extremo y normal de oleaje respectivamente (Figura 2-35). La Figura 2-35 presenta el comportamiento de los parámetros espectrales en el dominio de la probabilidad, donde las distribuciones normales muestran colas simétricas y asintóticas, evidenciando una buena

distribución según el Teorema de Límite Central; para la objetiva aplicación del ANOVA es necesario que los conjuntos de datos calculados por GA cumplan con los supuestos de normalidad, homocedasticidad e independencia [163]. Adicionalmente, la distribución Normal evidencia que los registros modelados por GA, presentan una reducida distancia estadística entre la media y la mediana en sus respectivas poblaciones; la proximidad estadística de los valores centrales en las distribuciones normales indican que el segundo cuartil (50%) puede representar el conjunto poblacional de datos.

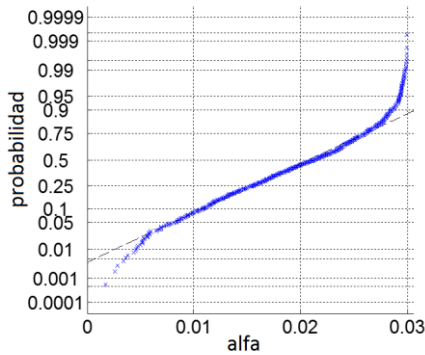
a) Punto A (extremo)



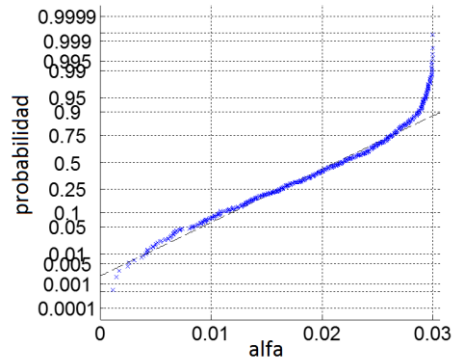
b) Punto B (extremo)



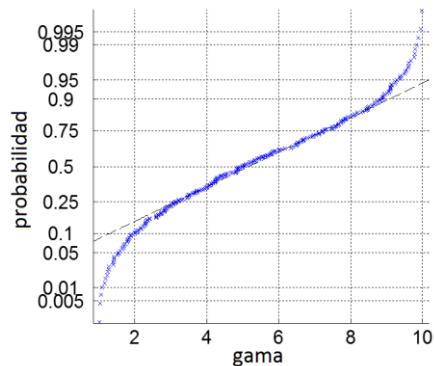
c) Punto A (extremo)



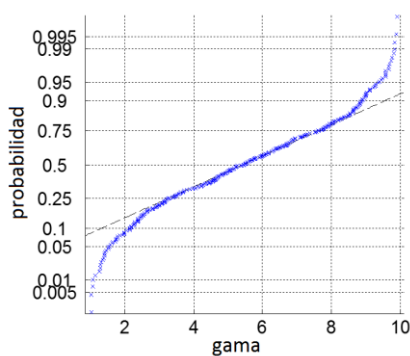
d) Punto B (extremo)



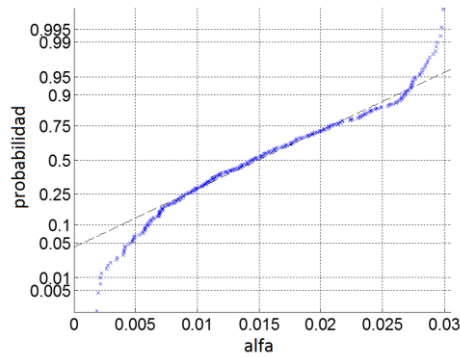
e) Punto A (normal)



f) Punto B (normal)



g) Punto A (normal)



h) Punto B (normal)

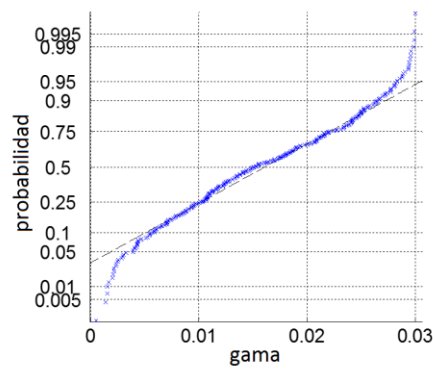


Figura 2-35. Distribuciones de probabilidad para los coeficientes alfa y gama (puntos azules) modelados por GA.

Las distribuciones de los coeficientes alfa y gama representadas en la Figura 2-35, permitieron identificar los valores representativos de cada parámetro espectral. Por consiguiente, se seleccionaron los segundos cuartiles (50%) de cada distribución de probabilidad (Tabla 2-11), debido a que estos representan la media estadística de los datos, lo que implica que la mayoría de los valores alfa y gama se encuentran cercanos a este cuartil.

Según los segundos cuartiles, los resultados de probabilidad indicaron que los parámetros espectrales de JONSWAP son distintos para condiciones extremas y normales. En profundidades cercanas a los 100 m (Punto A), clasificadas como aguas profundas según la relación profundidad – longitud de onda, el parámetro alfa se mantiene constante con respecto al punto B clasificado en profundidades intermedias (28 m). El parámetro gama para el punto A fue mayor que en el punto B, lo que evidenció que el valor del factor de intensificación pico (gama) debe aumentar para simular el oleaje *swell* durante eventos extremos.

Tabla 2-11. Resultados de probabilidad del segundo cuartil (50%) de las distribuciones de alfa y gama.

Estado de mar	Alfa		Gama	
	Punto A	Punto B	Punto A	Punto B
extremo	0.02	0.02	7.00	5.48
normal	0.01	0.01	5.00	5.45

La identificación de eventos normales y extremos medidos o simulados en series de tiempo (Tabla 2-8) requiere de intervalos de tiempo que consideren la evolución de la superficie libre o de la altura ola significativa, principalmente durante eventos extremos. El modelo heurístico trabaja con la información que el usuario le entrega; por lo tanto, esta selección debe considerar la evolución del estado de mar, lo que significa el desarrollo del oleaje o la reducción del mismo durante eventos extremos, y la variación de la altura alrededor del velor medio durante condiciones normales.

GA resolverá la función de costo, con cualquier conjunto de datos que le sea suministrado, por lo cual, los resultados de alfa y gama se ajustarán a una función de probabilidad determinada según el conjunto de datos entregado (Figura 2-34, Figura 2-35). Si el usuario ejecuta el GA para un conjunto

de datos que representan de manera la evolución del estado de mar, ya sea en desarrollo o disipación, o incluye dos estados de mar en desarrollo consecutivos, la distribución de probabilidad resultante no presentará una forma Gausiana o Normal. La anterior situación implica que un función de probabilidad no objetiva sugiera errados valores de alfa y gama por cada cuartil, resultando en sobre o subestimación de estos coeficientes espectrales. Parámetros espectrales no objetivos tienden a estimar un H_s y T_p no asociado a las condiciones locales, por lo tanto, los cálculos para el diseño de estructuras marinas u otra aplicación de ingeniería estará sujeta a error.

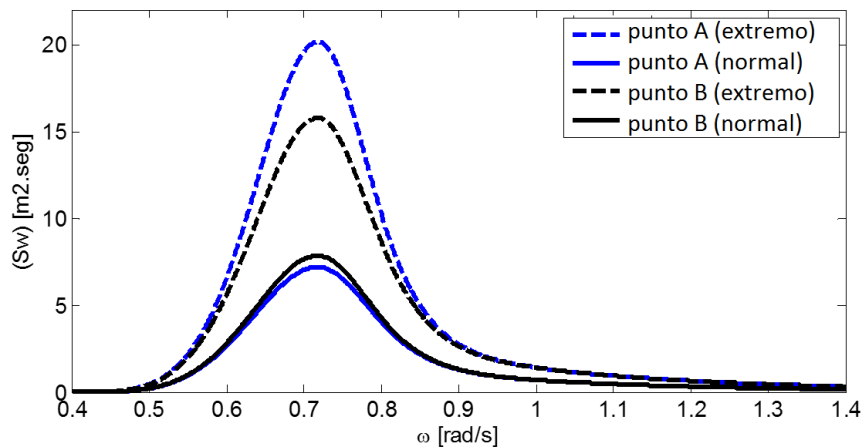


Figura 2-36. Espectro de JONSWAP para el punto A y B durante estados de mar normal y extremal.

Durante las condiciones de oleaje normal, el parámetro alfa permanece constante para los puntos A y B, pero en menor valor con respecto al estado de oleaje extremal. En condiciones de oleaje normal, el coeficiente gama del punto B fue mayor respecto al punto A (Figura 2-36). La reducción del parámetro alfa en condiciones normales respecto a las condiciones extremas de oleaje se debe a la reducción de la profundidad de agua (Tabla 2-11). Cuando las olas se propagan hacia la costa, el espectro de ola concentra la distribución de frecuencias de energía, dando como resultado a olas uniformes antes de arribar a la zona de rotura. Adicionalmente, el coeficiente gama se incrementa en el punto B debido a la disminución de la dispersión espectral, conduciendo a que se incremente el factor de intensificación pico para el espectro JONSWAP del punto B. Con base en el comportamiento de alfa y gama, se han establecido los valores de referencia de los coeficientes para el área de estudio (Tabla 2-11), tanto para aguas profundas e intermedias, como para condiciones de oleaje normal y extremal.

Para esta sección 3.2 de la tesis se presentan las siguientes conclusiones:

La metodología propuesta sugiere los siguientes pasos antes de la adaptación del modelo GA:

1. Determinación del clima marítimo para la clasificación de los estados de mar.
2. Prueba de tamaño de población para el GA.
3. Verificación de los resultados físicos mediante la correlación de \widehat{H}_s (dato artificial) y energía pico (E_p).

4. Selección de los coeficientes espectrales (alfa y gama) según R^2 entre $\widehat{H_s}$ y H_s (dato objetivo).
5. Análisis DOE-ANOVA para la evaluación de los efectos estandarizados de alfa y gama sobre H_s y T_p , y verificación de interacciones no lineales de oleaje.
6. Probabilidades conjuntas para H_s - T_p y alfa-gama para verificación del efecto de asomeramiento y selección de los parámetros espectrales representativos (alfa y gama).

Las aportes al conocimiento presentados en la sección 3.2 de la tesis son:

- El modelo GA propuesto es idóneo para determinar los parámetros espectrales del modelo unimodal de JONSWAP, sin restricciones de profundidad del mar, ni la longitud de las series de tiempo. Por consiguiente, el modelo es una propuesta para estimar la altura significativa y el periodo pico, superando las restricciones y limitaciones de los métodos y modelos citados en la revisión bibliográfica.
- El modelo GA propuesto es capaz de generar series de tiempo de oleaje para las etapas de prefactibilidad y factibilidad de proyectos de ingeniería costera y offshore. Las series generadas de oleaje permitirán definir la ola de diseño y las condiciones medias y extremas para la estimación de fallas por carga límite y fátiga de la estructura offshore.
- Esta investigación aplicó modelación hidrodinámica como alternativa para solventar la falta de información de H_s y T_p .
- La prueba de tamaño de población del GA permitió evaluar la eficiencia del modelo heurístico en la identificación del número eficiente de cromosomas.
- El análisis DOE-ANOVA facilita la identificación de los efectos de alfa y gama sobre H_s y T_p , donde el coeficiente gama influencia H_s casi lineal en aguas intermedias (Punto B), y alfa influencia linealmente a H_s en aguas profundas (Punto A). Se evidenció que la interacción no lineal ola-ola durante eventos extremos, conocida como *quadruplets*, a través del periodo de ola, moduló la distribución de energía a los largo del dominio de frecuencia espectral. La reducción de la profundidad del agua concentró la energía espectral según las probabilidades conjuntas de H_s - T_p y alfa-gama, lo que sugiere el efecto de asomeramiento sobre el espectro de ola.
- Por último, las distribuciones de probabilidad para estados de oleaje extremal y normal, evidenciaron una distribución normal de los parámetros alfa y gama, facilitando al determinación de los coeficientes del espectro de JONSWAP para aguas intermedias y profundas y para estados de mar normales y extremas.

4. GRADIENTES DE ACELERACIÓN DE FLUJO Y CARGAS TRANSITORIAS

En este capítulo se analiza el campo hidrodinámico del delta del Río Magdalena, con el objetivo de identificar y comprender los gradientes de aceleración de flujo superficial y en perfil de un punto de análisis localizado en aguas intermedias, mediante información instrumental y modelos numéricos calibrados y validados. La información hidrodinámica y termohalina a analizar, proviene de fuentes primarias de información *in situ* y fuentes secundarias disponibles en bases de datos nacionales e internacionales.

En la sección 4.1 se efectúa un análisis de los parámetros físicos del delta del Río Magdalena con influencia el área de estudio. El Río Magdalena es el sistema fluvial más grande en Colombia. Los vientos, las mareas, el oleaje, las corrientes, los flujos de calor y las variaciones de caudal, generan complejos procesos de transporte que modulan las características oceanográficas en el delta del Río Magdalena. Diversos investigadores han contribuido al estudio del delta y ahora la presente tesis doctoral es el primer estudio que analiza los patrones de transporte mediante modelación hidromorfodinámica con alta resolución espacio temporal. Debido a que en el año 2010 se presentaron los máximos y mínimos registros históricos de caudal, esta tesis decidió analizar la dinámica de la temperatura, salinidad, oleaje y sedimentos mediante modelación numérica calibrada y validada de ese año tomado tres periodos representativos (febrero, junio y octubre de 2010).

La sección 4.2 pretende validar la hipótesis de Rueda-Bayona [97] la cual manifiesta que las máximas fuerzas hidrodinámicas ocurrieron en eventos de máxima aceleración de las corrientes, y que los máximos eventos de aceleración de corrientes no se presentaron en eventos de oleaje extremal ni en periodos de máxima velocidad de corriente.

Considerando lo anterior, en la sección 4.2 se emplea información *in situ* (instrumental y de modelación) de corrientes, oleaje, clima y las propiedades termohalinas del área de estudio para identificar y explicar los gradientes máximos de aceleración hidrodinámica que generen cargas transitorias

Este capítulo está asociado a los siguientes productos de investigación:

6. ***Currents, morphodynamics and transport of the Magdalena River mouth during mean and extreme flow: intra-monthly analysis.***
Artículo científico. Estado: en correcciones.
7. ***Physical and morphologic changes induced in wetlands by coastal structures.***
Capítulo de libro. Estado: publicado en Journal of Coastal Research. Springer

4.1 Análisis de los parámetros físicos con influencia sobre el área de estudio

El delta del Río Magdalena se ubica en la plataforma Caribe colombiana; alcanza los 12 metros de profundidad, cortado por 5 cañones con dirección estructural similar a las fallas geológicas de Bolívar, Romeral, Santa Marta y Oca. Existe una posible asociación entre estos tres cañones y las fallas; las entradas de sedimento son principalmente litogénicas, distribuidas sobre la plataforma atravesando el cañón del Magdalena. Los intensos procesos, el efecto de las obras de abrigo y el encañonamiento del río, no permiten la formación de un prisma sedimentario en la boca del río. La distribución del material en suspensión depende de los patrones climáticos; durante la época seca y húmeda, los sedimentos se acumulan hacia el oeste y el noreste respectivamente [168].

El Río Magdalena descarga agua dulce a las costas del Caribe colombiano, generando un delta triangular de 1690 km² [169]. La geomorfología del delta consiste en un sistema de lagunas marginales, dunas costeras y planicies aluviales [170]. Según diversos estudios, la cuenca receptora del Río Magdalena presenta diapirismo de lodos debido a la actividad tectónica [171] [172] [173]. El delta del río está conectado a un cañón submarino de 40° de inclinación (Shepard F.P 1973) indicando que la boca del río durante el Plioceno, estuvo cerca de Galerazamba, migrando después hacia el oeste en dirección a Cartagena, y por último desplazarse hacia el norte donde se encuentre hoy día.

Ercilla et al. [174] realizaron una descripción del campo de sedimentos marinos en el Sistema Turbio del Magdalena, el cual posee 15000 km² de extensión sobre una pendiente continental (3330-3800 m). Los autores concluyen que las corrientes de turbidez generaron un campo de sedimentos en la zona, debido a la acumulación de material aguas arriba y al cambio abrupto de lecho de aguas someras a profundas. Más tarde, Estrada et al. [175] analizaron cuantitativamente los efectos sedimentarios sobre la geometría del canal. Ellos enfatizan que la interrupción de la pendiente genera variaciones locales en el campo de flujo, la velocidad y la concentración de sedimentos; cuando el flujo avanza sobre la pendiente y esta presenta un resalto o interrupción en el lecho, se genera un resalto hidráulico, erosionando así el lecho aguas abajo.

Restrepo y Kjerfve [176] estudiaron la variabilidad interanual del caudal y la carga de sedimentos del Río Magdalena. Ellos emplearon una base de datos de 20 años de niveles y concentración de sedimentos, perteneciente a la estación hidrológica Calamar [177] localizada a 112 km de la boca del río. Según los autores, el Río Magdalena representa aproximadamente un 9% del total de la carga de sedimentos de las costas de Sur América. Adicionalmente, la investigación indica que la minería de oro en la cuenca del Cauca generó una intensificación del transporte de sedimentos. La investigación de Restrepo et al. [178], indicó que el *runoff* moduló la generación de sedimento sobre la cuenca continental del río. El modelo de regresión empleado por los autores para estimar la concentración de sedimentos, caudal y *runoff*, explicó el 58% de la varianza de aporte de sedimentos. Adicionalmente, ellos identificaron una tendencia positiva en la carga de sedimentos en el río como la intensificación de la erosión en la cuenca continental durante los últimos 10 y 20 años.

Restrepo et al. [179] indicaron que el Río Magdalena entrega al océano 205.1 km³ de agua dulce al año. Ellos manifestaron que el río presentó una intensificación de la actividad hidrológica durante

la oscilación cuasi-decadal (1990-2010), y un incremento del caudal durante la oscilación interanual entre los años 1998-2002 y 2009-2010.

Mediante la aplicación de imágenes de satélite y análisis de series de tiempo del caudal del río, niveles y oleaje, Restrepo y López [180] caracterizaron el clima marítimo de la boca del Río Magdalena. Los investigadores indicaron que la altura significativa de ola (Hs) en el delta es 2.1 m a 9 m de profundidad. La componente de marea M4 es 0.3 m, el nivel medio es 0.62 m, la marea de Sicigia es 0.64 m y la marea de Cuadratura es de 0.48 m. Ellos concluyeron que la intervención del hombre a lo largo del río en las últimas 7 décadas, condujo a los sedimentos a acumularse costa afuera de la boca del río a través del cañón submarino.

En el 2013 Urbano-Latorre et al. [181] modelaron las corrientes y el campo de oleaje en el delta del Río Magdalena mediante el modelo H2D [182] y el modelo SWAN (Deltares 2011) respectivamente. La investigación no presentó una calibración del modelo, y reportó un Hs de 4.3 m cuando el modelo SWAN considera la descarga del río, y 3 m de Hs cuando no se tiene en cuenta la descarga. Ellos reportaron velocidades de corriente entre 1.2 m/s y 1.8 m/s en el canal de acceso.

Moreno-Madriñán et al. [183] emplearon imágenes de reflectancia como un estimador superficial de la concentración de sedimentos de la descarga del Río Magdalena, la relación de la variabilidad climática y la información hidrológica de las cuencas continentales. Ellos indicaron que, durante los eventos extremos de precipitación en el año 2011, se detectó una relación directa entre el índice de reflectancia y la concentración superficial del sedimento en la descarga del río.

Por otra parte, la influencia antrópica se ha evidenciado en la construcción de infraestructura portuaria en la ciudad de Barranquilla, y la intervención del canal mediante diques, afectaron el equilibrio del transporte de sedimentos, en vez de mejorar la profundidad del agua a lo largo del canal; se generó un incremento en las velocidades y ensanchamiento del canal, conduciendo a los sedimentos más allá de la boca del río [184].

Restrepo y Escobar [185] reportaron que el Río Magdalena puede ser uno de los pocos ríos en el mundo que hayan experimentado dramáticos incrementos en la carga de sedimentos durante la última década. Ellos sugieren que el hombre es la principal causa de erosión a lo largo de la cuenca del río. La alta carga de sedimentos y la descarga de agua dulce hacia las zonas costeras, han afectado los ecosistemas y arrecifes de coral [186].

Diversos procesos hidromorfodinámicos modulan la hidráulica del canal, con patrones asociados a la variabilidad climática intramensual. La forma del lecho, la intrusión salina, el campo de sedimentos, el nivel del agua a lo largo del canal, y la pluma de sedimentos deben ser analizados en detalle considerando la variación de caudal durante un año. Desde el primer kilómetro del canal, complejos procesos de transporte e interacciones hidrodinámicas modulan la profundidad del agua a lo largo del canal, afectando las actividades de navegación y portuarias. Adicionalmente, la variación del contenido de calor y la carga de sedimentos afectan la ecología y el equilibrio sedimentario de las zonas costeras adyacentes.

Las investigaciones citadas del Río Magdalena evidenciaron esfuerzos para comprender diversos procesos físicos, pero hasta ahora no se ha analizado la hidromorfodinámica en el delta del Río Magdalena a través de modelos numéricos calibrados y validados con resolución de intervalos de tiempo de 1 hora y horizonte de pronóstico de un mes.

Las anteriores consideraciones requieren comprender en profundidad la importancia de las variaciones diarias de los parámetros hidromorfodinámicos en el delta del Río Magdalena, por lo tanto, esta tesis implementa un modelo 3D calibrado y validado para contribuir al conocimiento del área de estudio. En la sección 4.1.1 se efectúa una descripción de las características geométricas de las mallas de cálculo y del manejo de información, en la sección 4.1.2 se presentan los resultados de calibración y validación del modelo, y en las secciones 4.1.3 y 4.1.4 se analizan los procesos oceanográficos y morfodinámicos del área de estudio.

4.1.1 Implementación de modelo hidromorfodinámico 3D

La implementación de un modelo hidromorfodinámico 3D en el área de estudio es una herramienta que permite el análisis y entendimiento de los procesos oceanográficos que puedan generar eventos hidrodinámicos asociados a la manifestación de cargas transitorias. El modelo numérico permitirá generar información de corrientes, oleaje, temperatura, salinidad y de transporte de sedimentos, y que analizada con información in situ, podrá validar las interpretaciones de la oceanografía del área de estudio.

Por consiguiente, esta tesis seleccionó modelo Delft3D [151], del cual se ha hecho una descripción del mismo y del esquema de flujo de información en la sección 1.2.2 del capítulo 3. Como resultado, se establecieron 3 casos de modelación según el análisis climático realizado para el año 2010, año en el cual se presentaron los niveles y caudales más altos registrados antes del 2015. Los 3 casos son: Febrero (temporada seca), Junio (transición) y Octubre (temporada húmeda).

Con la intención de efectuar análisis objetivos de los procesos oceanográficos del área de estudio, esta tesis consideró de gran importancia, diseñar un mallado estratégico en el área de estudio, para calibrar y validar las modelaciones de temperatura, salinidad, corrientes, oleaje, transporte de sedimentos y evolución de lecho.

Por consiguiente, se construyó una malla irregular flexible para el módulo hidrodinámico Flow (Figura 4-1a), de características geométricas similares al modelo implementado en la sección 1.2.2 del capítulo 3. Para el módulo de oleaje Wave se construyeron 3 mallas anidadas (Figura 4-1b): una malla de 1.8 km * 1.8 km de tamaño de celda, una intermedia de 60 m* 600 m, y una más pequeña de 90 m * 90 m de tamaño de celda.

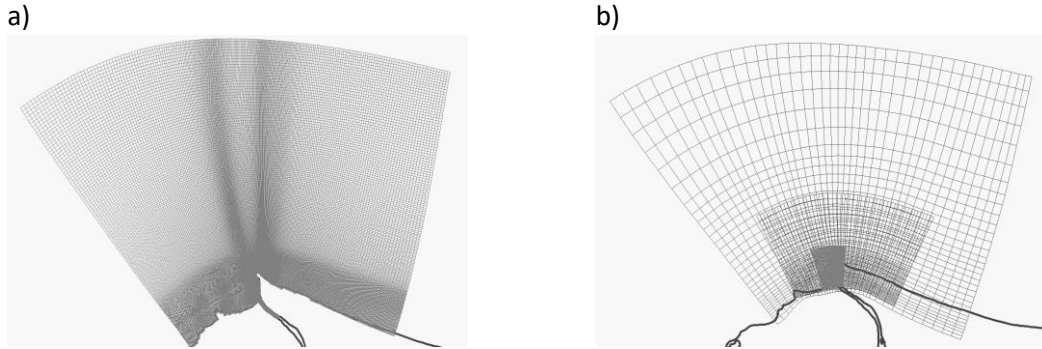


Figura 4-1. Malla del modelo: a) Módulo Flow, b) modulo Wave.

Se empleó la misma información batimétrica, termohalina y de flujos de calor de la sección 2.2.2 del capítulo 2. La información batimétrica a lo largo del canal y en la desembocadura fue suministrada por el Instituto de Estudios Hidráulicos y Ambientales (IDEHA) perteneciente a la Universidad del Norte. La calibración del modelo requirió de registros de nivel provenientes de la estación hidrológica “Casa Pilotos”, ($11^{\circ} 5'51.14''N$ y $74^{\circ}51'10.46''W$), y la información de oleaje se obtuvo de la boya de oleaje de la Dirección General Marítima de Colombia (DIMAR) ($11^{\circ}11'37.20''N$ y $74^{\circ}40'57.47''W$). Los intervalos de tiempo y la longitud de las series para la implementación del modelo se pueden observar en la Tabla 4-1.

Tabla 4-1. Conjunto de datos requeridos para la calibración del modelo.

Parámetro	Lapso de tiempo (dd-mm-yyyy-hh)	Resolución del intervalo de tiempo
Niveles de Casa Pilotos	01-01-2012-00 a 02-04-2012-11	1 hora
Hs (m) boya DIMAR	21-02-2009-05 a 25-03-2009-01	3 horas
Batimetría	01-06-2010 a 01-07-2010	Una campaña hidrográfica

Para validar los resultados de temperatura y salinidad, esta tesis accedió a una base de datos abierta de calidad de aguas conocida como REDCAM. Esta base de datos pertenece al programa de monitoreo para la inspección y evaluación de la calidad del agua, integrado por estaciones oceanográficas en áreas marinas y costeras de Colombia; información detallada de REDCAM se encuentra en su página web institucional [187]. Fueron seleccionadas dos estaciones oceanográficas de REDCAM (Tabla 4-2), localizadas dentro del área de modelación (Figura 4-1 y Figura 4-2)



Figura 4-2. Desembocadura del Río Magdalena, estación hidrológica (Casa Pilotos), boya de oleaje de DIMAR, y estaciones oceanográficas Punta Roca y Bocas de Ceniza (B) de la REDCAM.

Tabla 4-2 Temperatura y salinidad superficial del mar para el 2010 y registros históricos registrados mediante mediciones directas en la pluma del Río Magdalena para la REDCAM.

ESTACIÓN	COORDENADAS	2010		PROMEDIO HISTÓRICO	
		Temperatura (°C)	Salinidad	Temperatura (°C)	Salinidad
BOCAS DE CENIZA (B)	11° 6'37.44"N 74°52'4.57"W	28.2	1	29.03	5.6
PUNTA ROCA	11° 2'51.54"N 74°52'38.02"W	28.2	34	27.87	34.17

Fuente: [188].

Esta tesis configuró un transecto longitudinal a lo largo del canal de acceso para la calibración morfodinámica (Figura 4-3a). Este transecto permitió comparar la batimetría *in situ* con la simulada después de un mes de modelamiento (intervalo de resolución diaria). Por ejemplo, para analizar la evolución del lecho de febrero a marzo, el modelo inicia con la batimetría medida en febrero, y entrega una batimetría modelada después de un mes de simulación (intervalo diario), la cual se compara con la batimetría medida en marzo.

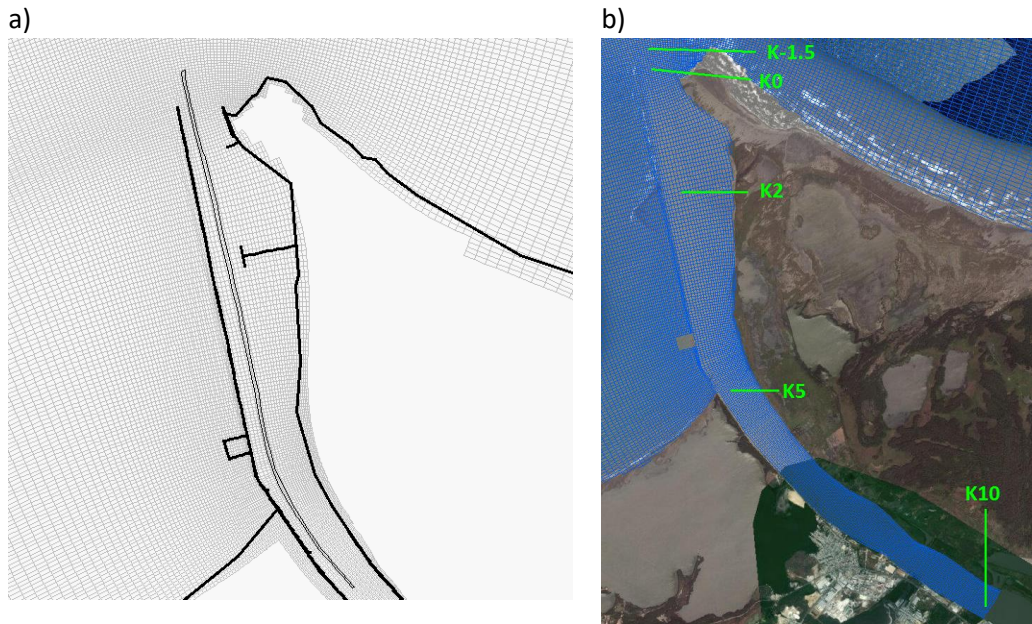


Figura 4-3. a) Transecto longitudinal para el canal del río, b) ubicaciones de los puntos de referencia que representan las distancias en kilómetros desde la boca del río en el kilómetro 0 (K0).

Para analizar el área del canal de acceso, se configuraron 5 puntos nombrados como K-1.5, K0, K2, K5 y K10 (Figura 4-3b); estas locaciones son puntos de corte para indicar la distancia desde la boca del río. El K0 está localizado al inicio del tajamar derecho donde también se encuentra la entrada al canal. Las distancias entre los puntos de corte representan dos sectores: desde K0 a K2 es el sector 1, y desde K2 a K10 es el sector 2.

4.1.2 Calibración y validación del modelo

Después de configurar el modelo, se procedió a realizar la calibración de niveles, oleaje y evolución de lecho del río. Es importante tener en cuenta que los niveles de Casa Pilotos fueron medidos manualmente (sujetos a error humano), por lo tanto, la calibración del modelo requerirá de una mayor atención para simular de manera objetiva los niveles *in situ*.

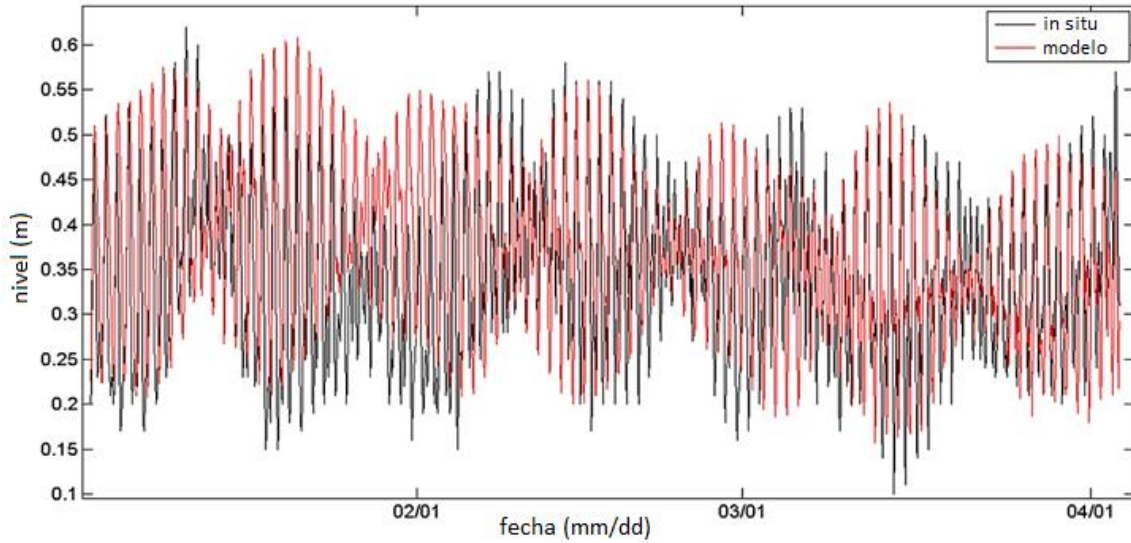
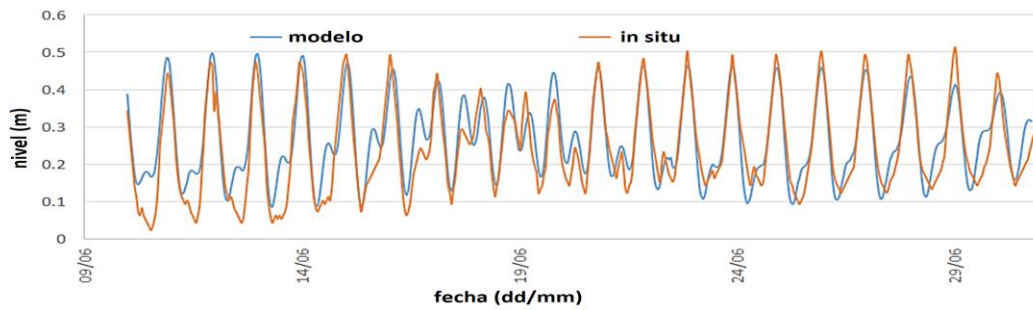


Figura 4-4. Calibración de niveles empleando información in situ de niveles de la estación Casa Pilotos.

Las calibraciones hidrodinámicas según las simulaciones de nivel mostraron buenos resultados (Figura 4-4), donde para los 4 meses con intervalo horario, se obtuvo un coeficiente de determinación de 0.79 con p-valor 0 considerando un 95% de confianza.

a)



b)

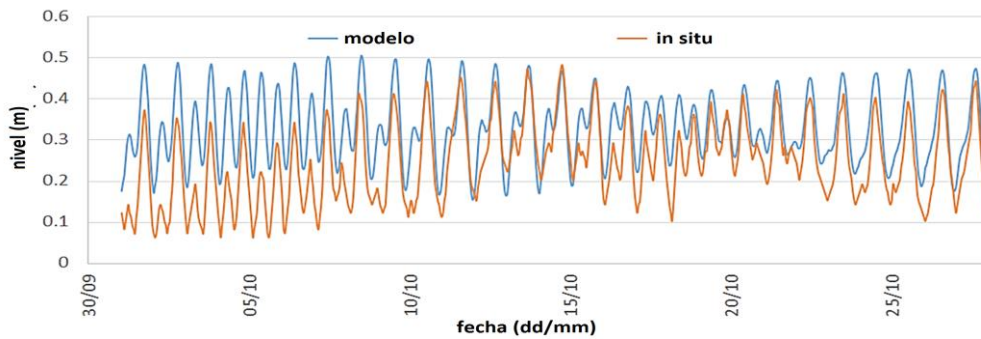


Figura 4-5. Validación de niveles a partir de registros in situ de la estación Casa Pilotos.

Finalizada la etapa de calibración, se validaron las simulaciones de nivel del mar para junio y octubre de 2010 (Figura 4-5); los resultados de niveles modelados (Figura 4-5a) para junio de 2010 comparados con los registros *in situ*, presentaron un coeficiente de determinación de 0.8, con p-valor igual a cero y 95% de límite de confianza estadística. La validación para octubre 2010 (Figura 4-5b) indicó un coeficiente de determinación de 0.75 con p-valor igual a cero. El factor F de mareas calculado a partir de los niveles de marea simulados, indicó que la marea es una marea micro mareal mixta semidiurna. Los resultados de calibración para altura significativa indicaron un coeficiente de determinación de 0.65 con un p-valor igual a 0 con 95% de confianza (Figura 4-6).

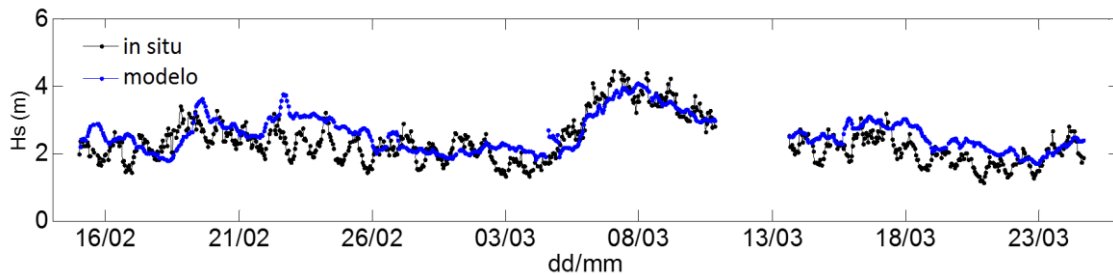


Figura 4-6. Calibración de oleaje a partir de registros de altura significativa *in situ* de la boya de DIMAR.

La calibración del lecho requirió de 30 días de modelación, con intervalo de tiempo horario. El modelo empezó el primero de junio de 2010 y terminó el primero de julio de 2010. Cada nodo del transecto de la malla está espaciado 25 m. La comparación entre la batimetría generada por el modelo para el primero de julio de 2010, mostró un coeficiente de determinación de 0.79 con p-valor igual a cero, indicando que el modelo quedó calibrado para simular la evolución del lecho a lo largo de los 10 km del canal de acceso al río (Figura 4-7).

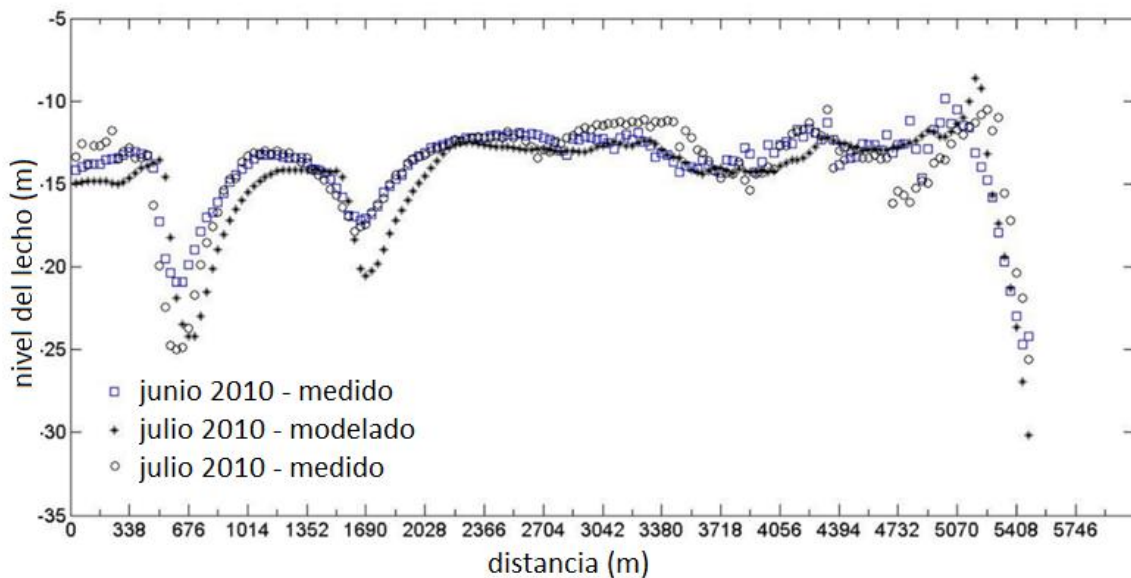


Figura 4-7 Calibración morfodinámica del lecho del río a partir de registros *in situ* provenientes de campañas batimétricas.

Con la intención de validar la velocidad modelada con respecto a la medida en superficie por ADCP, se dibujaron los registros de velocidad (*Figura 4-8*) y los vectores modelados (*Figura 4-9*) de febrero de 2010. Los vectores de velocidad modelados fueron similares a los medidos, presentando velocidades entre 0.15 m/s y 1 m/s en la sección longitudinal del río.

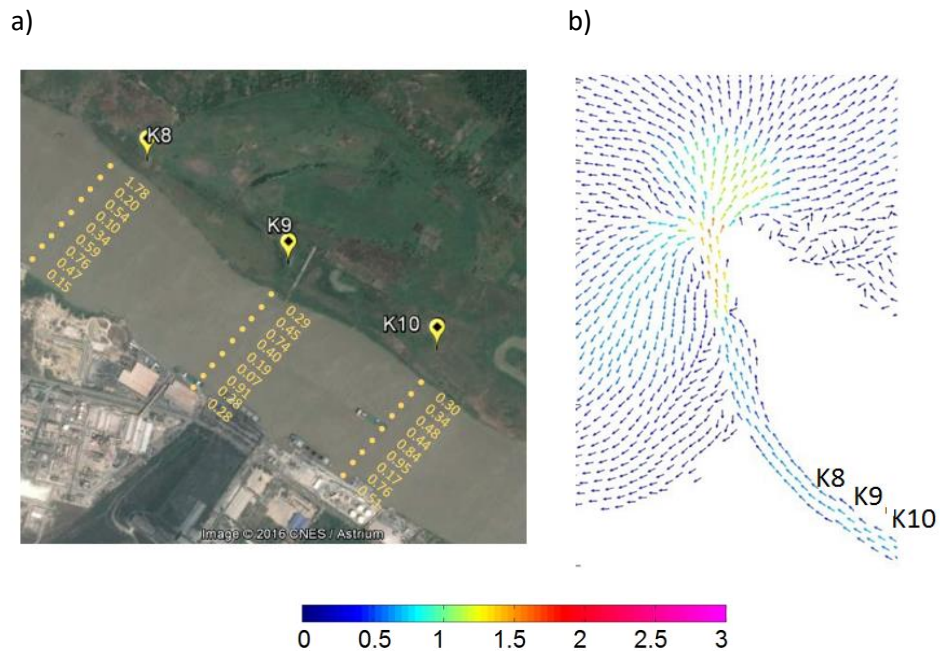


Figura 4-8. Velocidad media superficial de corrientes medida entre K8-K10 del Río Magdalena y comparación con las corrientes modeladas para febrero de 2010.

Como parte del proceso de validación, se emplearon imágenes satelitales de espectro visible y reflectancia, para validar la pluma de sedimentos del Río Magdalena. Mediante la herramienta ArcGIS [189]; se filtraron distintas bandas de color y se evidenció la distribución de sedimentos en la superficie de la zona de descarga (*Figura 4-9*). El espectro visible de la *Figura 4-9a*, muestra a través de los píxeles blancos la máxima concentración de sedimentos suspendidos, indicando que la pluma se curvó hacia el oeste. El análisis de las imágenes de reflectancia de MODIS en la *Figura 4-9b* y *Figura 4-9c*, indicaron que la forma de la pluma del río es similar a la vista en la imagen de Landsat (*Figura 4-9a*) validándose así las imágenes de reflectancia contra las imágenes de espectro visible.

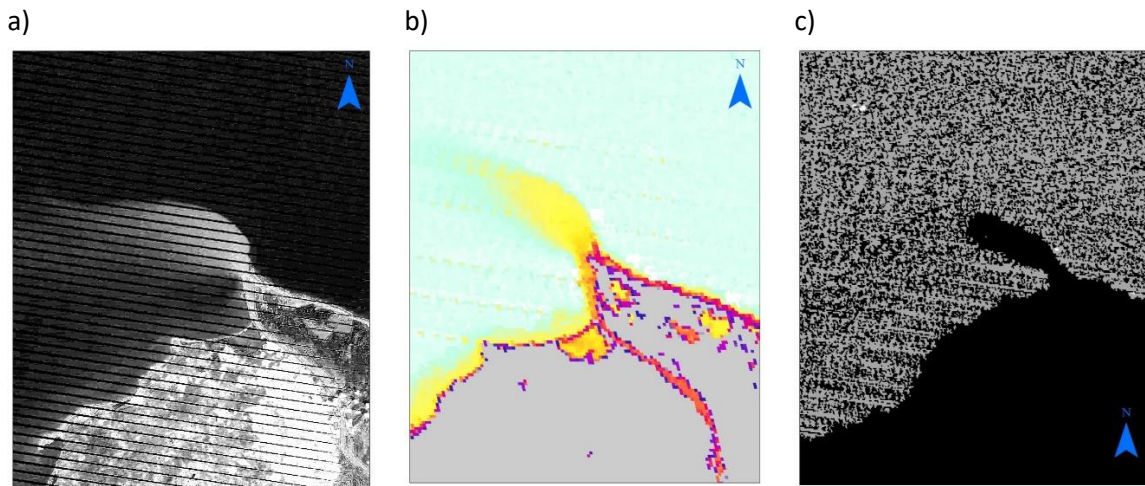


Figura 4-9. Imágenes de satélite de la pluma del Río Magdalena para el 21 de enero de 2010 de: a) Landsat banda 2, b) MODIS banda 2, c) MODIS banda 3.

Como resultado, se seleccionaron dos imágenes de reflectancia de febrero de 2010 (Figura 4-10). Las imágenes procesadas para febrero 4 de 2010 (Figura 4-10), evidenciaron bajos valores de reflectancia en color morado y valores altos en rojo. Los píxeles de color morado mostraron una distribución similar a lo visto en la Figura 4-10a, donde la pluma del río fue detectada girando hacia el oeste. De enero a marzo, los vientos alisios del noreste predominaron sobre el área de estudio, con máximos valores de velocidad entre 4.5 m/s y 6.1 m/s [190], por lo tanto, la hidrodinámica en el área de estudio estuvo bajo el efecto de los vientos y la descarga del río, generando una curvatura sobre la pluma del Río Magdalena (Figura 4-10a).

Las imágenes de reflectancia para el 24 de febrero de 2010 (Figura 4-10b), no mostraron el curvamiento de la pluma del río visto en las anteriores imágenes de satélite de Landsat y MODIS, por lo tanto, se procedió a inspeccionar el comportamiento de los vientos locales durante febrero de 2010 y para ello, se generó una serie de tiempo a partir de un pixel dentro del área de estudio de la base de datos *North American Regional Reanalysis database - NARR* [111].

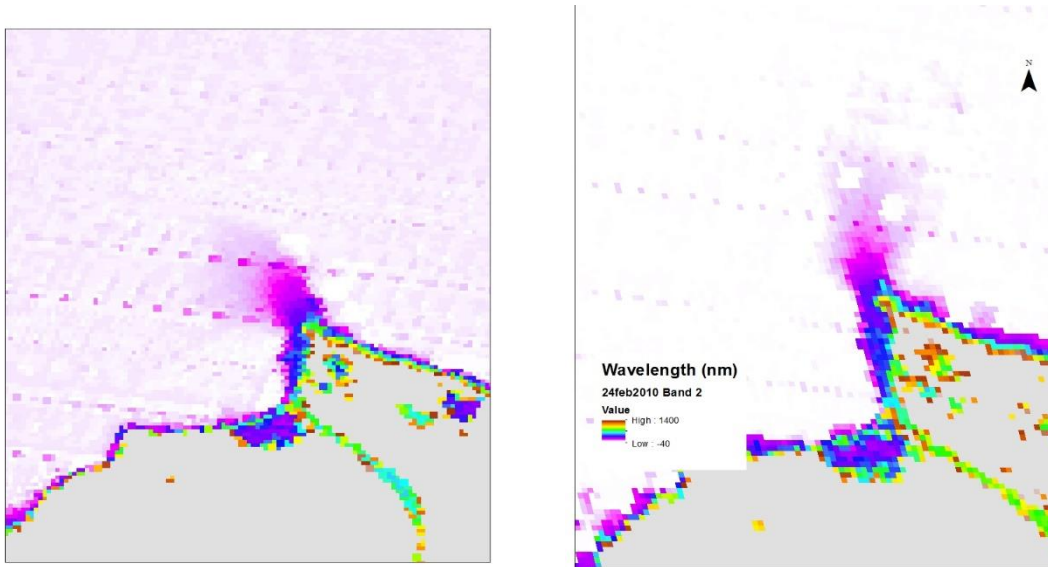


Figura 4-10. Imágenes satelitales para: a) Modis banda 2 durante febrero 4 de 2010, b) Modis banda 2 durante febrero 24 de 2010.

La Figura 4-11 mostró el comportamiento de los vectores de viento predominantes del nor-noreste durante febrero 2010, con velocidades máximas hasta de 13 m/s durante la primera y tercera semana. Del 22 al 28 de febrero los vectores de viento se debilitaron, y cambiaron de dirección para el 23 y 24 del mes. El cambio de dirección (Figura 4-11) del noreste a sur, permitió que la descarga del río ingresara al océano sin curvamiento (Figura 4-10b) como ocurrió en las imágenes observadas para enero (Figura 4-9). Tomando en consideración la relevancia del efecto del viento sobre la descarga del río, es importante anotar que la variabilidad estacional de los vientos modula fuertemente la hidrodinámica y el transporte superficial en el área de estudio, afectando el contenido de sal y calor los cuales regulan los ciclos biogeoquímicos de los sistemas naturales adyacentes.

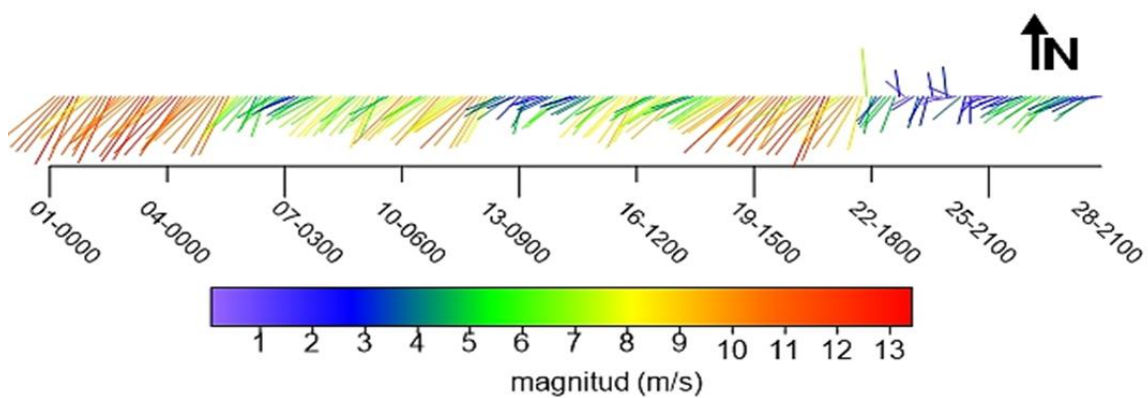


Figura 4-11. Vectores de viento superficial durante febrero de 2010 en el delta del Río Magdalena.

4.1.3 Distribución termohalina

La distribución de salinidad modelada en la superficie para febrero de 2010 (Figura 4-12), mostró una disolución de salinidad debido a la descarga de agua del Río Magdalena. La Figura 4-12a evidenció el efecto del viento sobre el área de estudio durante el 4 de febrero, el cual predominó del noreste (Figura 4-12a), curvando la pluma del río hacia el oeste y reduciendo las concentraciones de salinidad. Contrario a lo anterior, en febrero 24 los vientos predominaron desde el sur, facilitando una descarga uniforme (radial) y disminuyendo las concentraciones de salinidad en las zonas costeras al este de la desembocadura (Figura 4-12b).

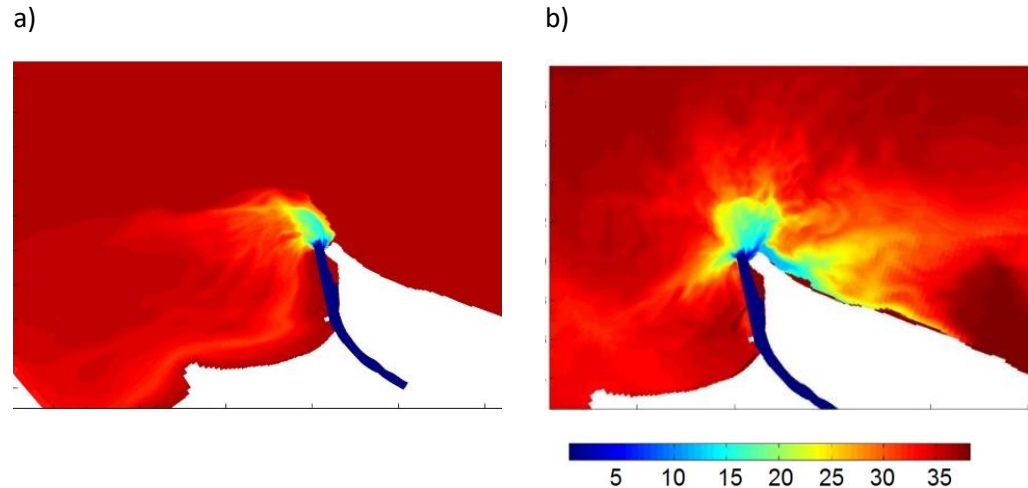


Figura 4-12. Salinidad superficial modelada para: a) 4 de febrero de 2010 2300 hr, b) 24 de febrero de 2010 0000hr.

La modelación de salinidad durante febrero de 2010, evidenció la intrusión salina en las capas subsuperficiales desde el K5 al K0 del canal del río (Figura 4-13). Para validar esta intrusión salina, se analizaron estudios previos realizados en el área de estudio, encontrando en ellos que la intrusión salina no alcanza a salinizar la capa superficial del río durante periodos normales, El Niño y La Niña [191]. Adicionalmente, se analizaron perfiles de salinidad y temperatura realizados por Restrepo [192] durante noviembre de 2012 y 2013, y estos evidenciaron de manera similar a lo encontraron en esta tesis: intrusión salina desde el K0 hasta el K6 del canal de acceso.

Desde el K0 al K10 los niveles de salinidad en la superficie estuvieron cercanos a 0.1; en el delta del río, agua dulce se mezcló con agua del océano reduciendo las salinidades en las zonas costeras adyacentes a 20 de salinidad (Figura 4-13a). Los máximos niveles de salinidad en el delta del río estuvieron sujetos a la geomorfología subsuperficial, donde las aguas someras entre 0.5 m y 5 m al este de la boca del río, permitieron que el agua del río redujera significativamente las concentraciones de salinidad. El contenido de temperatura del río presentó una distribución similar a la salinidad (Figura 4-13), presentándose 30°C de temperatura en la superficie (Figura 4-13c) y menores temperaturas en la capa subsuperficial cercanas a 26°C desde el K0 al K6 (Figura 4-13d), evidenciando la intrusión de agua marina hacia el canal. Adicionalmente, se encontró que agua dulce incrementó el contenido de calor en las zonas costeras al oeste de la boca del río (Figura 4-13). La comparación de los resultados de salinidad y temperatura modelados (Figura 4-13) contra las mediciones *in situ* de las estaciones REDCAM (Tabla 4-2), indicó que el modelo simuló objetivamente

las concentraciones termohalinas asociadas a las características locales. La estación Bocas de Ceniza (B), ubicada cerca de la boca del río, presentó en la capa superficial durante el 2010, una salinidad y temperatura de 1 y 28.2 °C respectivamente (Figura 4-13a y Figura 4-13b); el promedio histórico para la misma estación es de 29.03°C para temperatura y 5.6 de salinidad (Tabla 4-2).

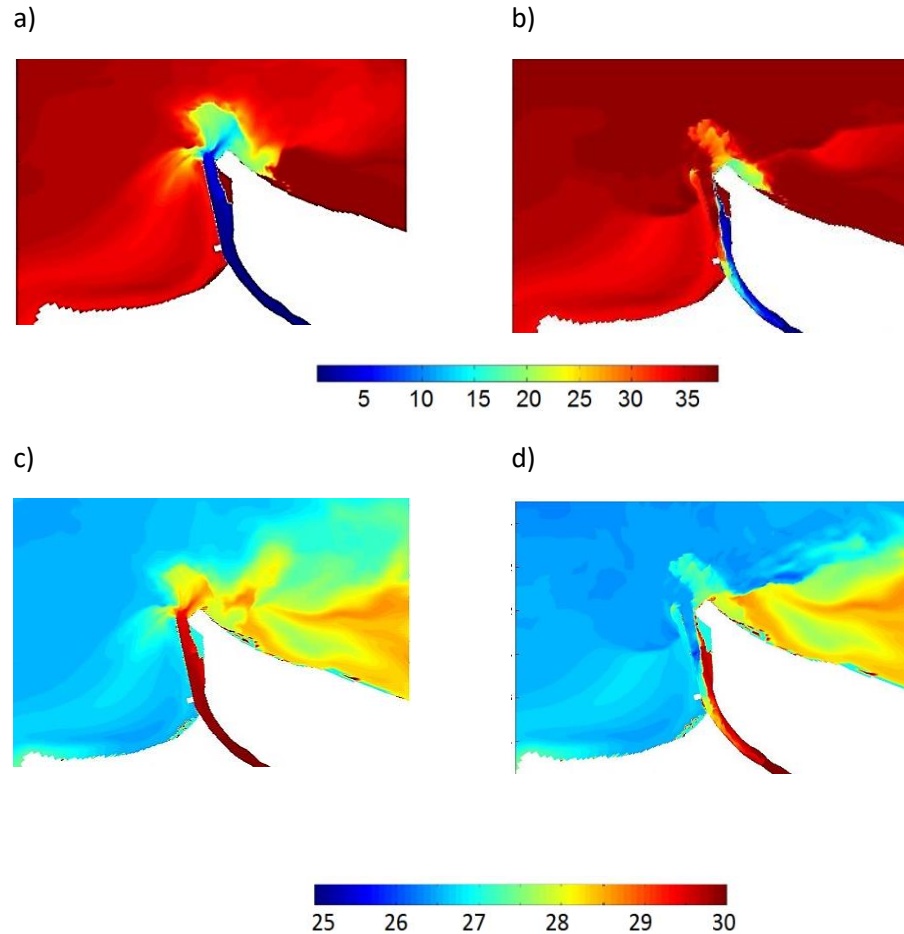


Figura 4-13. Distribución termohalina modelada para febrero 22 0600 hr: a) capa superficial de salinidad, b) salinidad en la capa profunda, c) temperatura en la capa superficial, d) temperatura en la capa del fondo.

Los resultados de salinidad para febrero de 2010 en la superficie (Figura 4-13a, c) fueron similares a la información de las estaciones oceanográficas REDCAM, evidenciando que el modelo fue capaz de simular el transporte en la pluma del Río Magdalena. En la estación Punta Roca, localizada más alejada de la boca del río, las simulaciones de temperatura y salinidad se comportaron similar a la información *in situ* REDCAM, por lo tanto, fue posible simular el transporte de calor y sal no solo en el canal de acceso al río, sino también en la pluma y zonas costeras adyacentes.

4.1.4 Oleaje y morfodinámica

El campo de oleaje durante la temporada seca de 2010 (febrero), presentó Hs con valores máximos de 2 m frente a K0 (Figura 4-14a). El modelo indicó al interior del canal de acceso, un Hs de 0.77 m en la estación Casa Pilotos, un valor medio de 0.37 m y un mínimo de 0.05 m. Los vectores de oleaje en el canal de acceso predominaron del nor-noreste durante todos los estados de mar (Figura 4-14), ingresando al río y difractándose hacia el sector izquierdo del canal (tajamar izquierdo). Para la época de transición (junio) de 2010, en la estación Casa Pilotos se obtuvo un Hs máximo, medio y mínimo de 0.62 m, 0.34 m y 0.16 m respectivamente (Figura 4-14b), con direcciones de ola similar al mes de febrero (Figura 4-14b). La temporada húmeda presentó en Casa Pilotos (Figura 4-14f) altura de 0.6 m, 0.35 m y 0.01 m respectivamente con direcciones de ola similares a las dos épocas climáticas (Figura 4-14c).

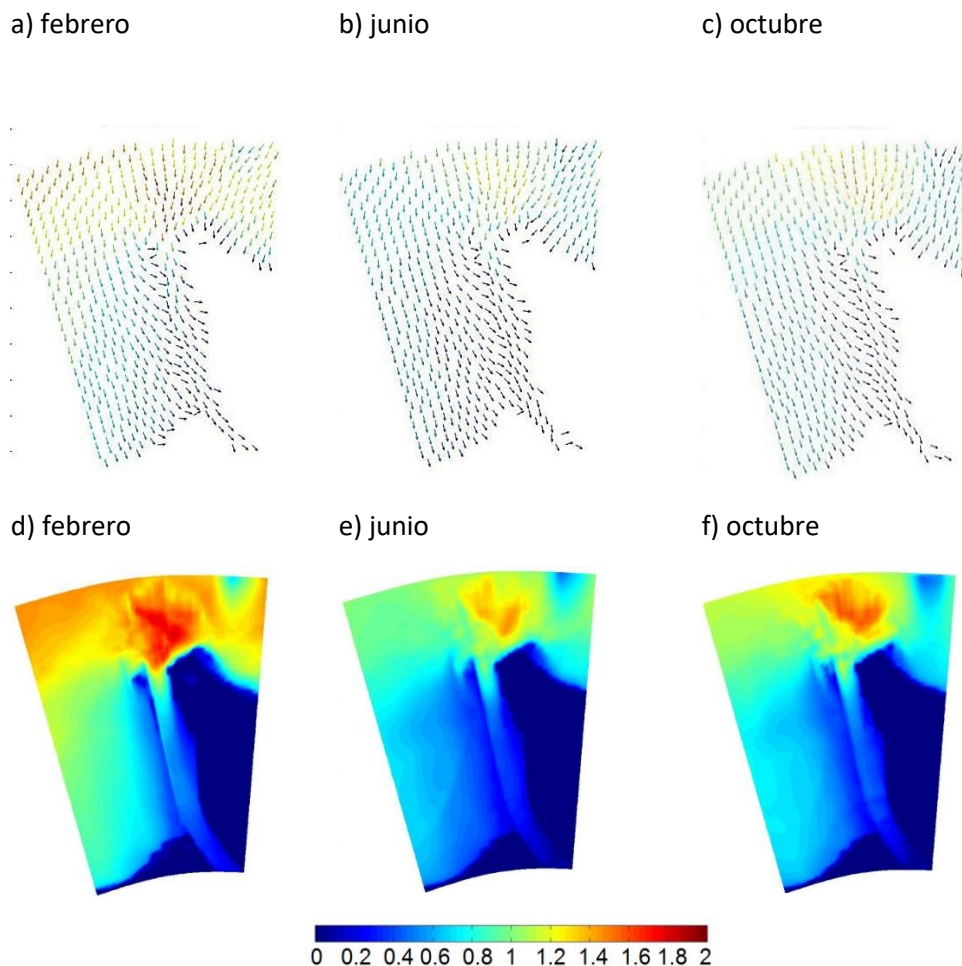
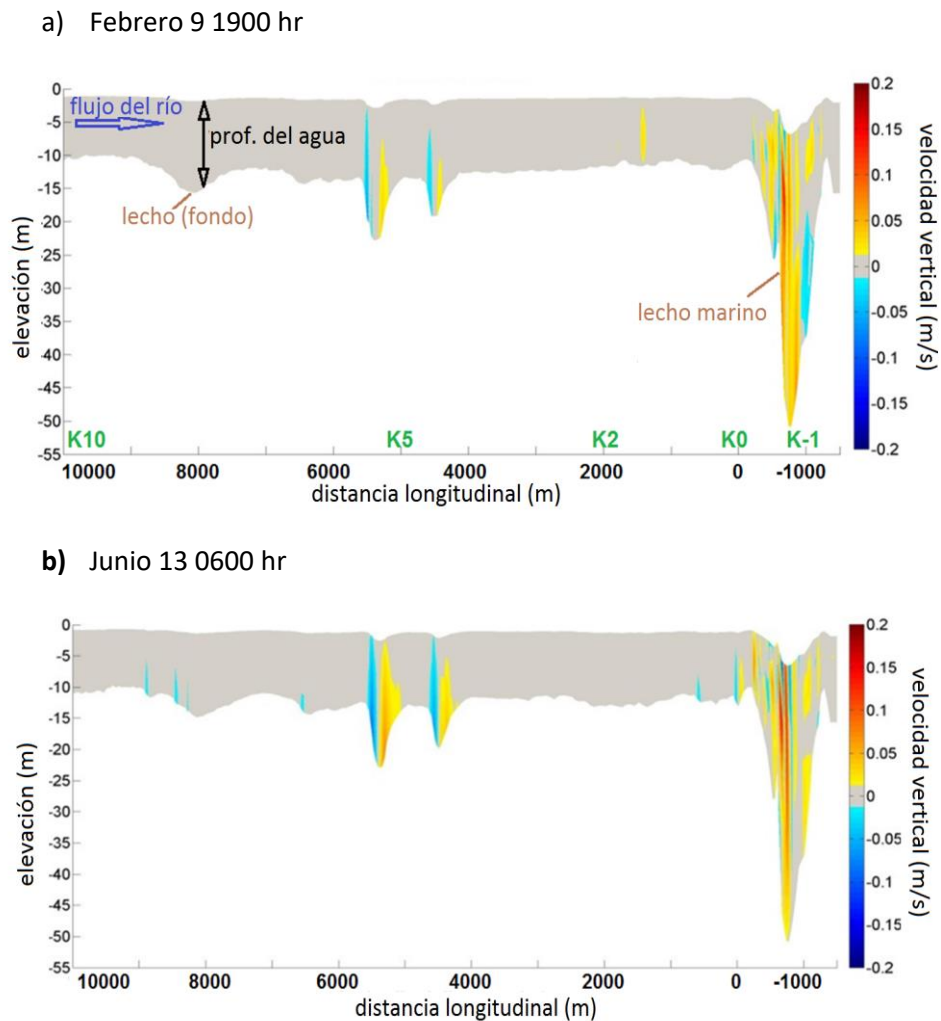


Figura 4-14. Campo de oleaje durante 2010: a) vectores en febrero 21 1300 hr, b) vectores en junio 16 1300 hr, c) vectores en octubre 21 1300 hr, d) Hs (m) en febrero 21 1300 hr, e) Hs (m) en junio 16 1300 hr, f) Hs (m) octubre 21 1300 hr.

Analizando las alturas de ola en el canal de acceso (K-1,5), se registraron las máximas durante la temporada seca (Figura 4-14d), debido al comportamiento de los vientos Alisios del noreste desde

el mes de enero a marzo. La disminución de los niveles y el caudal del río, permitieron que los vientos intensificaran el campo de oleaje, incrementando las alturas de ola y desplazando la zona de rotura más cerca al acceso del canal (K0). Durante la época de transición, los vientos y el caudal disminuyeron, conduciendo a que la energía de ola se redujera en el delta del río. En la época húmeda, los vientos disminuyeron, pero los caudales del río presentaron máximos registros con respecto a la variabilidad natural, conllevando a un incremento de la altura de ola. Como resultado, el delta del río estuvo dominado por el oleaje durante las tres temporadas, donde el viento moduló la energía potencial de ola durante la época seca (Figura 4-14d), y durante la temporada húmeda los caudales incrementaron las alturas de ola y alejaron la zona de rotura lejos del K0 (Figura 4-14f).



c) Octubre 12 0100 hr

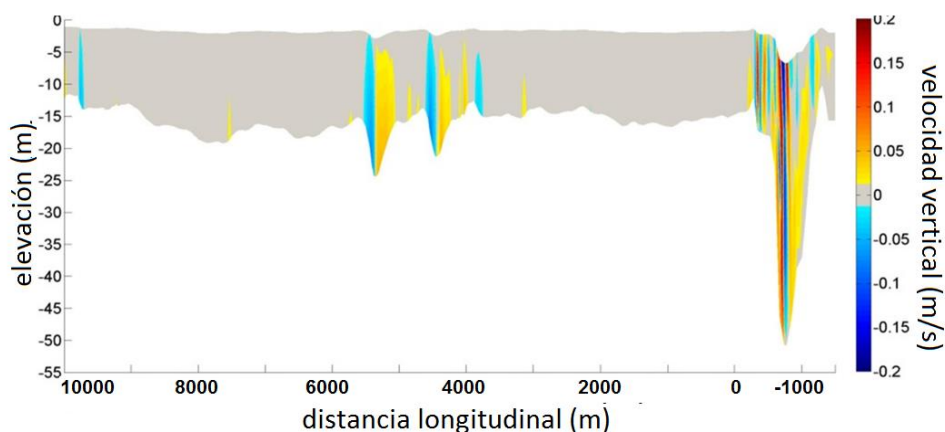


Figura 4-15. Velocidades verticales a lo largo del canal desde K0 a K10 durante marea de Cuadratura. Flujo convectivo (negativo) en azul, y flujo advectivo (positivo) en rojo.

El flujo vertical a través de la componente de velocidad z (Figura 4-15), evidenció la intensificación de los flujos convectivos y advectivos en el sector II (K2-K10), principalmente en K5, K5.5 y K9.5 donde se ubican los diques. Estas estructuras generaron acumulación de sedimentos aguas arriba y erosión aguas debajo de estas (Figura 4-16).

Las variaciones del lecho, las fluctuaciones de caudal y la influencia de las estructuras a lo largo del río modularon el flujo vertical; en octubre el caudal es máximo en el río, generaron en K9.5 (Figura 4-16c) flujos verticales positivos (amarillo) aguas arriba del dique, y flujos verticales negativos hacia abajo (azul) aguas abajo de la estructura. A medida que el caudal se incrementa, el flujo vertical se incrementa, principalmente en zonas bajo el efecto del dique. Los flujos convectivos (negativos) mueven material suspendido hacia el fondo, y los flujos advectivos (positivos) suspende el sedimento almacenado generando erosión local.

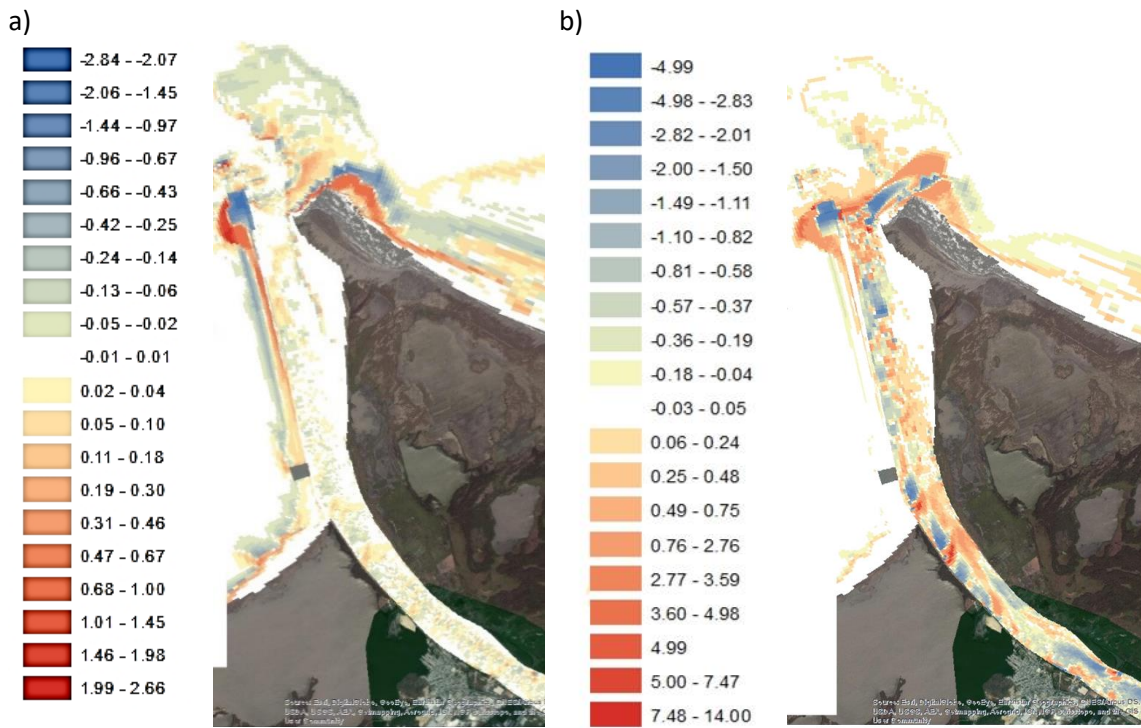


Figura 4-16. Erosión y sedimentación en el Río Magdalena finalizado febrero y junio de 2010.

Los resultados numéricos de erosión y sedimentación (Figura 4-16a) durante la época seca, en el sector I (K0 a K2) y el sector II (K2 a K10), presentaron procesos de erosión con acumulación de material de 0.10 m a lo largo del canal, y acumulación de 1.45 m en la costa oeste de la boca del río. Al final del tajamar, cerca de K0, se presentó pérdida de material de 2.84 m indicando intensa erosión, debido al movimiento de áreas y sedimentos hacia el sector izquierdo, indicando una acumulación de material de 2.66 m.

Los resultados numéricos durante la época de transición, mostraron la intensificación de los procesos de transporte (Figura 4-16b). En K2, la pérdida de material de 4 m evidenció el transporte de arenas y sedimentos desde K1 a K0, con acumulación de 7 m. En K5, K5.5 y K9.5, donde se ubican las estructuras, el efecto de los diques generaron acumulación de material aguas arriba, y erosión aguas abajo de las estructuras. Durante la época húmeda, el dique guía en K2, indujo a la erosión en el área entre K1-K2, y acumuló material erosionado en K0 (Figura 4-17Figura 4-16). El material acumulado fue de 14 m en el delta, y la erosión resultante indicó pérdida de material de hasta 4.9 m en frente del tajamar izquierdo. Como se observó durante la época de transición (Figura 4-17b), las estructuras a lo largo del canal localizados en el sector II (K2-K10), generaron acreción aguas arriba y erosión aguas abajo.

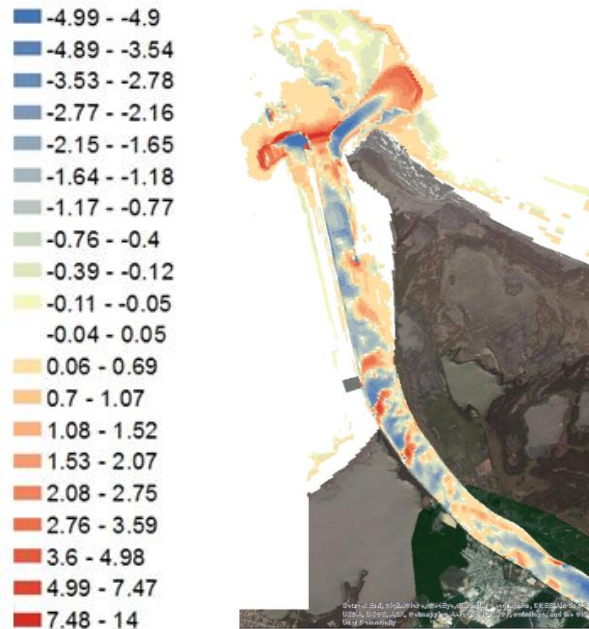


Figura 4-17 Erosión y sedimentación en el Río Magdalena finalizado octubre de 2010.

Con base en los resultados hidrodinámicos durante febrero de 2010, fue posible identificar que el dique guía localizado en K2, redujo el área de sección hidráulica, y modificó el campo de corriente en K10, incrementando las velocidades de flujo y los procesos de erosión. Por lo anterior fue posible clasificar dos áreas, una como sector I conformado desde el K0 al K2, y el sector II el cual inicia en K2 y termina en K10.

Las conclusiones de la sección 4.1 se presentan a continuación.

Los resultados de modelación indicaron máximos de altura de ola durante la época seca, con Hs de 1.98 m frente a Bocas de Ceniza (K0). La temperatura del agua en el río se mantuvo constante en el sector II alrededor de los 30°C. En la capa profunda del sector I (K0-K2), las temperaturas del agua fueron 26.75 °C durante febrero evidenciando intrusión salina.

Las zonas costeras registraron menores temperaturas con respecto a las del interior del canal de acceso al río, debido a que estas aguas estuvieron bajo el efecto de enfriamiento del viento. Durante junio, la disminución de la velocidad del viento y la intensificación de la radiación solar generaron un incremento de 1.5 °C en la temperatura del agua. En octubre se presentó el máximo de caudal, según la variabilidad climática estacional, generando el incremento de contenido de calor en la zona de descarga del río, de hasta 3°C de temperatura con respecto a febrero de 2010.

Se evidenció intrusión salina desde K0 a K6 según los resultados modelados de salinidad, temperatura y velocidad en el sector I (K0-K2) durante febrero 2010. Esta intrusión puede generar estratificación, induciendo a las aguas turbias de aguas arriba, a cabalgar las aguas subsuperficiales del río en el sector I; esta agua subsuperficial es más densa, más fría y salada con respecto al agua de aguas arriba del sector II. Cuando la cuña salina retrocede y desaparece, este proceso puede equilibrar el contenido de calor entre el sector I y el océano, permitiendo al flujo de aguas arriba procedente del sector II a ingresar de manera subsuperficial al sector I, generando así corrientes de turbidez.

Los resultados de erosión y sedimentación del modelo, evidenciaron la intensificación del transporte de arenas y sedimentos en junio y octubre, debido al incremento del caudal. En el sector I, el dique guía indujo a la generación de procesos de erosión que movieron el material a K0. Las estructuras hidráulicas generaron acreción aguas arriba y erosión aguas debajo de cada dique. Por último, en el sector I en el centro de la boca del río (K0), los resultados modelados sugirieron la formación de barras durante octubre, lo cual pudo generar una rápida reducción de la profundidad del agua durante la temporada seca.

4.2 Dinámica e interacción de forzantes atmosféricos e hidrodinámicos

El análisis de la variabilidad de los parámetros atmosféricos y marinos permite identificar los modos principales de oscilación de los mismos. La dinámica del viento, el oleaje, las mareas y los afluentes cercanos, pueden afectar la hidrodinámica, el contenido de calor y de sal en un cuerpo de agua. La variabilidad está asociada a la identificación de los modos de oscilación de los parámetros océano atmosféricos, y la interacción que entre estos pueden generar no linealidades que afectan la oscilación de cada parámetro en determinados períodos de tiempo.

En las conclusiones de la investigación de Rueda-Bayona [97] se indicó que las máximas fuerzas hidrodinámicas ocurrieron durante eventos de máxima aceleración de las corrientes, y se evidenció que los máximos eventos de aceleración de corrientes no ocurrieron ni en periodos de máxima altura de ola ni en máxima velocidad.

Con base en lo anterior, el capítulo 4.2 identifica y explica los gradientes máximos de aceleración hidrodinámica que generen cargas transitorias. La sección 4.2 valida la hipótesis de Rueda-Bayona [97] mediante el análisis espectral y de series de tiempo de temperatura del agua, salinidad, velocidades orbitales de ola, velocidades de corriente, y variación de la superficie libre.

4.2.1 Materiales y métodos

El punto de análisis se encuentra dentro del área de estudio de la desembocadura del Rio Magdalena el cual se aprecia en Figura 4-18, identificado como ADCP. El punto posee coordenadas 11.038230° -74.942785° , localizado sobre una columna de agua de 8 m. El perfilador de corrientes y medidor de olas ADCP (*Acoustic Doppler Current Profiler*) de 600 Hz con capacidad AST (*Acoustic Surface Tracking*) de la marca Nortek [193], se instaló sobre una estructura en el fondo, con sus ojos orientados hacia la superficie (arriba). Los sensores se ubicaron a 0.5 m del fondo, con celdas de medición cada 0.4 m para un total de 20 puntos de medición distribuidos sobre los 8 de profundidad, con una distancia de blanqueo de 0.4 m.

a) Zona de influencia del Rio Magdalena



b) Localización del punto de medición (ADCP). Imagen de

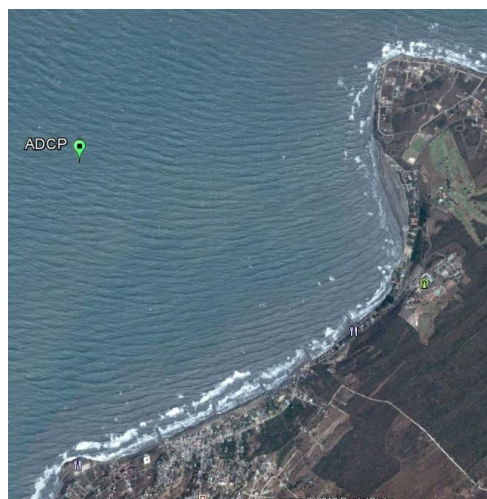


Figura 4-18. Localización del punto de análisis.

La información y resolución temporal registrada por el ADCP se puede apreciar en Tabla 4-3. Las características de la información climatológica y de caudal del Rio Magdalena se presenta en la Tabla 4-4.

Tabla 4-3. Características de la información medida por el ADCP.

Parámetro	Longitud de la serie (dd-mm-aaaa-hh)	Intervalo de medición	Duración del evento de medición	Frecuencia de registro por intervalo
presión hidrostática en el fondo (dbar)	03-06-2015-12 a 11-12-2015-18	1 hora	10 minutos	1 Hz
Velocidad orbital de ola (m/s)	03-06-2015-12 a 11-12-2015-18	1 hora	17 minutos	1 Hz
Superficie libre (m)	03-06-2015-12 a 11-12-2015-18	1 hora	17 minutos	2 Hz
Temperatura (°C)	03-06-2015-12 a 11-12-2015-18	1 hora	17 minutos	2 Hz
Velocidad de corriente (m/s)	03-06-2015-12 a 11-12-2015-18	1 hora	10 minutos	1 Hz

Tabla 4-4. Características de la información de caudal y clima del área de estudio.

Parámetro	Longitud de la serie (dd-mm-aaaa-hh)	Intervalo del registro	fuelle
Caudal del Rio Magdalena - estación Calamar (m ³ /s)	03-06-2015-00 a 31-12-2015-00	24 horas	IDEAM (suministrado por IDEHA-UNINORTE).
Viento (m/s), precipitación diaria acumulada (mm), radiación solar (W/m ²).	03-06-2015-00 a 31-12-2015-00	3 horas	NARR [111].

Para determinar los modos de oscilación de los parámetros, se empleó la transformada rápida de Fourier, a cada uno de estos, considerando la frecuencia de medición o el intervalo de registro de cada variable analizada. La determinación de la altura signficante, dirección y periodo pico asociado, se efectuó a través de los momentos estadísticos de superficie libre; se aplicó una media móvil de 3 puntos a la serie de superficie libre, con la intención de reducir valores extremos identificados como anómalos en la serie de tiempo.

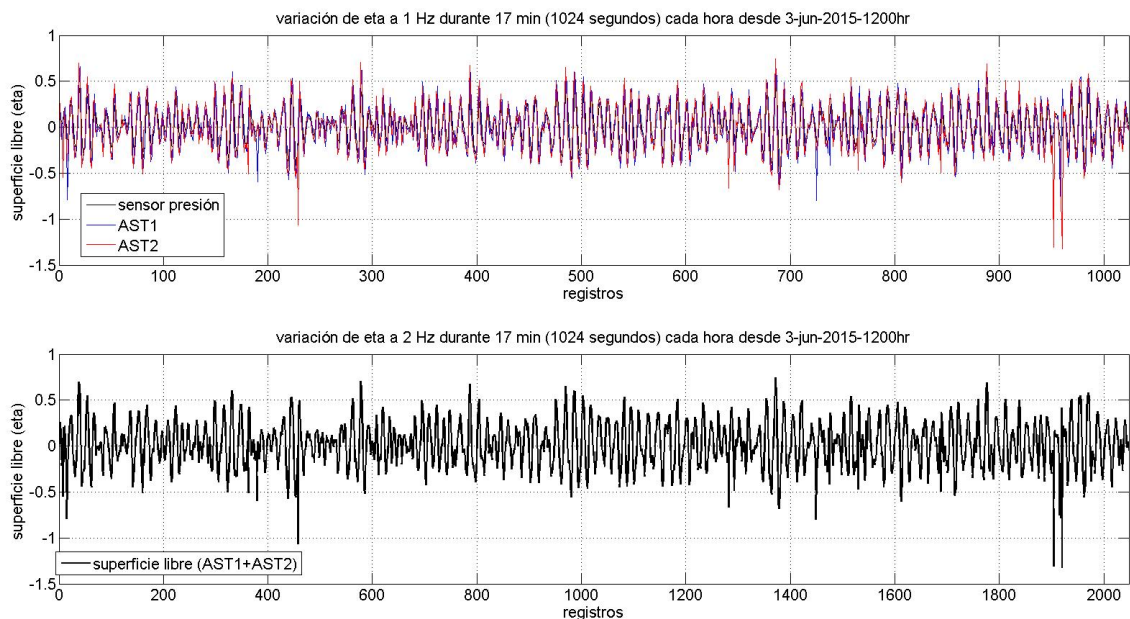


Figura 4-19. Comparación de superficie libre (eta) registrada por el ACDP-AST y por el sensor de presión.

La Figura 4-19 presenta la evolución de la variación de superficie libre medida por el sensor de presión y los sensores acústicos AST. La comparación de las dos series de tiempo permitió validar

que los sensores del ADCP se encuentran sincronizados, los cuales registran la variación de la superficie libre; las series AST obtenidas por los sensores acústicos lograron captar la variación la superficie libre a 2 Hz, capturando mejor la evolución de la ola con respecto al sensor de presión el cual registró a 1 Hz.

Con la intención de calcular la dirección de ola se empleó la tecnología AST (*Acoustic Surface Tracking*), la cual registra las velocidades orbitales de ola. Por consiguiente, se empleó el método PUV para calcular la altura de ola y periodo a través de los momentos estadísticos del espectro de frecuencias de las mediciones de presión (P) y la dirección de ola mediante los registros de velocidades orbitales de ola (U y V). El método PUV considera que la velocidad orbital (en dirección de la ola) y la presión se encuentren en fase y correlacionadas, lo que sugiere que la velocidad bajo la cresta de ola posee la misma dirección que la ola misma [194].

Después de verificar que los registros de superficie libre estuviesen en fase, se procedió a revisar que las velocidades orbitales y la presión lo estuviesen. En la Figura 4-20 se aprecia la evolución en el tiempo de la presión, la velocidad orbital y sus componentes.

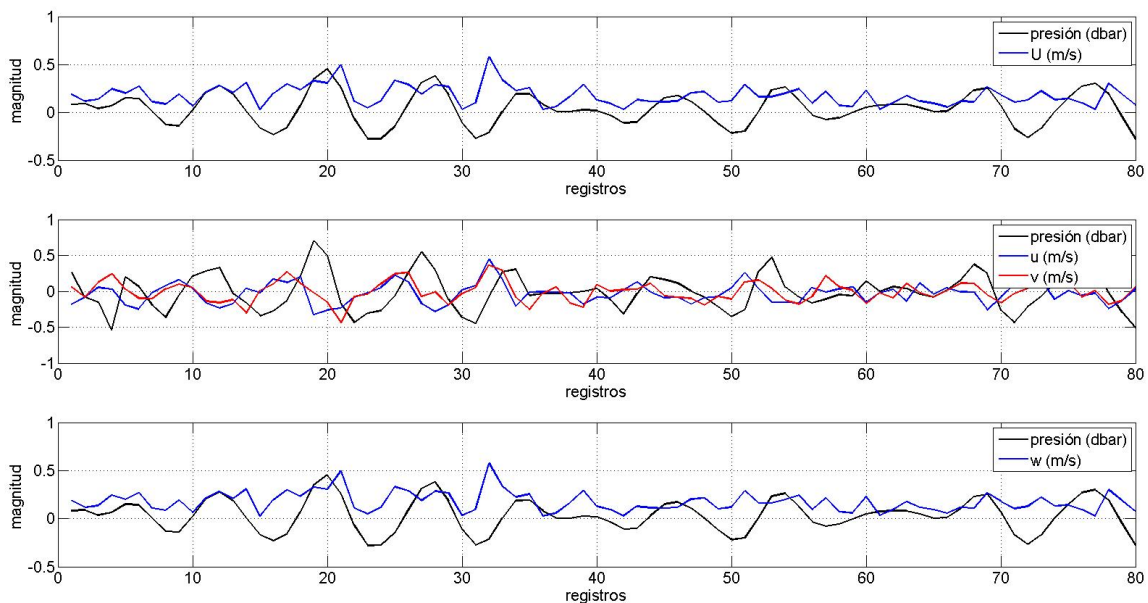


Figura 4-20. Comparación de velocidades orbitales de ola registradas por el ADCP-AST y superficie libre por el sensor de presión.

El efecto del viento, las mareas y los gradientes de densidad pueden generar un oleaje irregular y no lineal en aguas someras, y como resultado la relación directa entre la presión y la velocidad orbital horizontal u y v no se cumple totalmente. Como se aprecia en la Figura 4-20, la presión y las velocidades resultantes muestran evidencias de estar en fase. Al comparar la presión con las velocidades horizontales y verticales, se aprecia que cuando la presión no se encuentra en fase con las velocidades u y v , lo está con la velocidad vertical. Para verificar lo anterior, se construyeron los espectros de frecuencia comparativos entre presión y las componentes de velocidad orbital (Figura 4-21).

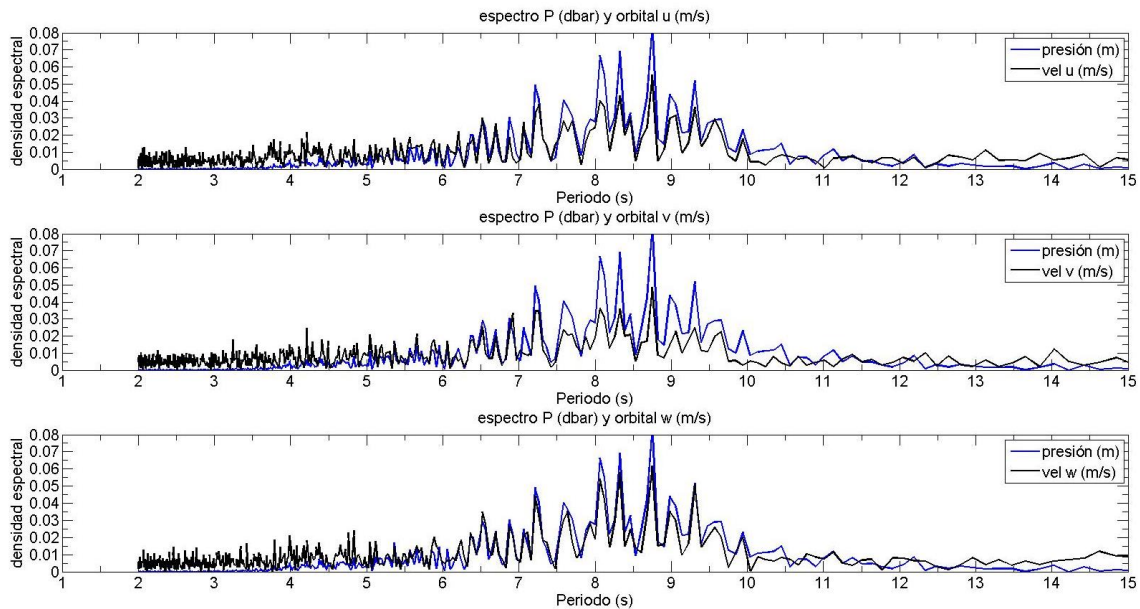


Figura 4-21. Comparación de los espectros de velocidad orbital de ola y presión hidrostática (P).

En la Figura 4-21 se observan picos de densidad espectral con magnitud y fase similar entre la presión y las componentes de velocidad orbital con periodos entre 2 y 12 segundos. Se observa que solo después de 6 hasta 10 segundos, la presión y la velocidad coinciden, indicando que la alta no linealidad del oleaje durante los 2 y 4 segundos, no permite la relación directa de velocidad y presión. Entre 6 y 10 segundos se observa la mayor densidad espectral, obteniéndose un periodo pico de 8.75 segundos. Se evidenció que las 3 velocidades se asociaron a estados de mar desarrollado entre 6 y 10 segundos, principalmente el flujo orbital vertical w , debido a que las mayores alturas de ola permiten una mayor velocidad vertical. Se observó que las velocidades orbitales u y v presentaron diferencias en amplitud con respecto a P , principalmente entre 7 y 9 segundos, lo que evidencia que el mayor aporte lo genera la componente de velocidad vertical.

4.2.2 Variables atmosféricas y oleaje: Efecto de meso escala sobre la escala local

Después de efectuarse la verificación de los registros de superficie libre y velocidades orbitales, se procedió a analizar la variación del comportamiento del clima y del oleaje durante los 6 meses de medición. Empleando la información instrumental (Tabla 4-3) y de las bases de datos (Tabla 4-4) se construyeron series de tiempo las cuales serán analizadas a continuación.

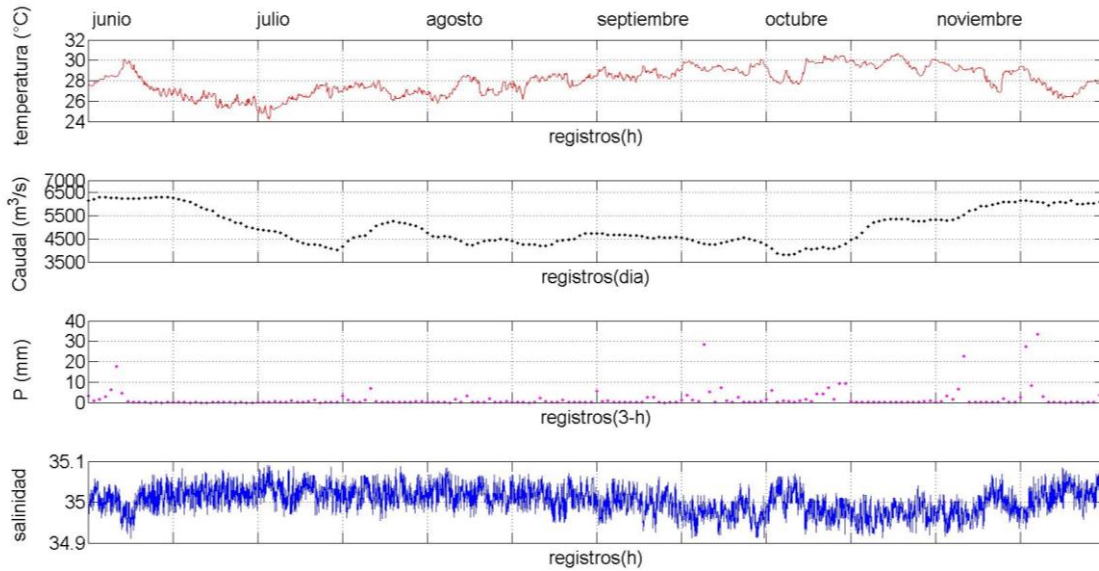


Figura 4-22. Variación de temperatura del agua, caudal, precipitación y salinidad desde 3 de junio 12hr a 1 diciembre de 2015.

La temperatura del agua (Figura 4-22) presentó los registros más bajos en julio (hora 720) y los más altos entre septiembre y octubre de 2015 (hora 3240-3600). Los caudales presentaron máximos registros alrededor de los $6000 \text{ m}^3/\text{s}$ en junio (día 0-15) y en el mes de noviembre (día 165-180). Las precipitaciones diarias acumuladas presentaron máximos entre el 4 y 6 de junio de 2015 (3-hora 30), 11 de septiembre, 11 al 15 de octubre, 6 y 18 de noviembre. La salinidad presentó variaciones que posiblemente estén asociados al régimen de mareas de la zona de estudio, lo que se comprobará en la sección 4.2.2 modos de oscilación.

En la Figura 4-23 se aprecia la variación de la radiación solar y el viento sobre la zona de estudio. Se observa que entre el 15 y 30 de junio se presentó la mayor radiación solar, con vientos máximos entre 10 y 12 m/s predominantes del noreste (40°). La asociación entre radiación solar y viento se encuentra en la capacidad que tiene el viento de remover la nubosidad local, la cual reduce la intensidad de radiación solar incidente. Por lo anterior, las intensidades de radiación solar se redujeron a medida que la intensidad y la predominancia del viento disminuyeron.

Los registros de precipitación se asociaron con el viento, la radiación solar y la temperatura del agua. Durante los eventos de precipitación, las velocidades del viento no superaron los 5 m/s con una baja persistencia y predominio variable entre 0° y 180° . Con base en las Figura 4-22 y Figura 4-23, es posible argumentar que el viento al reducir su efecto sobre la columna de agua, permitió que el contenido de calor se incrementara por radiación solar, hasta el punto de liberar el calor excedente mediante evaporación. El agua evaporada ascendió, acumulándose localmente por la baja intensidad y alta variabilidad de los vientos, hasta generar los episodios de precipitación local observados.

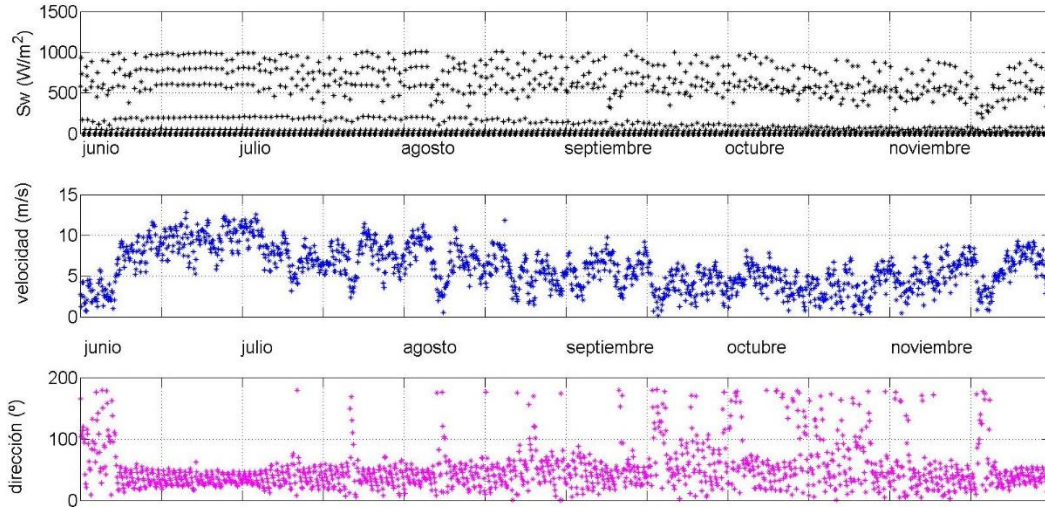


Figura 4-23. Variación trihoraria de radiación solar incidente, velocidad y dirección del viento del área de estudio desde 3 de junio a 11 diciembre de 2015.

Después de verificarse que velocidades orbitales y presión estuviesen asociadas (Figura 4-20 y Figura 4-21), se procedió a calcular la altura significativa, periodo pico y dirección de ola mediante el cálculo de los momentos estadísticos de los registros de superficie libre y dirección. Se calculó la curva de densidad espectral para los datos de AST a 2Hz y de dirección de flujo orbital a 1 Hz, tomando 1024 y 2048 registros por hora respectivamente.

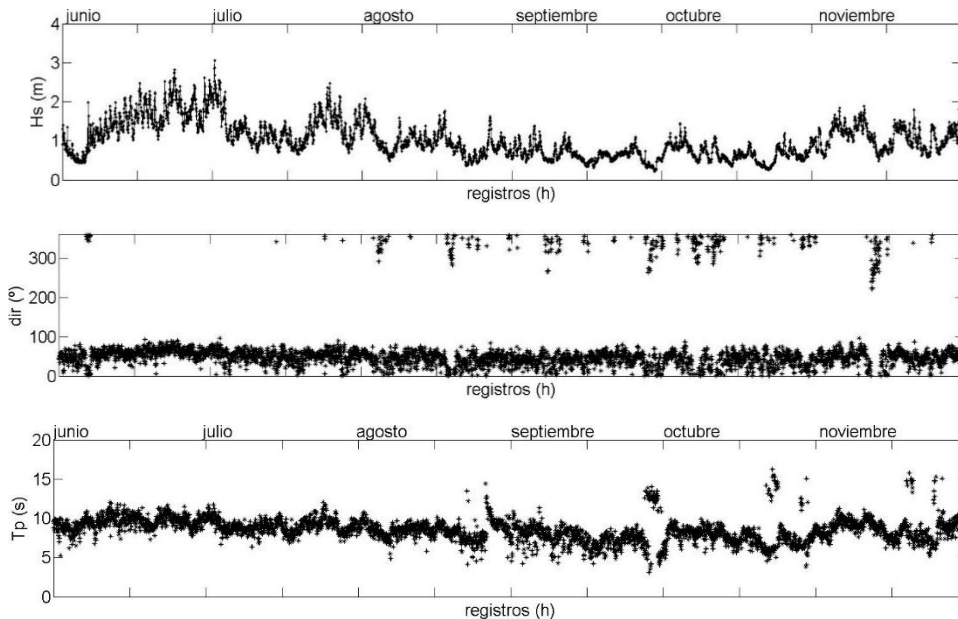


Figura 4-24. Variación horaria de altura significativa de ola (Hs), periodo pico asociado (Tp) y dirección de ola (donde viene) del punto de medición.

Al analizar la Figura 4-24 se observa que el oleaje estuvo directamente asociado al efecto del viento sobre el área de estudio (Figura 4-23). Los registros de altura significativa fueron máximos (3 m

aprox.) en junio y mínimos (0.2 m aprox.) entre septiembre y octubre. Las direcciones de viento y ola presentaron asociación según los resultados del histograma circular de la Figura 4-25. El efecto del viento no es inmediato sobre el oleaje, debido a que se requiere de un periodo de tiempo en que la transferencia de momento a la superficie del agua homogenice las frecuencias de oscilación de las ondas superficiales durante el estado de oleaje *sea*, hasta lograr direccionar el oleaje local cuando este busca su desarrollo.

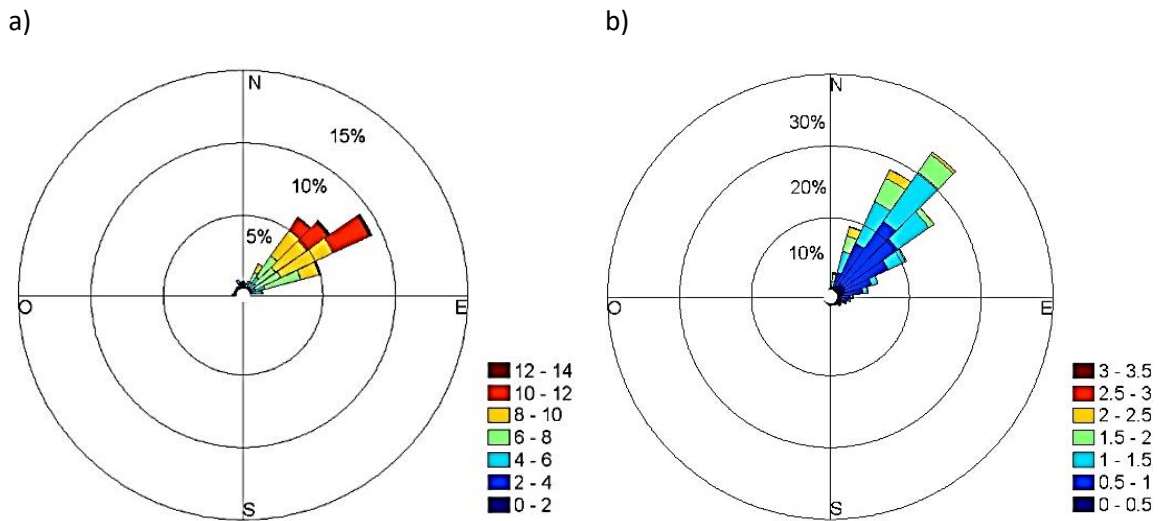


Figura 4-25. a) Rosa de viento del área de estudio y b) rosa de oleaje del punto de medición desde 3 de junio 12hr a 11 diciembre 18hr de 2015; donde viene.

Con la intención de analizar si perturbaciones atmosféricas de meso escala pudieron afectar el campo de vientos de la región Caribe colombiana, y que pudiesen afectar la zona de estudio, se revisaron los boletines meteorológicos elaborados por el Centro de Investigaciones Oceanográficas e Hidrográficas (CIOH) para los meses de junio, septiembre, octubre y noviembre [195]; en estos meses se presentaron cambios en la dirección de ola y en el período pico asociado a la altura significativa. Adicionalmente se calculó el espectro de ola a partir de los registros de ADCP y en la Figura 4-26 se aprecia la evolución del espectro desde junio a diciembre de 2015.

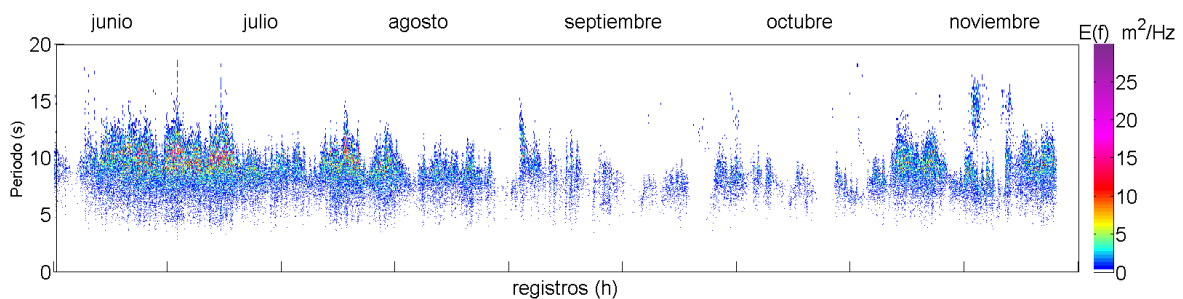


Figura 4-26. Evolución horaria del espectro de ola del punto de medición desde 3 de junio 12hr a 11 diciembre 18hr de 2015.

La evolución del espectro indicó que la mayor densidad espectral se presentó en junio y desde mediados de noviembre (Figura 4-26). La disminución de la intensidad del viento desde julio a octubre indujo a la disminución de la densidad espectral, indicando que el oleaje fue reduciendo su altura de ola, y presentando cambios en dirección y periodo. Después de analizarse los boletines meteorológicos, se observó que eventos de manifestación de ondas tropicales sobre el litoral Caribe colombiano, afectaron el campo de vientos y de oleaje de la zona de estudio. El boletín de julio de 2015 indicó que el 4 de junio ingresó al mar Caribe la primera onda tropical del mes, y el día 6 y 7 de julio ingresó al litoral Caribe colombiano, siendo la única onda tropical del mes que afectó las condiciones océano atmosféricas del litoral. Con base en lo anterior, al inspeccionar la dirección de ola (Figura 4-24), los vientos (Figura 4-23) y la dispersión del espectro para la primera semana de junio (Figura 4-26), se evidencia que la primera onda tropical de junio 2015 afectó el comportamiento del oleaje y el campo de vientos en la zona de estudio. De igual forma, durante septiembre, octubre y noviembre, se presentaron ondas tropicales que afectaron el campo de vientos y de oleaje del área de estudio [195], donde el espectro de ola evidenció la incursión de oleaje *swell* entre 14 y 18 segundos (Figura 4-26) generados por la perturbación atmosférica de meso escala.

4.2.3 Gradientes de aceleración hidrodinámica: escala local

Las velocidades de flujo de junio a diciembre de 2015, indicaron un flujo hacia el sureste en el primer metro de profundidad, y debajo de este un flujo hacia el suroeste (Figura 4-27), con cambios en dirección hacia el norte durante los episodios de baja velocidad de viento y alta variabilidad en dirección (Figura 4-23).

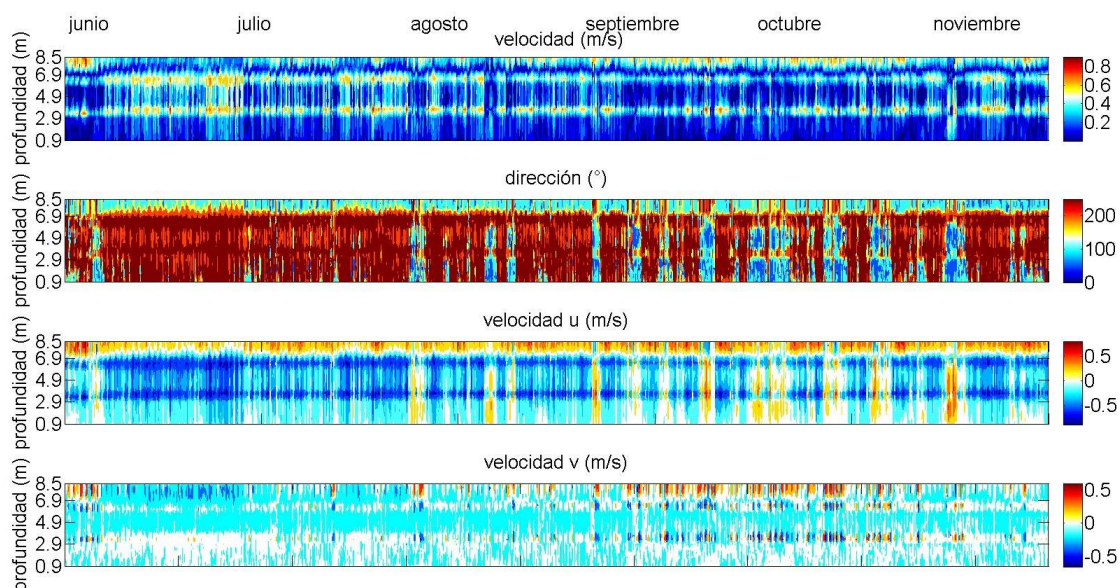


Figura 4-27. Variación promedio horaria de velocidad, dirección, velocidad u y v de la corriente medida por ADCP desde 3 de junio 12hr a 11 diciembre 18hr de 2015. El nivel medio del mar corresponde a la profundidad de 8.5 m (superficie).

Durante los periodos de debilitamiento de velocidad de viento, desde los 5 m/s hasta los 0 m/s , y durante el cambio de dirección del viento del noreste cambiando al sur-sureste (100º) y sur-suroeste (190º) (Figura 4-23), se registraron cambios en la dirección en el flujo subsuperficial hacia el norte (Figura 4-27). Durante septiembre y octubre, donde los vientos son débiles y variables con respecto a los demás meses, se registraron los máximos de velocidad vertical, lo que indica que en junio y julio la hidrodinámica la domina el viento y en septiembre y octubre la marea (Figura 4-27).

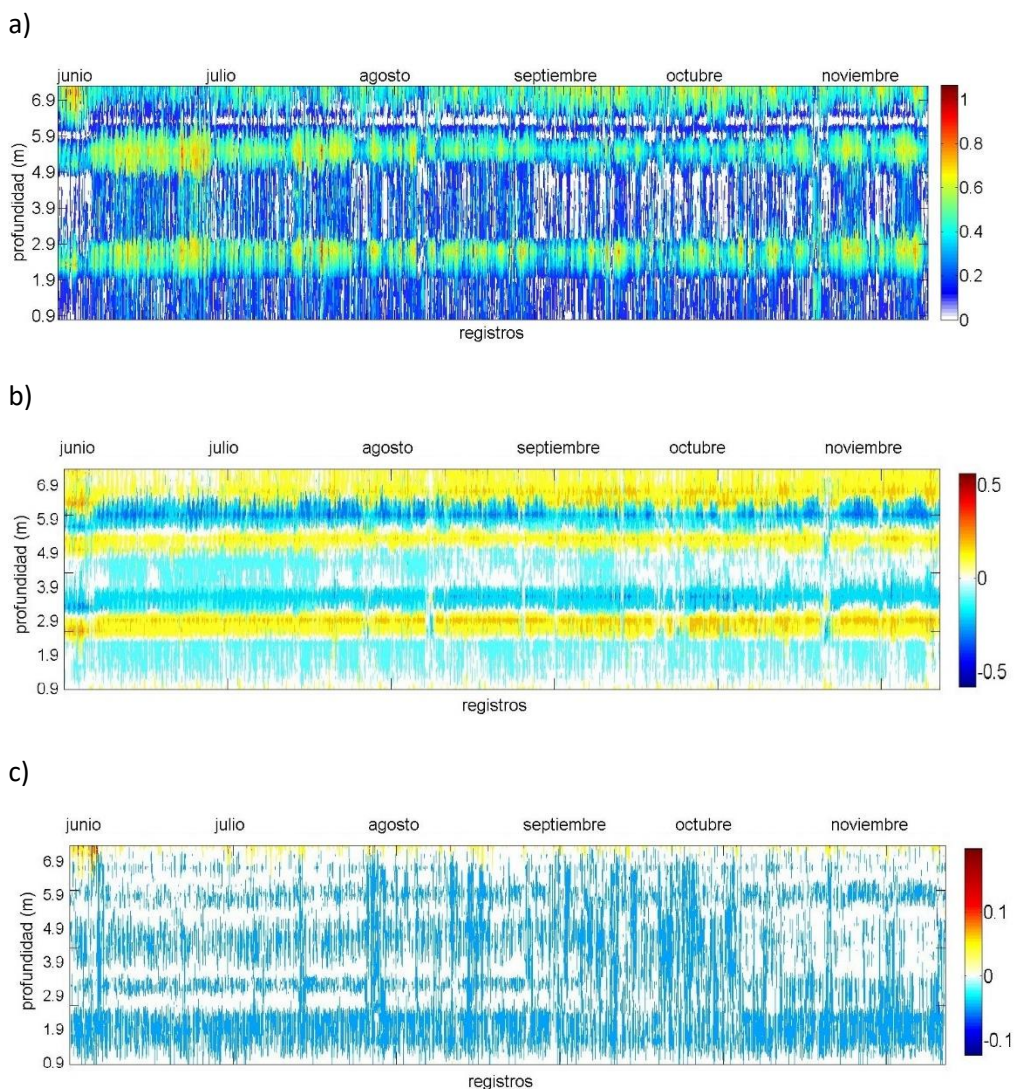


Figura 4-28. a) Variación de velocidad (m/s) cada 10 minutos a intervalos de 1 hora de velocidad, b) aceleración horizontal (m/s^2) y c) aceleración vertical (m/s^2) de la corriente medida por ADCP desde 3 de junio 12hr a 11 diciembre 18hr de 2015.

La variación de las velocidades de corriente horaria evidenció de manera preliminar, el efecto del viento en superficie y de las mareas. En la primera semana de junio, la tercera de septiembre, la primera y cuarta semana de octubre, se presentaron en superficie (0.5 m) los máximos de velocidad de corriente de 0.83 m/s, 0.67 m/s, 0.60 m/s y 0.63 m/s respectivamente (Figura 4-27); al analizar el viento en esas semanas, se observó que la velocidad se intensificó desde el inicio de cada una de

estas semanas, demostrando que el flujo superficial se incrementó por el empuje del viento (Figura 4-23).

Las variaciones de velocidad y aceleración hidrodinámica evidenciaron 3 zonas o capas características en la zona de estudio (Figura 4-28). La primera desde la superficie hasta los 6.5 m, la intermedia desde los 6.5 m hasta los 2.9 m, y la tercera desde los 2.9 hasta el fondo. La interfase entre las capas, evidenció máximos de velocidad y de aceleración respectivamente. A continuación, se presentan los modos de oscilación de los forzantes océano atmosféricos y de velocidad de corriente con el objetivo de identificar con mayor precisión cuál forzante afecta de manera directa a los parámetros hidrodinámicos analizados.

4.2.2 modos de oscilación.

Los modos de oscilación nos permiten conocer la variabilidad de las variables océano atmosféricas mediante la identificación de los periodos de oscilación según el espectro de frecuencias. El análisis conjunto de los modos de oscilación facilita el entendimiento de la variabilidad climática local, y da respuesta a patrones de oscilaciones de parámetros oceanográficos.

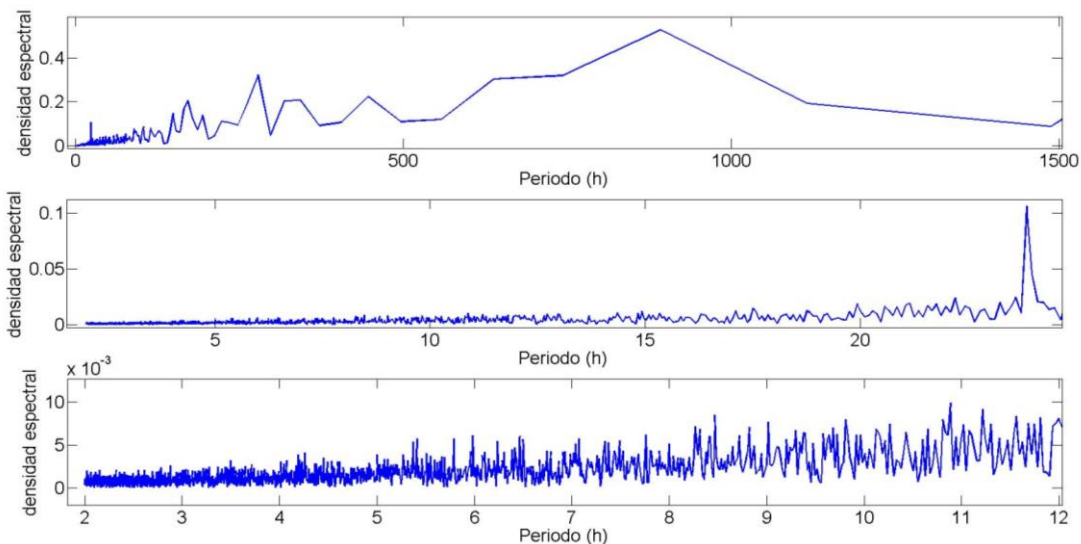


Figura 4-29. Espectro de frecuencias de temperatura del agua medida por ADCP a partir de registros horarios desde 3 de junio 12hr a 11 diciembre 18hr de 2015. Se presentan tres figuras del mismo parámetro para graficar un acercamiento en la resolución temporal.

En la Figura 4-29 se observan los modos de oscilación de la temperatura, donde se aprecian ciclos de 10.89 h, 23.87 h, 7.15 días, 11.62 días y 30 días, asociados claramente al ciclo semidiurno de marea y a los cambios de sicigia y cuadratura.

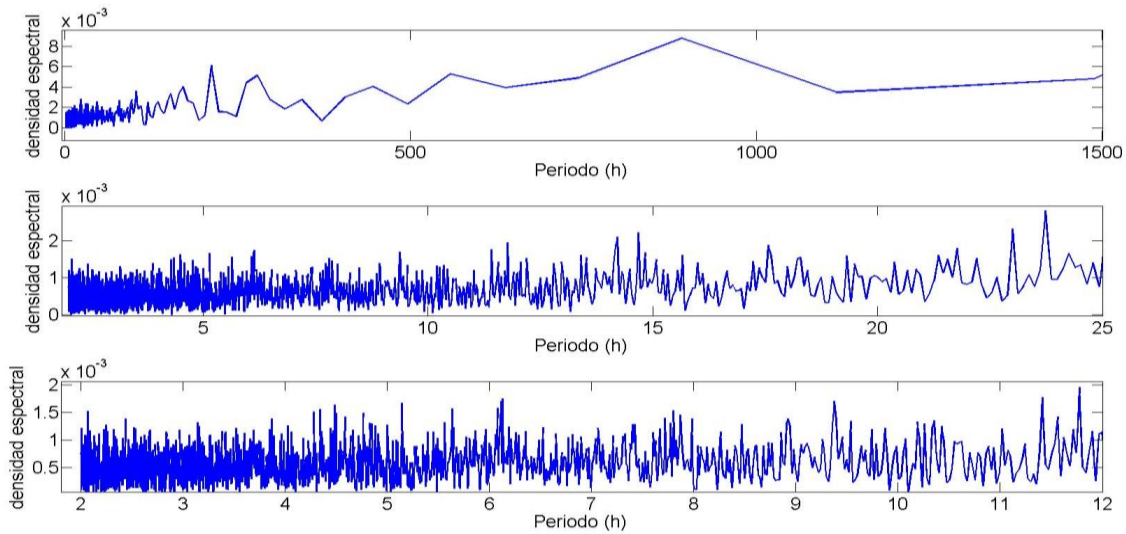


Figura 4-30. Espectro de frecuencias de salinidad del agua (calculada) de ADCP a partir de registros horarios desde 3 de junio 12hr a 11 diciembre 18hr de 2015. Se presentan tres figuras del mismo parámetro para graficar un acercamiento en la resolución temporal.

La salinidad (Figura 4-30) presentó un patrón de oscilación similar a los registrado por la temperatura, principalmente en los ciclos semidiurnos, diurnos y de envolvente de marea (8, 12 y 14 días). A diferencia de la temperatura, la salinidad presentó picos de densidad espectral similar entre los 2 y 9.5 s, similar a los periodos de oscilación de oleaje en desarrollo.

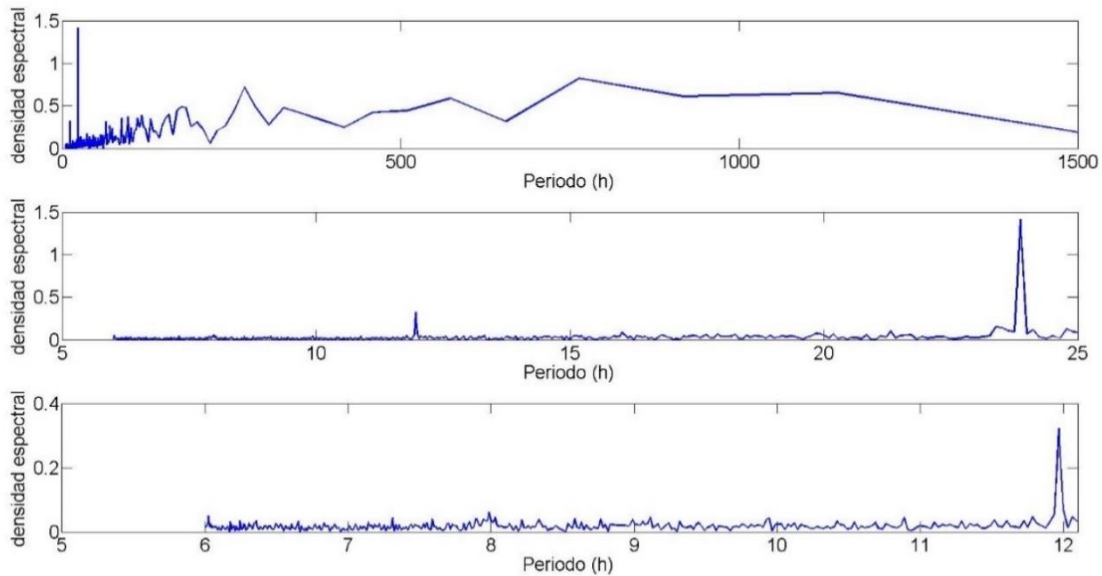


Figura 4-31. Espectro de frecuencias de velocidad u del viento trihoraria a partir de registros de la base de datos NARR desde 3 de junio a 12 diciembre de 2015. Se presentan tres figuras del mismo parámetro para graficar un acercamiento en la resolución temporal.

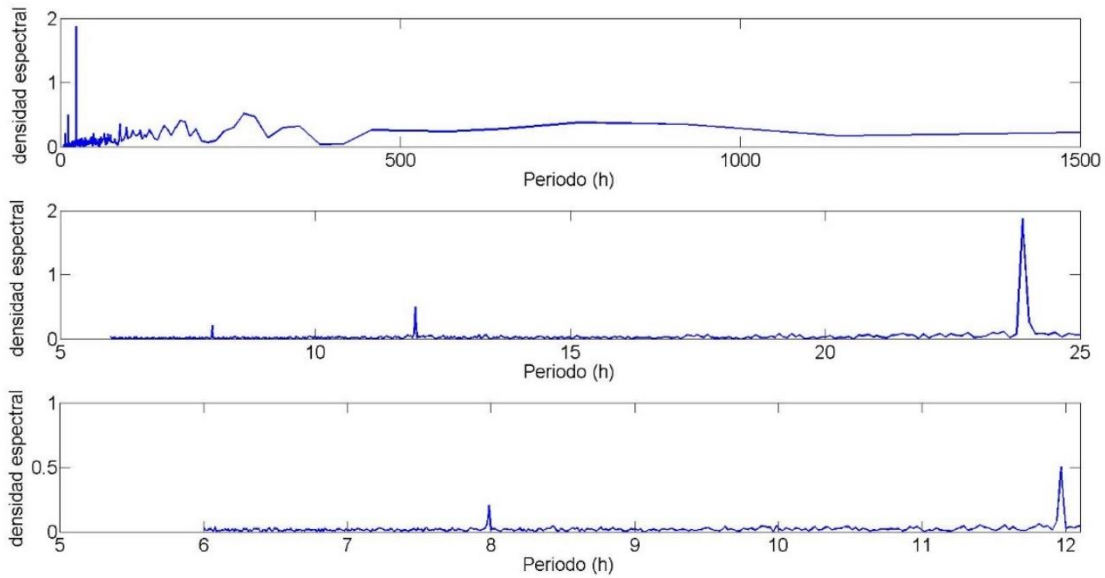


Figura 4-32. Espectro de frecuencias de velocidad v del viento horaria a partir de registros de ADCP desde 3 de junio 12hr a 11 diciembre 18hr. Se presentan tres figuras del mismo parámetro para graficar un acercamiento en la resolución temporal.

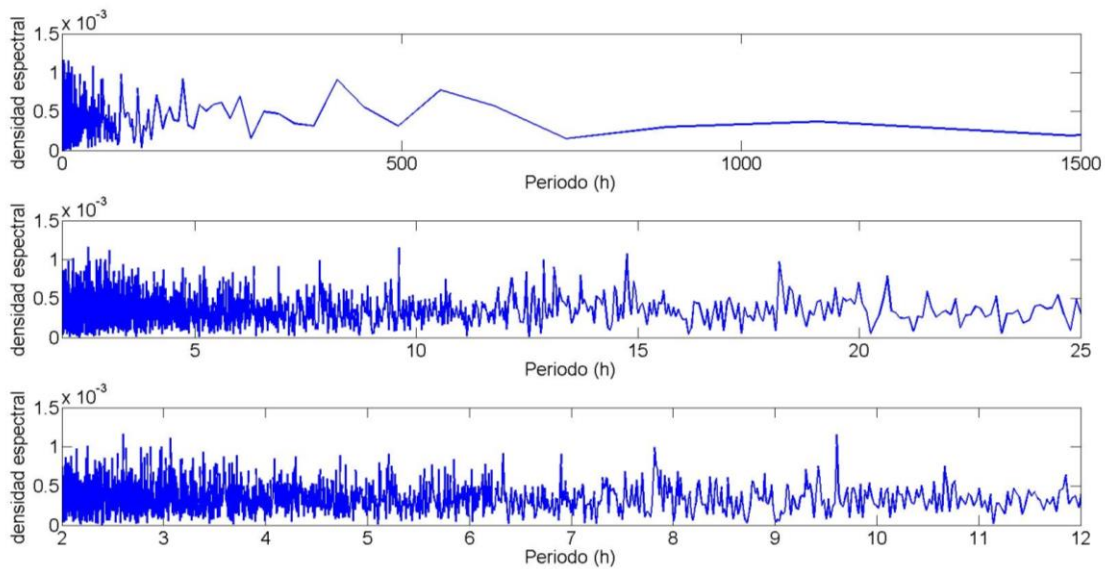


Figura 4-33. Espectro de frecuencias de componente u de ola horaria a partir de registros de ADCP desde 3 de junio 12hr a 11 diciembre 18hr. Se presentan tres figuras del mismo parámetro para graficar un acercamiento en la resolución temporal.

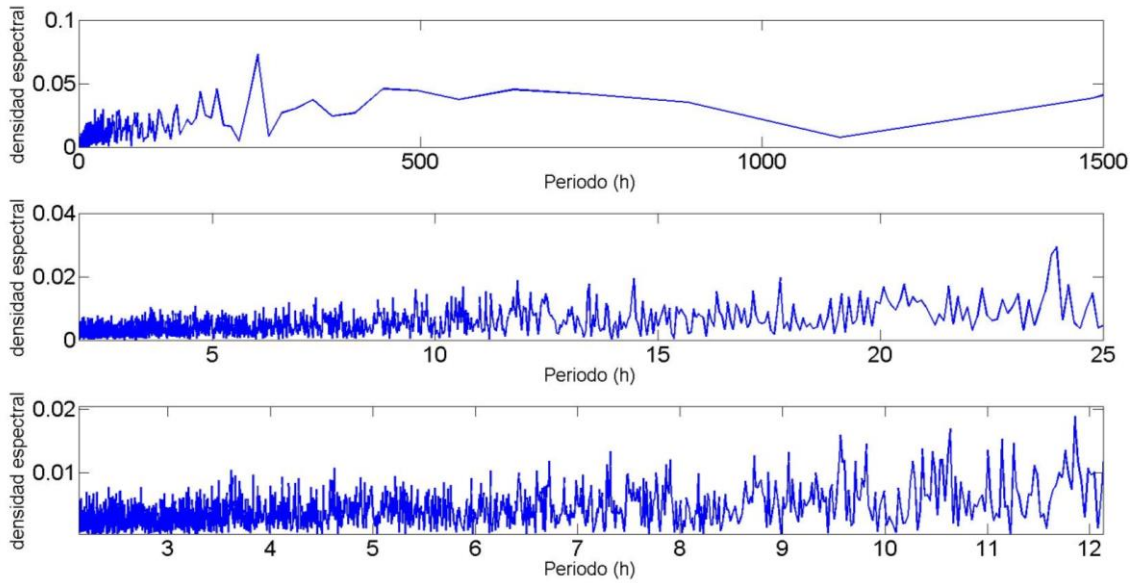


Figura 4-34. Espectro de frecuencias de componente v de ola horaria a partir de registros de ADCP desde 3 de junio 12hr a 11 diciembre 18hr. Se presentan tres figuras del mismo parámetro para graficar un acercamiento en la resolución temporal.

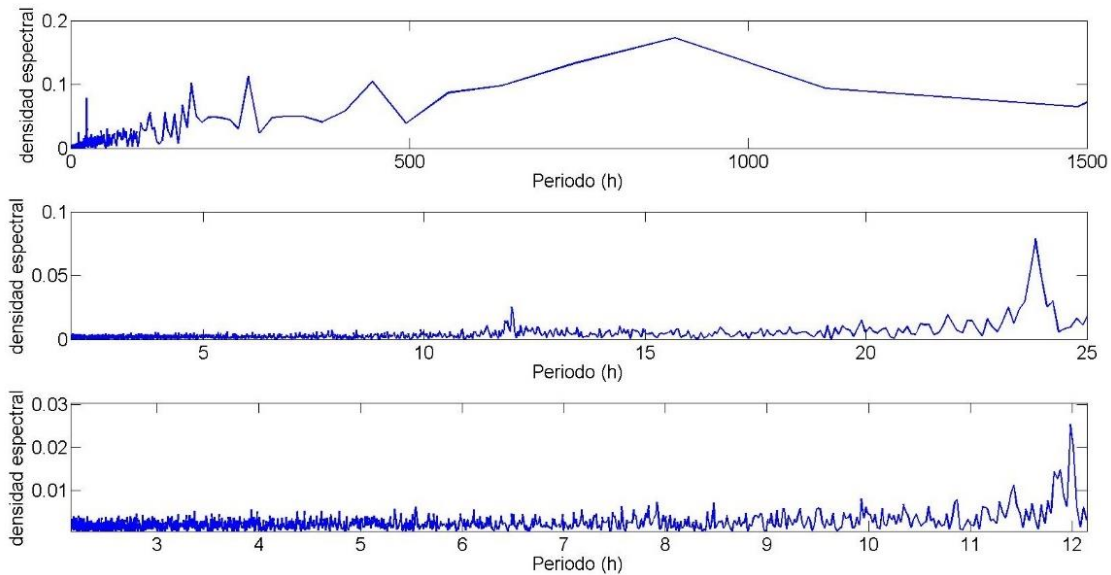


Figura 4-35. Espectro de frecuencias de altura significativa de ola (H_s) horaria a partir de registros de ADCP desde 3 de junio 12hr a 11 diciembre 18hr de 2015. Se presentan tres figuras del mismo parámetro para graficar un acercamiento en la resolución temporal.

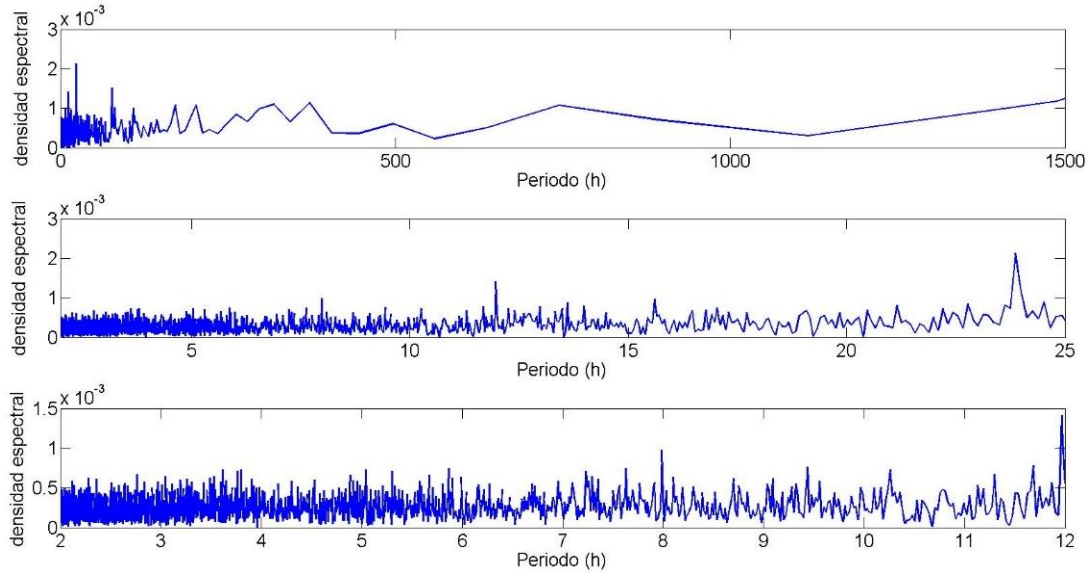


Figura 4-36. Espectro de frecuencias de aceleración vertical de corriente horaria a partir de registros de ADCP desde 3 de junio 12hr a 11 diciembre 18hr. Se presentan tres figuras del mismo parámetro para graficar un acercamiento en la resolución temporal.

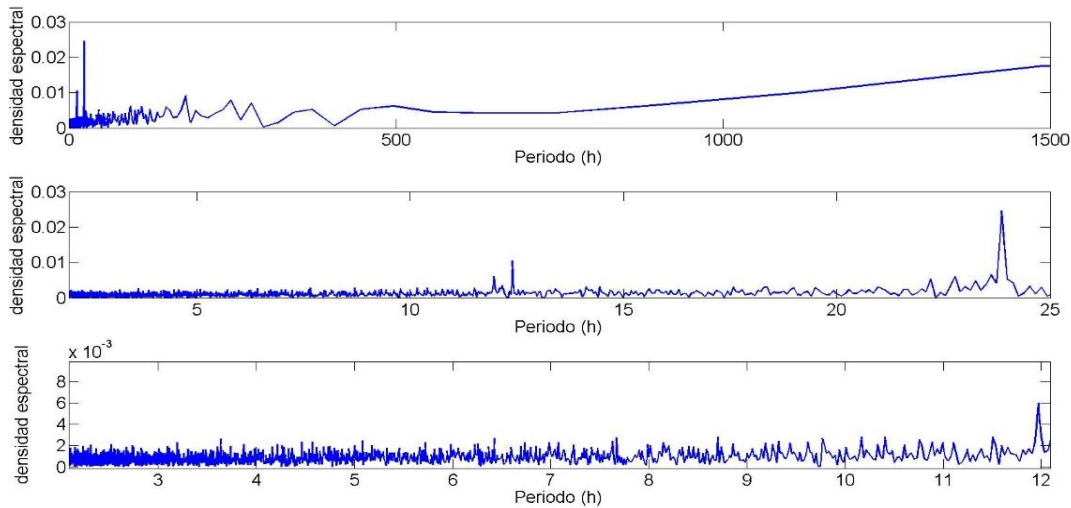


Figura 4-37. Espectro de frecuencias de aceleración horizontal de corriente horaria a partir de registros de ADCP desde 3 de junio 12hr a 11 diciembre 18hr. Se presentan tres figuras del mismo parámetro para graficar un acercamiento en la resolución temporal.

Los resultados del análisis espectral efectuado a los forzantes y a las aceleraciones hidrodinámicas en superficie se presentan en la Tabla 4-5. Analizando la tabla se observa que la componente u del viento presenta una oscilación cuasi mensual, similar a los evidenciado en la altura significante (H_s). La dirección u (norte-sur) de ola presentó un periodo de 23.20 h, lo que evidencia el efecto directo del ciclo diario de la marea. Las aceleraciones horizontales y verticales se asociaron al ciclo diario (23.87 h) y semidiurno (11.97 h) de la marea, y a los ciclos entre 6 y 7.98 horas de las componentes

u y v del viento y de las olas. Por último, se observa que las aceleraciones verticales de corriente presentaron una oscilación de 31 d, lo que evidencia el efecto de oscilación mensual de la componente u del viento (31 d), el cual modula los flujos verticales según la velocidad y dirección del viento, viento el cual predominó principalmente del este-noreste (Figura 4-24, Figura 4-25).

Tabla 4-5. Modos de oscilación de los forzantes y de las aceleraciones horizontales y verticales en superficie (7.3 m del fondo).

Parámetro	Periodo
Vel. u del viento	31.83 d, 23.87 d, 11.23 d, 23.88 h, 11.97 h, 7.98 h y 6 h
Vel. v del viento	11.23 d, 7.3 h, 23.88 h, 11.97 h, 7.98 h
Dirección u de ola	10.91 d, 7.41 d, 23.96 h, 11.85 h, 7.3 h
Dirección v de ola	23.20 h, 16.8 h, 14.76 h, 9.6 h, 7.8 h, 6.8 h
Hs	37d, 19 d, 11 d, 23.84 h, 11.98 h, 11.43 h.
Aceleración horizontal de corriente	15.5 h, 7.41 h, 23.87 h, 11.97 h
Aceleración vertical de corriente	31 d, 15.5 d, 23.87 h, 11.97 h, 7.98 h

4.2.4 Cargas transitorias y disipación

Las cargas transitorias se consideran como ondas que se propagan y se disipan en función del tiempo. Esta tesis define a las cargas transitorias como las oscilaciones de los registros de aceleración hidrodinámica subsuperficial durante lapsos de tiempo inferiores a las 24 horas, y que presentan patrones de oscilación amortiguada. La variación de aceleración negativa y positiva permite identificar la propagación de la onda a través de la interfaz, considerando como nodos a los registros de aceleración positiva y antinodos a los de aceleración negativa.

Después de analizar la variación cada hora de aceleración horizontal de corriente (Figura 4-28), se identificaron cargas transitorias máximas en junio (Figura 4-38 y Figura 4-39) y en octubre de 2015 (Figura 4-40). Se observó que la carga transitoria inicia después de un lapso de desaceleración en la columna, principalmente en superficie entre los 1.1 m y 2.1 m de la superficie.

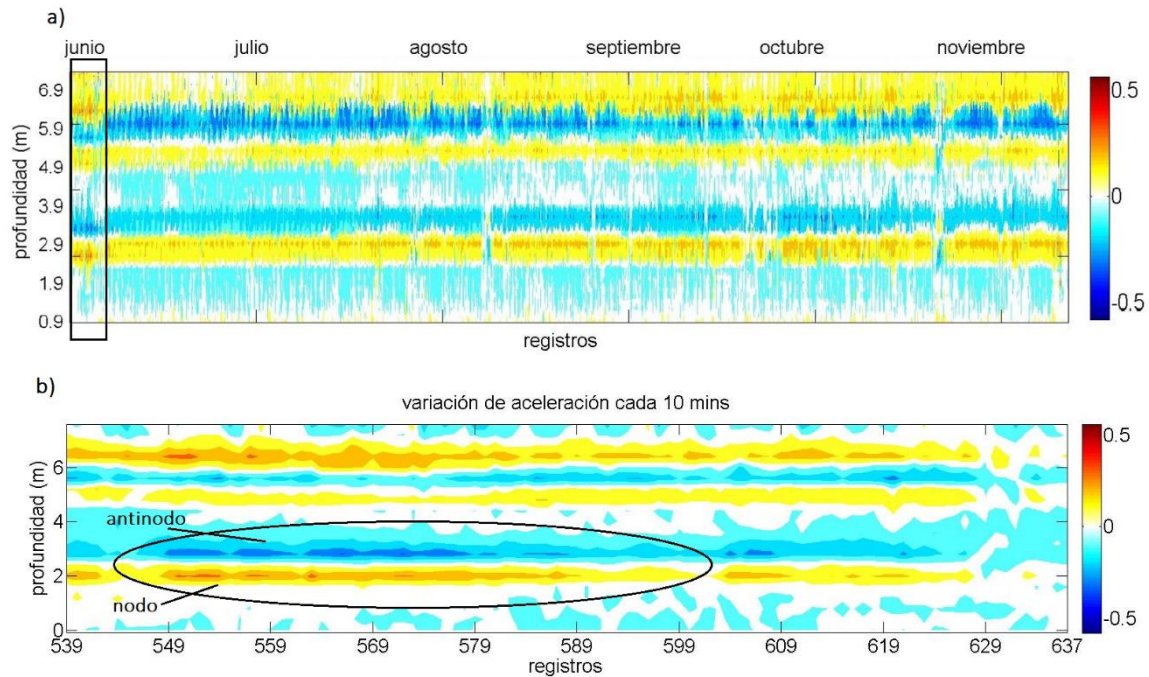


Figura 4-38. Identificación de carga transitoria para el mes de junio: a) aceleración horizontal (m/s²), b) ventana de tiempo de la aceleración horizontal (m/s²).

La Figura 4-39 a través de las aceleraciones horizontales, evidencia 7 cargas transitorias en la interfaz capa superficial - intermedia (7.3 a 6.6 m del fondo), a la que llamaremos interfaz 1, y una en la interfaz entre la capa intermedia y la capa profunda (3.7-2.9 m), la cual se denominará interfaz 2 (Figura 4-40). Se observó una mayor frecuencia de emisión de carga transitoria en la interfaz 1 con respecto a la interfaz 2, lo que se puede justificar por la variación de la densidad con respecto a la profundidad; la capa que presente menor densidad, permitirá mayores frecuencias de emisión de cargas transitorias. Las aceleraciones verticales evidenciaron el momento en que se genera una fuerte oscilación vertical, las cuales fueron mayores en la interfaz 1 (superior) con respecto a la interfaz 2 (inferior), evidenciando así el efecto del viento.

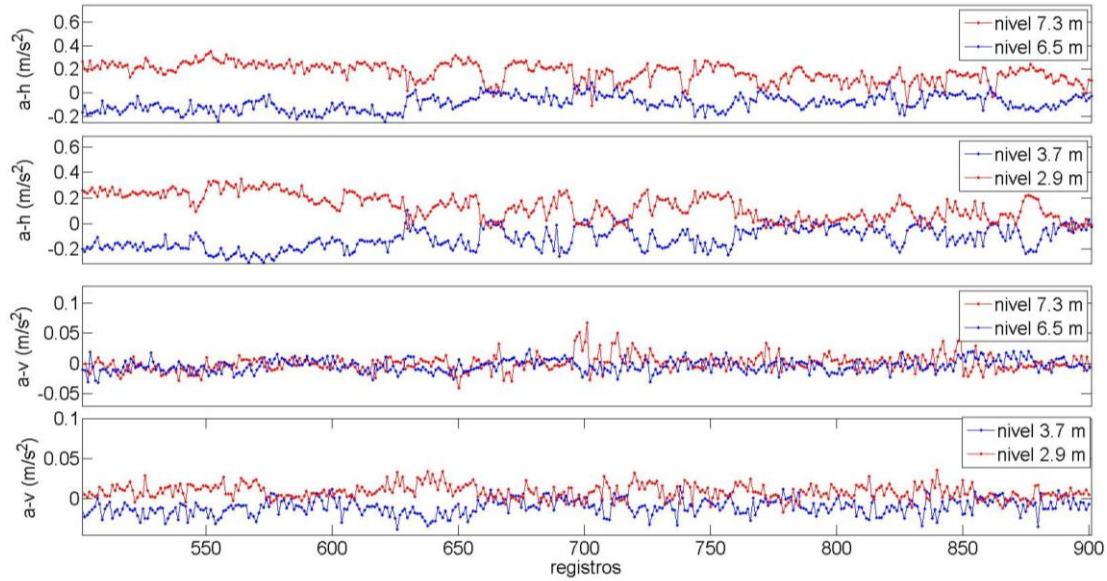


Figura 4-39. Variación de aceleración horizontal (a-h) y vertical (a-v) de corriente cada 10 minutos a partir de registros de ADCP desde 6 de junio 06 hr a 8 de junio 7 hr de 2015.

Las aceleraciones horizontales máximas registradas en octubre (Figura 4-40), fueron aproximadamente 0.10 m/s^2 menores con respecto a las observadas en junio. Las cargas transitorias se observaron en la interfaz 1 y 2, encontrándose que las cargas transitorias localizadas en la interfaz 2 fueron mayor con respecto a la identificadas en la interfaz 1. Con base en lo anterior, es posible afirmar que, para octubre, el efecto de marea es mayor en la columna de agua, principalmente en el fondo, a diferencia a lo observado en junio, donde el efecto del viento es el de mayor influencia sobre la generación de las cargas transitorias.

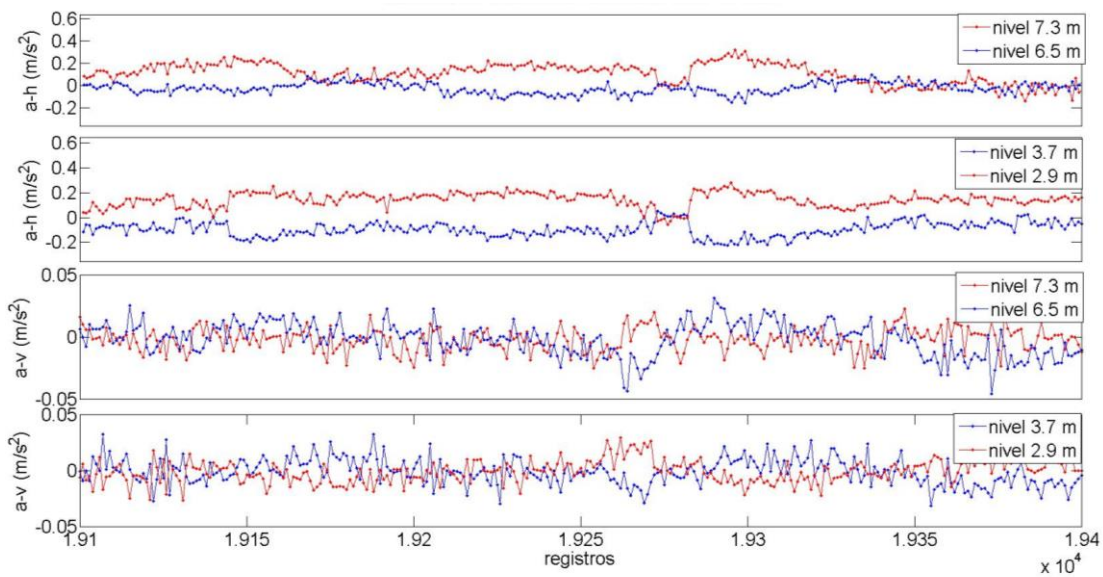


Figura 4-40. Variación de aceleración horizontal (a-h) y vertical (a-v) de corriente cada 10 minutos a partir de registros de ADCP desde 13 de octubre 20.6 hr a 14 de octubre 18.16 hr de 2015.

En la Figura 4-41 se observa que los vectores de corriente evidenciaron el efecto del viento y la marea en la columna de agua, así como en la capa intermedia se evidencia el flujo predominante hacia el suroeste, el cual representa la corriente de litoral. Los periodos del 6 al 8 de junio (Figura 4-41a) y del 13 al 14 de octubre (Figura 4-41c), presentaron un viento por debajo de los 5 m/s y predominio variable del sureste, sur-sureste y nor-noroeste, a diferencia del periodo del 23 al 26 de junio (Figura 4-41b) en el cual los vientos estuvieron cercanos a los 10 m/s predominando del noreste (Figura 4-23).

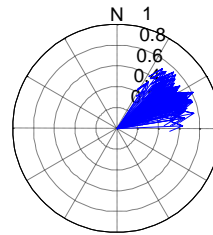
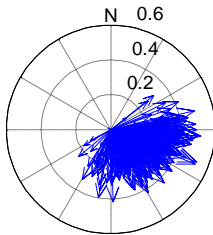
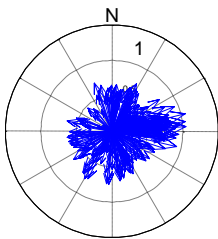
El efecto del viento generó que el flujo en la capa superficial, no fuese constante hacia el sureste como ocurre generalmente (Figura 4-27, Figura 4-41b), si no, que indujo a un flujo variable en junio (Figura 4-41a) con dirección hacia el noreste en octubre (Figura 4-41c). Este cambio en el empuje del viento sobre la columna de agua alteró la hidrodinámica local, facilitando la generación de cargas transitorias, siendo máximas en la interfaz 1 (superior) para el mes de junio, mes donde predomina el viento sobre la marea, y máximas en la interfaz 2 (inferior), cuando predomina el efecto de la marea en octubre.

a) 6 al 8 de junio

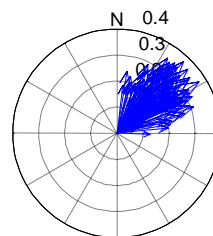
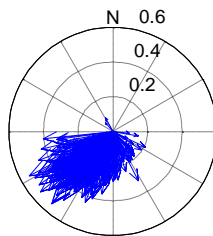
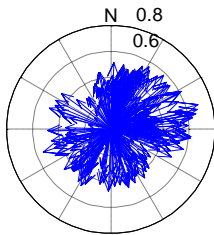
b) 23 al 26 de junio

c) 13 al 14 de octubre

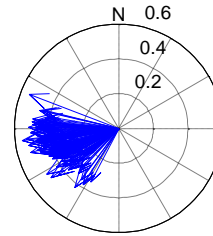
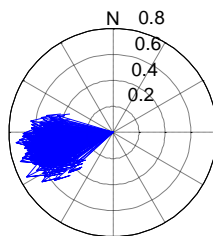
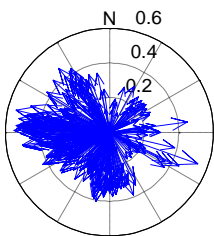
8.5 m (superficie)



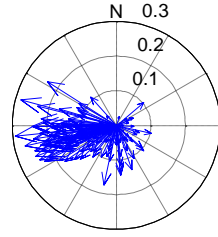
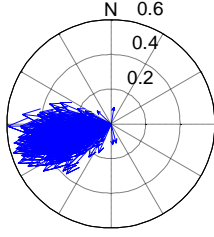
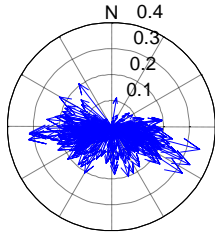
7.5 m



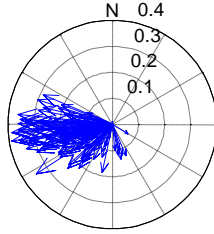
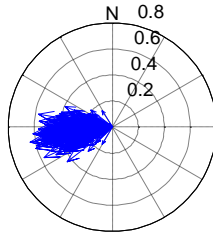
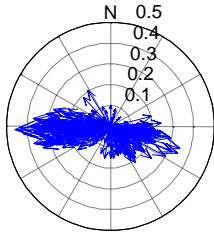
6.5 m



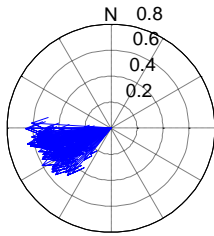
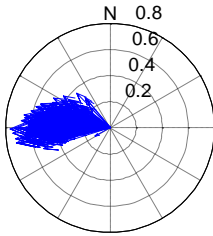
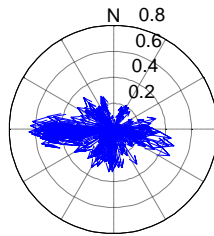
4.9 m



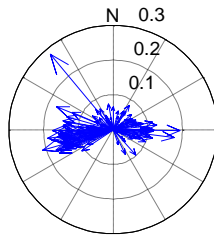
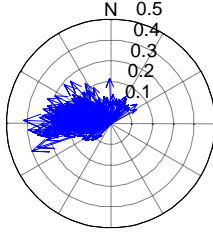
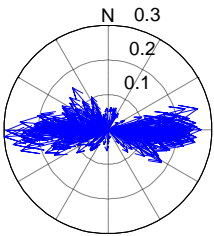
4.1 m



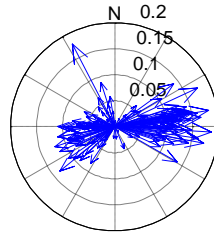
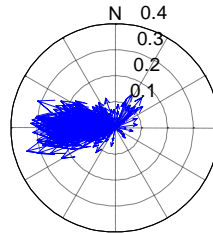
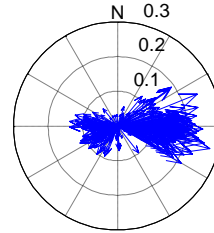
3.7 m



2.5 m



1.7 m



0.9 m

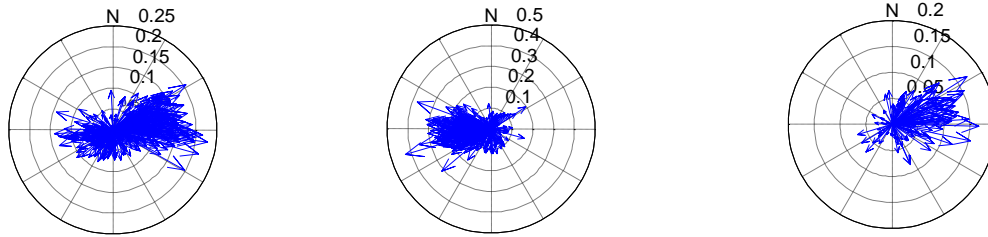


Figura 4-41. Vectores de corriente por profundidad para los eventos de manifestación de máximas cargas transitorias (a) y (c), y durante un evento de ausencia de carga transitoria (b).

Con el objetivo de analizar los efectos de disipación turbulenta sobre la columna de agua, se validaron los resultados de velocidad modelados por Delft3d para los dos episodios de generación de cargas transitorias máximas (junio 6 y octubre 13), y de esta manera emplear la información del perfil de densidad modelada para estos eventos.

La validación consistió en comparar los resultados de velocidad a 7.3 m de distancia del fondo para el evento de carga transitoria máxima de junio y octubre (Figura 4-42), y contrastar 2 perfiles de corrientes y sus componentes para la máxima aceleración horizontal ocurrida en la primera semana de junio (Figura 4-43).

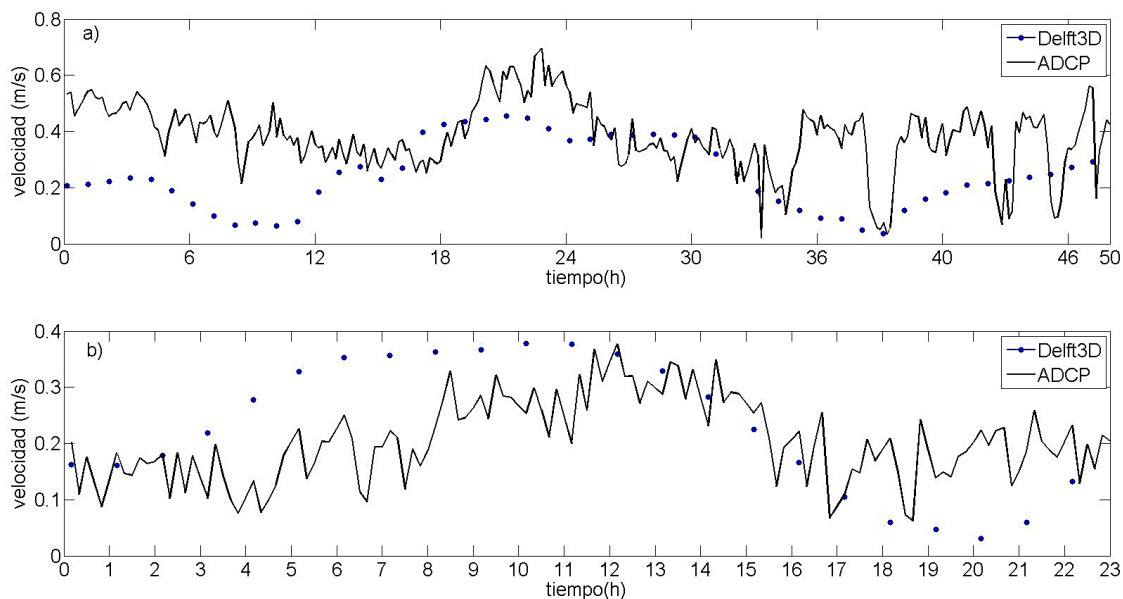


Figura 4-42. Validación de velocidad de corriente a 7.3 m de profundidad desde a) 6 de junio 06 hr a 8 de junio 7 hr de 2015, b) 13 de octubre 20.6 hr a 14 de octubre 18.16 hr de 2015.

La comparación entre los resultados de modelación con respecto a los registros del ADCP, indicaron que el modelo fue capaz de simular las corrientes de manera aceptable, con oscilaciones y magnitudes de velocidad similares a lo registrado por el equipo ADCP (Figura 4-42, Figura 4-43, Figura 4-44).

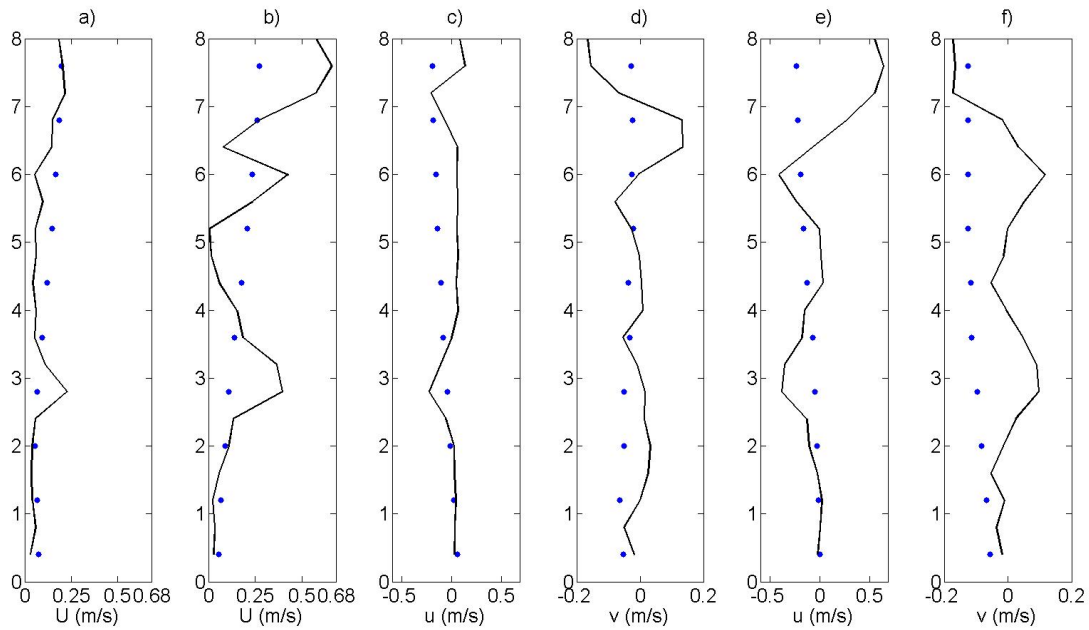


Figura 4-43. Validación de perfil de corrientes para el 5 de junio a las 12 horas (a, c, d), y 6 de junio a las 12 horas (b, e, f).

Después de validarse las simulaciones de corrientes y propiedades termohalinas del modelo Delft3D (Capítulo 4.1), se emplearon los perfiles de densidad y de corriente (Figura 4-44, Figura 4-45) asociados a los eventos de generación de cargas transitorias máximas (Figura 4-39, Figura 4-40). Los perfiles de velocidad para los dos episodios, presentaron los registros máximos en superficie con valores de 0.7 m/s y 0.62 m/s en junio y octubre respectivamente. Adicionalmente se observaron dos picos de velocidad en la interfaz 1 y 2 para los eventos de junio y octubre.

El perfil de densidad de la carga transitoria de junio (Figura 4-44), fue similar al perfil de densidad del evento de octubre (Figura 4-45), los cuales evidenciaron una densidad en superficie menor con respecto al fondo, aumentando gradualmente desde los 1018 kg/m³ en superficie a los 1020 kg/m³ en el fondo.

Al analizar el número de Richardson (Ri), el cual es una relación adimensional entre las fuerzas viscosas e inerciales que representa la estabilidad de un cuerpo de agua, para los eventos de máxima carga transitoria en junio (Figura 4-44), se aprecian valores máximos de -5.57 en la profundidad de 5.6 m, y un segundo máximo de Richardson de -3.04 a los 3.3 m de distancia. Valores de Ri menores a 0.2 representan una región de inestabilidad turbulenta capaz de generar vórtices o remolinos, y si es mayor a 0.2, se indica que la capa o región presenta un flujo laminar o no turbulento.

La máxima energía turbulenta (TKE) se registró en los 5 m de profundidad con un valor de 4.60 m²/s². La viscosidad de remolino horizontal máxima fue de 0.11 m²/s a los 5.7 m, la máxima viscosidad vertical fue de 3*10⁻⁴ m²/s registrada a los 4.5 m, y la máxima difusividad turbulenta vertical se obtuvo a los 4.5 m con un valor de 3*10⁻⁴ m²/s.

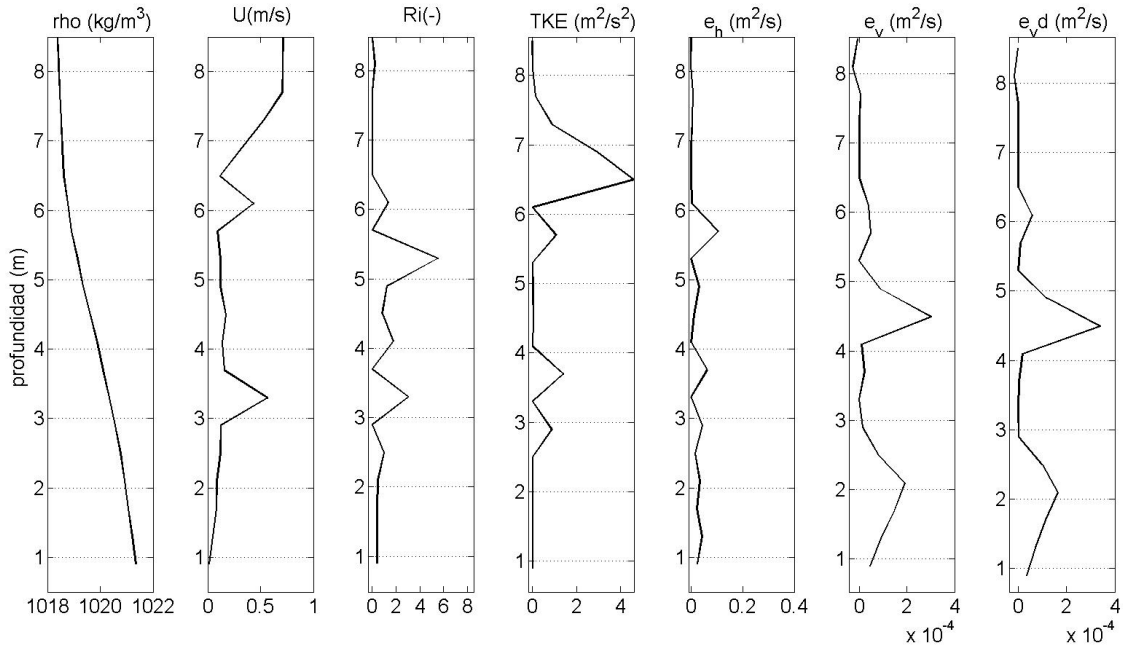


Figura 4-44. Perfiles de densidad (ρ), velocidad horizontal (U), número de Richardson ($-Ri$), energía cinética turbulenta (TKE), viscosidad de remolino horizontal (e_h), viscosidad de remolino vertical (e_v), difusividad turbulenta vertical (e_{vd}) del 6 de junio 06 hr.

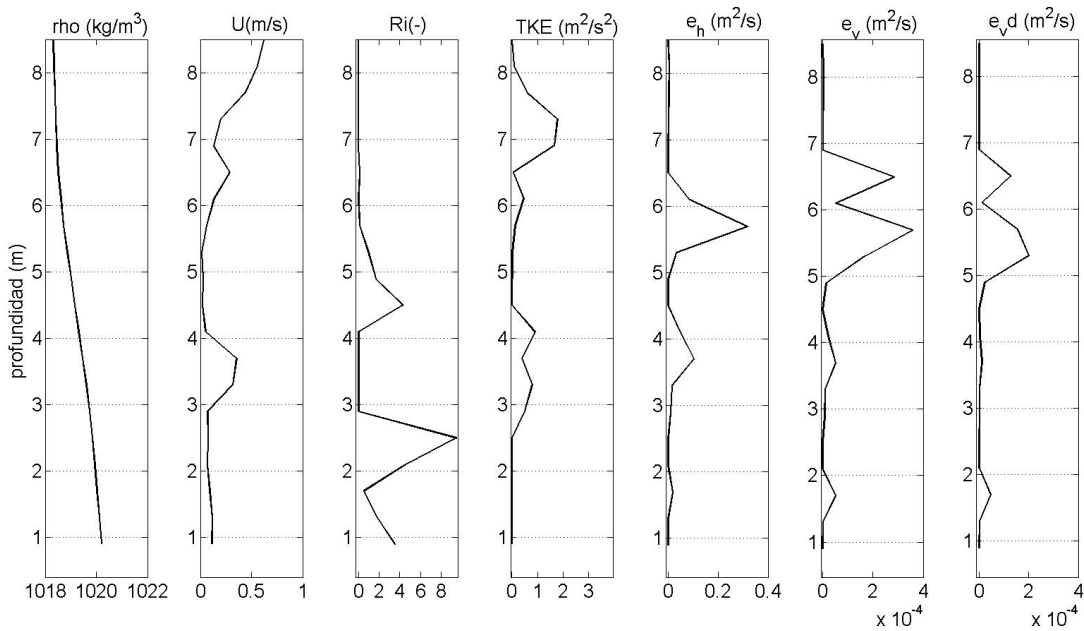


Figura 4-45. Perfiles de densidad (ρ), velocidad horizontal (U), número de Richardson (Ri), energía cinética turbulenta (TKE), viscosidad de remolino horizontal (e_h), viscosidad de remolino vertical (e_v), difusividad turbulenta vertical (e_{vd}) del 13 de octubre 20.6 hr.

El máximo número de Richardson para la máxima carga transitoria en octubre (Figura 4-45), fue de -9.53 en a 2 m del fondo, y un segundo máximo de Ri de -3.04 a los 3.3 m de profundidad del fondo. La máxima energía turbulenta (TKE) se registró entre los 6.4 y 6.8 m de distancia del fondo con un valor de $1.78 \text{ m}^2/\text{s}^2$. La viscosidad de remolino horizontal máxima fue de $0.32 \text{ m}^2/\text{s}$ a los 5.7 m, la máxima viscosidad vertical fue de $3 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2/\text{s}$ registrada a los 5.2 m, y la máxima difusividad turbulenta vertical se obtuvo a los 4.8 m con un valor de $2 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2/\text{s}$.

Efectuando una comparación de la inestabilidad del perfil según el número Ri, se observó que se presentaron para ambos casos, un pico a los 5.8 m y otro a los 3.3 m de distancia del fondo, siendo el registro de junio mayor a los 5.8 m y en octubre Ri fue mayor a los 3.3 m. La TKE fue mayor en junio localizándose a los 6.5 m de distancia del fondo, y en octubre se ubicó 0.4 m más superficial con una menor magnitud con respecto a junio. La viscosidad horizontal presentó dos picos, el primero se ubicó a los 5.8 m de distancia del fondo, y el segundo a los 3.7 m para ambos casos, presentándose los mayores registros en octubre. La viscosidad vertical y la difusividad turbulenta vertical fueron mayores en octubre, localizándose a los 4.5 m para ambos casos.

Las cargas transitorias máximas y la máxima TKE identificadas en junio, se obtuvieron en la misma distancia al fondo, y las inestabilidades turbulentas (Ri), se obtuvieron en los niveles de máxima aceleración horizontal positiva. La viscosidad vertical y su difusión se obtuvieron para ambos perfiles en las zonas de máxima aceleración negativa. El comportamiento anterior evidencia que la interfaz 1 (superficie-medio) y la interfaz 2 (medio-fondo), presentan una alta energía cinética turbulenta (TKE), generando una delimitación en la columna de agua en tres capas. En estas interfaces, se generan las máximas cargas transitorias, las cuales presentaron una mayor frecuencia de emisión en la interfaz 1 y una mayor disipación vertical turbulenta, siendo la duración de estas de aproximadamente 8 horas para el mes de junio y de 15 horas para el mes de octubre. La región media de cada capa es una zona de baja intensidad turbulenta horizontal, pero el transporte vertical es mayor en estas zonas.

Según los perfiles de los parámetros turbulentos, se observa que durante junio la inestabilidad es mayor por el efecto de la interfaz 1 (superficie-media), en la cual el efecto del viento es representativo. Para el mes de octubre la mayor inestabilidad se produjo en la interfaz 2 (media-fondo), lo que evidencia que el efecto de la marea induce a una mayor inestabilidad en el fondo.

Tomando en consideración al efecto de las ondas tropicales sobre la zona de estudio, y la distribución la inestabilidad turbulenta y los gradientes de aceleración en las interfaces 1 y 2, se puede concluir lo siguiente:

- 1- La hidrodinámica de la zona de estudio presenta tres capas según la dirección del flujo, los gradientes de aceleración y las inestabilidades turbulentas.
- 2- La capa superficial está sujeta principalmente al efecto del viento y el oleaje resultante con flujo hacia el sureste. Cuando el viento se encuentra por debajo de los 5 m/s y con direcciones del suroeste, las corrientes en dicha capa cambian de dirección hacia el noreste.
- 3- La capa intermedia está sujeta principalmente al transporte neto de la corriente de litoral con dirección de flujo al sureste.
- 4- La capa profunda esta modulada por la onda de marea, en la cual el flujo posee el mismo sentido de la capa intermedia, pero con menor magnitud. Cuando el viento se encuentra

por debajo de los 5 m/s y con direcciones predominantes del suroeste, las corrientes en el fondo se dirigen hacia el noreste.

- 5- Las cargas transitorias máximas se presentaron durante eventos de viento por debajo de los 5 m/s y dirección variable, localizándose en las interfaces 1 y 2.
- 6- Las ondas tropicales que ingresan al Caribe y afectan las condiciones océano atmosféricas del litoral Caribe colombiano, inducen a la disminución de la velocidad del viento por debajo de los 5 m/s con dirección variable predominante del sur. Como resultado, en la columna de agua se generan pulsaciones sobre los modos de oscilación de las corrientes que permiten la liberación de oscilaciones amortiguadas (cargas máximas transitorias) con periodos de 8 horas en junio y 15 horas en octubre.
- 7- Las cargas máximas transitorias representan eventos de máxima aceleración horizontal, las cuales se amortiguarán según las propiedades turbulentas de la columna de agua.

5. DINÁMICA ESTRUCTURAL *OFFSHORE*

En el presente capítulo se analiza el efecto que ejercen las cargas transitorias no lineales de viento, oleaje y corrientes sobre la dinámica estructural de dos tipos de turbinas de viento offshore, una monopolo (monopile) y una flotante estabilizada por flotabilidad. Mediante experimentos en dos canales de olas se sometieron dos modelos de turbinas de viento (escala 1:100) a cargas de oleaje regular e irregular, y al efecto de ráfagas de viento.

El capítulo está dividido en 3 secciones, y se distribuyen de la siguiente manera. En la sección 5.1 se presentan los resultados de los experimentos de una turbina fija, en la sección 5.2 se encuentran los resultados de los experimentos de una turbina flotante, y en la sección 5.3 se presentan resultados de modelación numérica de la turbina fija durante un oleaje irregular tipo JONSWAP.

5.1 Amortiguamiento viscoso desde el enfoque hidrodinámico y estructural

En el diseño de estructuras expuestas al efecto de las olas, el viento y las corrientes, se requiere identificar en detalle la carga y la respuesta del sistema estructural. La ingeniería *offshore* como disciplina se enfoca en el diseño de estructuras marinas que estarán expuestas a cargas transitorias estacionarias y no estacionarias, las cuales, según su duración, forma, frecuencia y zona de afectación de la estructura, afectará la integridad estructural en el corto, mediano y largo plazo. Las cargas transitorias se caracterizan por ser amortiguadas, que en otras palabras indica que se disipan con el tiempo.

Una carga transitoria se diferencia de una estacionaria debido a que no repite cíclicamente su frecuencia de emisión, lo que infiere que la aparición de estas no se repita periódicamente. Como resultado, las cargas transitorias principalmente las no lineales, no se detectan con facilidad, por su carácter aleatorio o no estacionario. Las cargas transitorias no lineales generalmente son de corta duración, las cuales pueden encontrarse entre 1 a 20 segundos en el caso de las cargas de viento, entre 1 a 6 horas, en el caso de las cargas de oleaje, y entre 8 y 15 horas en el caso de cargas transitorias por corrientes marinas subsuperficiales.

Las cargas transitorias de viento sobre la estructura se generan principalmente durante eventos de ráfagas de viento, las cuales duran aproximadamente 1 minuto [196]. Las transitorias de ola se pueden generar durante eventos de oleaje no desarrollado (*sea*), y las subsuperficiales se pueden generar por variaciones en el efecto del viento, las olas y las mareas sobre la columna de agua.

Las cargas transitorias lineales o no lineales pueden conducir a cualquier estructura a la resonancia estructural, generando una amplificación de los periodos de oscilación de la estructura. Las resonancias estructurales se presentan cuando el periodo natural de la estructura es igual o próximo al periodo de oscilación de la carga. Por consiguiente, el diseño de estructuras tradicional aplica metodologías para la determinación de los periodos naturales y los radios de amortiguamiento mediante aproximaciones analíticas, numéricas y experimentales [99]. Dos de los métodos experimentales más usados para la determinación de los periodos naturales y amortiguamiento, son el “método de vibración libre”, y el “método de vibración forzada” [197].

Los métodos tradicionales de determinación de los modos y frecuencias de oscilación funcionan de manera exitosa durante condiciones de carga estacionarias o armónicas. Estas condiciones son comunes durante el diseño de estructuras continentales (*onshore*), las cuales están sujetas principalmente al efecto del viento y los sismos. Por lo anterior, las pruebas de vibración libre y forzada se realizan en condiciones de estacionaridad, lo que indica que los modos de oscilación tanto de la carga como de la estructura serán armónicos decrecientes. En el caso de las estructuras *offshore*, las condiciones para determinar los modos de oscilación estructural y de las cargas no es estacionario, donde los modos de oscilación de las cargas pueden ser lineal o no lineal.

Determinar los periodos de oscilación natural de la estructura *offshore*, la cual está sumergida y en condiciones altamente no lineales, es una tarea compleja y rigurosa. La estructura *offshore* al estar sumergida presentará un periodo natural amortiguado, condicionado a los efectos viscosos del agua y del suelo, como a las cargas transitorias no lineales del viento, las olas y las corrientes. Con base en lo anterior, el periodo natural de la estructura y su amortiguamiento deberá determinarse mediante métodos de vibración forzada, ya que la naturaleza del medio en que se encuentra (océano) la induce a un continuo forzamiento; los métodos de vibración libre aplicados a la estructura *offshore* servirán de comparativo para estimar los parámetros estructurales en condiciones lineales y estacionarias.

Durante el diseño de turbinas de vientos *offshore*, se considera la relación entre el amortiguamiento aerodinámico y el estructural, debido a que las aspas y el sistema mecánico de generación de energía de la estructura generan vibraciones que modifican la dinámica estructural. Detalles sobre el diseño de turbinas de viento y especificaciones técnicas mediante registros experimentales en parques eólicos construidos en Europa se presentan en el trabajo de Kühn et al. [196].

La integridad estructural y la seguridad operacional de las estructuras tiene una relación inversa con los costos de construcción y mantenimiento, por lo que el control de las vibraciones inducidas durante la interacción carga-estructura requiere de investigación y desarrollo de amortiguadores estructurales; la evolución y masificación del uso de energías renovables requiere de una reducción de los costos asociados.

Al realizarse una revisión del estado del arte desde el año 2007, se han realizado diversos estudios sobre el control de vibraciones en estructuras *offshore* fijas y flotantes. Los ingenieros Ou et al. [198], desarrollaron un sistema de aislamiento de amortiguación para el control de vibraciones de una plataforma articulada. Mediante una tabla vibradora en seco, excitaron la base de la estructura y simularon el efecto de las cargas dinámicas sobre un modelo a escala 1/10, donde los periodos de oscilación de la tabla se asociaron a los periodos de oscilación de las cargas de oleaje y viento. Los autores concluyen que el sistema de amortiguamiento desarrollado mitiga exitosamente cargas sísmicas y de hielo. Colwell S y Basu B [199] analizaron la respuesta estructural de una turbina de viento *offshore* modelada numéricamente como un sistema de varios grados de libertad (VGDL), ante cargas de viento y oleaje. Aplicaron el espectro Kaimal y JONSWAP para representar la excitación por carga eólica y de oleaje respectivamente. Los investigadores apuntan en sus conclusiones que la implementación de amortiguadores de columna líquida (TLCD, del inglés) incrementa significativamente los tiempos de vida ante fatiga.

En el 2011 [200] se realizó un estudio sobre el comportamiento estructural de una estructura monopolo *offshore* ante el efecto del oleaje. Los investigadores emplearon un modelo 3D de elementos finitos. Dos conclusiones se presentaron en el trabajo de investigación: la primera indica que la presión hidrostática es el factor dominante sobre la deflexión de la estructura, mientras que la presión dinámica se reduce rápidamente a medida que aumenta la profundidad. La segunda conclusión indicó que los desplazamientos laterales del monopolo se incrementan directamente con el aumento del número de onda, su amplitud y la profundidad del agua donde se encuentra dispuesta la estructura.

Wei et al. [201] efectuaron análisis modales y simulaciones aero-servo-hidro-elásticas para condiciones ambientales del mar del suroeste coreano. Emplearon el espectro de JONSWAP para

generar artificialmente cargas de oleaje sobre una turbina de viento modelada numéricamente a 33 m de profundidad. Los autores en su investigación reportaron frecuencias naturales de la turbina de viento entre 0.245 Hz y 3.268 Hz.

Los ingenieros Mojtahedi et al. [202] construyeron un modelo físico en seco de una estructura *offshore* articulada para analizar la salud estructural durante diversos escenarios de daño. Los autores realizaron pruebas de vibración libre forzada mediante impactos. En sus conclusiones los autores indican que su metodología propuesta fue validada empleando información de vibraciones en condiciones secas, es decir, experimentos sin presencia de agua.

Shirzadeh et al. [203] emplearon información de campo y modelación numérica para estimar el amortiguamiento de una turbina monopolo *offshore* ubicada a 22.9 m de profundidad. Mediante información de aceleración instrumental determinaron el primer modo de oscilación y su amortiguamiento asociado mediante análisis de Fourier. Los autores estimaron el amortiguamiento total mediante las sumas del amortiguamiento natural de la estructura, amortiguamiento por fricción del lecho, amortiguamiento aerodinámico, amortiguamiento inducido por el amortiguador y el amortiguamiento hidrodinámico (radiación + viscosidad hidrodinámica). Los autores efectuaron simulaciones numéricas modificando los coeficientes de arrastre, y obtuvieron amortiguamientos hidrodinámicos de 0.07%, que según ellos se asocia a los valores reportados en la literatura para turbinas monopolo de 0.3 Hz de frecuencia natural, diámetro de la cimentación de 4.7 m y profundidad del agua de 20 m. La investigación concluye que se debe profundizar en la dinámica estructural ante el efecto del viento y las olas mediante investigaciones experimentales para evaluar la contribución del amortiguamiento aerodinámico para diferentes escenarios de viento.

Travanca y Hao [204] analizaron la respuesta estructural mediante modelación numérica de una plataforma de acero ante el impacto de un buque. En su investigación reportaron periodos naturales de una plataforma fija (trípode) entre 0.32 s y 3.28 s, y de una y articulada (*jacket*) entre 0.30 s y 3.08 s. Jafarabad et al. [205] analizaron la respuesta de una plataforma *offshore* articulada con compartimiento flotante mediante aproximaciones analíticas, para analizar la efectividad de un sistema de amortiguamiento híbrido. Los autores en sus conclusiones indican que la tecnología de amortiguamiento es efectiva ante cargas sísmicas y daño por fatiga.

En el 2014 se efectuó un estudio sobre la reducción de las respuestas de desplazamiento estructural de plataformas fijas ante cargas de oleaje [206]. Los autores evaluaron la eficiencia de amortiguadores con masa hidrodinámica flotante (HBMD, del inglés), los cuales generan fuerzas reversivas o de inercia sobre la estructura. Los autores concluyen que este tipo de amortiguadores ubicados y anclados correctamente pueden reducir significativamente las vibraciones de la plataforma debido a la carga de oleaje.

Carswell et al. [207] investigaron la importancia del amortiguamiento en la cimentación de una turbina de viento monopolo expuesta a cargas de oleaje extremal, empleando un modelo de elementos finitos lineal elástico. Consideraron los efectos hidrodinámicos mediante el concepto de masa hidrodinámica adherida, y asumieron un amortiguamiento Rayleigh de 1%. Ellos emplearon el método de decremento logarítmico y determinaron amortiguamientos críticos de 0.17% a 0.28% asociados a la cimentación de la turbina. En los resultados se presentan periodos naturales del viento entre 0.01 y 0.1 Hz, de oleaje en 0.1 Hz y de la estructura en 0.3 Hz. proponen un método

para cuantificar el amortiguamiento estructural mediante la conversión de la pérdida de energía histerética a viscosa.

Koukoura et al. [208] identificaron el amortiguamiento estructural de dos modos de oscilación para una turbina monopolo *offshore* en condiciones operacionales reales. Emplearon la transformada discreta de Fourier para generar las curvas espectrales, y mediante el método de media potencia identificaron los picos de resonancia estructural. En sus conclusiones indican que determinaron un amortiguamiento total de 1.93% y un decremento logaritmo de 12.2%, resultados que se asocian a los reportes de otros estudios para condiciones similares. Como trabajo a desarrollar, recomiendan la eliminación de armónicos antes de realizar la identificación del amortiguamiento estructural con el objetivo de estimar resultados de amortiguamiento más precisos.

Gavassoni et al. [209] analizaron los modos de oscilación no lineal de una estructura *offshore* articulada, mediante un modelo discreto de 2 grados de libertad, considerando el efecto de la flotabilidad, la masa adherida, las corrientes y el oleaje. Los autores indicaron que las corrientes alteran la posición inicial del sistema estructural, eliminando la resonancia interna 1 a 1, con dos frecuencias naturales variando periódicamente con la dirección de la ola. Cuando la corriente actúa en la misma dirección del plano de simetría, se observó un modo de oscilación similar en esa dirección. Por lo anterior, la respuesta estructural varía periódicamente con la dirección de la corriente. En sus conclusiones los autores indican que los resultados de vibración libre y forzada evidenciaron que los modos de oscilación tienen un efecto palpable sobre la dinámica no lineal del sistema, forzando la dirección de modos acoplados y desacoplados para diferentes escenarios de bifurcación.

Una revisión detallada sobre los métodos de control de vibración para estructuras *offshore* fue realizada por Kandasamy et al. [210]. En sus conclusiones indicaron que las vibraciones en las estructuras *offshore* debido a cargas dinámicas ambientales (ola, viento, corrientes) han afectado la seguridad operacional, conduciendo a accidentes abordo y a fallas estructurales durante las últimas décadas. Los métodos de control de vibración presentados son los activos, pasivos, semi-activos o híbridos. Los métodos pasivos adicionan capas de amortiguamiento viscoelásticas, los activos generan fuerzas sobre la estructura para reducir las vibraciones y los semiactivos o híbridos combinan los dos métodos iniciales para reducción de las vibraciones no deseadas.

Hosseiniou y Mojtahedi [211] efectuaron una investigación experimental de un modelo físico que representó a una estructura *offshore* articulada, con el objetivo de establecer los parámetros iniciales para la modelación en elementos finitos a largo plazo de la salud estructural. Los autores realizaron pruebas de vibración en seco para estimar los parámetros estructurales y en sus conclusiones presentan un método robusto simplificado para el monitoreo de la integridad estructural de plataformas *offshore*.

Subbulakshmi y Sundaravadivelu [212] investigaron el efecto que tiene el “*heave plate*” sobre el amortiguamiento vertical de una turbina de viento flotante. Los autores emplearon modelación CFD para estimar los amortiguamientos, los cuales fueron validados con resultados experimentales obtenidos por pruebas de vibración libre a un modelo de escala 1:50. En la investigación se presenta el efecto que generan los vórtices resultantes debido a la interacción fluido-estructura. Los autores destacan en sus conclusiones que el amortiguamiento vertical se incrementa con la relación de escalamiento del “*heave plate*.”

Wei et al. [213] estudiaron las respuestas estructurales de una turbina *offshore* articulada ante cargas de oleaje mediante análisis dinámico y estático de series de tiempo, y además determinaron el factor de amplificación dinámica en función de la altura de ola, la regularidad de la ola y el periodo estructural. Los autores concluyen que los resultados numéricos de su investigación corresponden solo a tres modelos estructurales de turbinas e incluyen diversas asunciones como los coeficientes hidrodinámicos de inercia y arrastre.

Recientemente se han publicado investigaciones sobre la respuesta estructural de estructuras fijas y flotantes ante cargas lineales y no lineales de viento y oleaje, y la interacción con el suelo, en las cuales se emplearon técnicas numéricas y experimentales para la estimación de los periodos naturales y de amortiguamiento estructural [214] [215] [216] [217] [218] [219] [220].

La determinación de los modos de vibración estructural en estructuras *offshore* se realiza generalmente mediante la descomposición de la señal de la carga y de la respuesta en armónicos fundamentales a través de las transformadas de Fourier. La técnica numérica de Fourier es eficiente y útil siempre que se trate con cuidado los intervalos de tiempo de las series a analizar. Las series de tiempo de la señal pueden contener picos pronunciados en la región de resonancia de frecuencias, y si el paso de tiempo de la serie de información o la frecuencia de medición del instrumento supera el periodo de oscilación de la carga no lineal, es posible que el análisis espectral mediante Fourier no detecte estos picos de resonancia.

En el trabajo de van Der Tempel [221] se recomienda el método de media potencia (*Half Bandwidth method*) para determinar los parámetros estructurales durante vibración forzada, y recomienda una frecuencia mínima de medición de 0.25 segundos para efectuar de manera exitosa el análisis de Fourier.

Según van Der Tempel [221] se emplean métodos de linealización estadística para distintas condiciones experimentales de vibración forzada con la intención de obtener el periodo natural y el amortiguamiento representativo. El investigador sugiere simular en el tiempo las cargas y las respuestas estructurales para diferentes condiciones experimentales, y mediante el método de decremento logarítmico extraer los periodos y amortiguamientos de cada condición experimental. Finalmente, mediante un análisis de regresión lineal selecciona el periodo y amortiguamiento estadísticamente representativo.

Con base las investigaciones citadas, se observa que solo se emplea las cargas de ola mediante simulación (JONSWAP) de la superficie libre, y no se presentan detalles de la interacción de las corrientes locales (vórtices) y su efecto viscoso sobre la ola que se aproxima y sobre la dinámica estructural [215] [199] [198] [220] [201] [222] [200] [213]; en el trabajo Subbulakshmi y Sundaravadivelu [212] se habla de la importancia de los vórtices cercanos al cilindro para el amortiguamiento vertical. Se observó que en el trabajo de Wei et al. [213], estimaron amortiguamientos considerando solo el efecto que tiene el incremento de altura de ola sobre la deformación de la estructura, pero no se analizó la importancia del periodo de la ola sobre la fuerza hidrodinámica asociada a la carga.

Durante la revisión se identificó que se construyeron modelos físicos de estructuras *offshore*, y se efectuaron pruebas de vibración en seco y no en agua. Por lo anterior, no se consideraron los

periodos naturales amortiguados cuando la estructura está sumergida en reposo y perturbada [202] [205] [211].

Las funciones de transferencia obtenidas mediante los métodos de vibración forzada, generalmente se han construido a partir de series de tiempo de cargas generadas mediante ecuaciones paramétricas evaluadas en el dominio del tiempo o de la frecuencia. Las cargas de oleaje y las velocidades de flujo asociadas, se han generado artificialmente mediante parametrizaciones espectrales a través de ecuaciones espectrales como Pearson-Moskovitz, JONSWAP, entre otras; las cargas de viento se han estimado generalmente mediante registros instrumentales.

Adicionalmente se han aplicado los métodos de vibración forzada a partir de una serie de tiempo de aceleraciones o desplazamientos de la carga y una de la respuesta estructural. Por consiguiente, se han construido curvas espectrales independientes por cada condición de carga, donde en el eje vertical se presenta la variación de la amplitud normalizada, y en el eje horizontal la variación de la frecuencia de la excitación de la carga de una condición experimental [221] [197]. Como resultado, se definen periodos naturales de las estructuras y las cargas para una sola condición experimental, posiblemente dejando por fuera interacciones no lineales que puedan generar curvas de funciones de transferencia con 2 o más picos de desplazamiento o aceleración normalizada.

Durante las pruebas de vibración forzada en ambientes perturbados como en el que encuentra generalmente una estructura *offshore*, la no linealidad de las cargas dinámicas generales y transitorias, y la interacción entre estas, puede inducir vibraciones sobre la estructura que continuamente estén modificando el periodo natural de la estructura *offshore*. Por consiguiente, identificar el periodo y amortiguamiento con pruebas de vibración forzada en seco, o simulando cargas no lineales para una carga de superficie libre generada por JONSWAP para un solo escenario, puede inducir a que en la identificación de los parámetros estructurales no se detecten periodos de amortiguamiento críticos o representativos.

Por lo anterior, esta investigación recomienda construir curvas de aceleraciones normalizadas empleando cargas hidrodinámicas calculadas mediante registros de velocidades de flujo 3D cerca de la estructura, toda vez que los vórtices generados durante la interacción ola-estructura modifican o reducen la magnitud del flujo neto inducido por ola hacia la estructura, considerado esto como un amortiguamiento viscoso o un coeficiente de arrastre en la ecuación de Morison.

De la manera como se construyen las curvas de funciones de transferencia a partir de ensayos de vibración forzada en seco independientes, en los cuales la vibración resultante del impacto presenta una oscilación armónica amortiguada definida. Como resultado, la presente investigación propone realizar una prueba de vibración forzada en agua, y extraer la aceleración significativa de la respuesta estructural (aceleración) y su periodo pico asociado de cada ensayo; de esta manera se logra construir la curva de aceleraciones normalizadas. Agrupar las funciones de transferencia (aceleraciones normalizadas) en una sola curva permitirá identificar uno o más periodos naturales amortiguados.

Por lo anterior, en la presente investigación se propone una aproximación distinta para estimar los parámetros estructurales de las estructuras *offshore* así:

- 1- Elaborar DOE con diversas condiciones experimentales (viento, oleaje, corrientes). Identificación de factores y respuestas.
- 2- Registrar por cada ensayo la variación en el tiempo de las cargas y las respuestas estructurales.
- 3- Determinar por cada ensayo los modos de oscilación de las cargas.
- 4- Determinar por cada ensayo el periodo natural no perturbado de la estructura (decremento logarítmico).
- 5- Seleccionar el periodo natural (T_n) y el amortiguamiento (ζ) representativo del ensayo a partir de las réplicas, y el T_n y ζ representativo del experimento a partir de los ensayos.
- 6- Determinar las amplitudes significantes de las cargas y su periodo pico asociado aplicando los momentos estadísticos (momento de orden cero) a los espectros de Fourier.
- 7- Emplear las amplitudes significantes y los periodos asociados de las cargas, determine el periodo natural perturbado de la estructura mediante el *Half Bandwidth method* (método de media potencia).
- 8- Homogenizar las frecuencias de medición de los registros y normalice las series según los máximos y mínimos de cada ensayo y efectúe ANOVA, considerando a las aceleraciones de las cargas como factores y a las aceleraciones estructurales como la respuesta.
- 9- Analizar la interacción no lineal de los efectos principales y estime las cargas de mayor efecto sobre la estructura, así como la interacción entre las cargas.

El método propuesto difiere de los métodos tradicionales porque:

- Considera los periodos y amortiguamientos estructurales cuando la estructura está perturbada mediante el método de media potencia, y cuando no está perturbada mediante el método de decremento logarítmico.
- Analiza series de tiempo de cargas transitorias no lineales para diferentes condiciones experimentales según el DOE-ANOVA.
- Identifica los periodos naturales y amortiguamientos significantes mediante los momentos de orden cero de los espectros de Fourier, y presenta los periodos y amortiguamientos representativos de todo el experimento.
- Presenta los modos de oscilación y amortiguamiento para tres escenarios: solo oleaje irregular (JONSWAP), oleaje + viento, y considerando oleaje + viento + corriente (todos).

A continuación, se presentan en las secciones siguientes del capítulo, los resultados de modelación de la interacción flujo-estructura de dos modelos físicos de turbinas de viento, la identificación de sus parámetros dinámicos estructurales y el efecto que ejercen las cargas dinámicas sobre la respuesta estructural.

5.2 Estructura fija (monolítica)

El primer experimento consistió en evaluar las respuestas estructurales de una turbina de viento monopolo fija, ante cargas de oleaje irregular y cargas de oleaje irregular + viento. El experimento se realizó en el canal de olas perteneciente al Instituto de Ingeniería de la Universidad Nacional Autónoma de México, el cual posee 37 m del largo, 80 cm de ancho y 120 cm de alto.

5.2.1 Configuración del experimento

Los sensores de nivel (SN) se ubicaron según la longitud de onda de diseño, la cual es de 1.76 m; la profundidad o nivel de agua fue de 20 cm. Los perfiladores ultrasónicos de velocidad (UVP, del inglés) se ubicaron a 5 cm por debajo de la superficie libre. El vectrino se ubicó a 8 cm aguas arriba de la turbina, y el perfil de medición de 7 cm se ubicó desde el fondo. Los sensores de nivel registraron información a 100 Hz, el vectrino a 80 Hz, los UVP a 100 Hz, y el acelerómetro biaxial a 100 Hz. Detalles de la localización de los instrumentos se pueden observar en la Figura 4-46, Figura 4-47 y Figura 4-48.

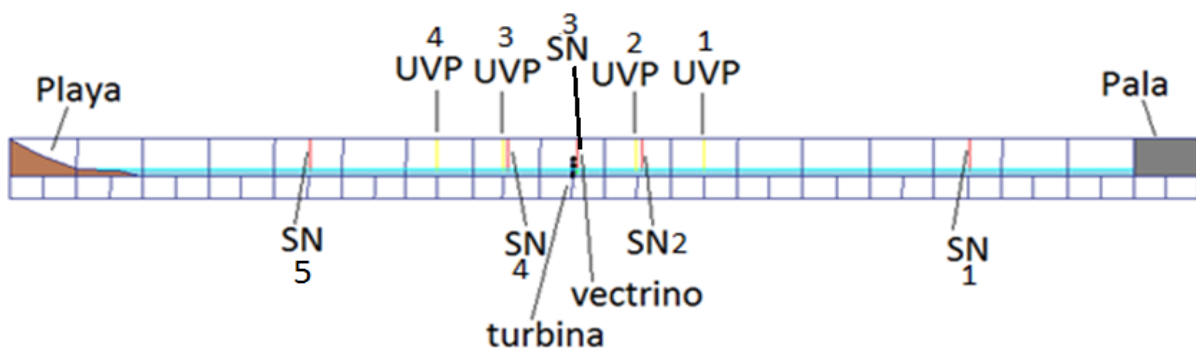


Figura 4-46. Distribución de sensores y localización de la turbina fija.

Para simular el efecto del viento se empleó la técnica de jalonamiento o empuje, en la cual mediante cables se aplica una carga sobre las aspas de la estructura; se empleó un dinamómetro para controlar las cargas las cuales fueron de 50 g, 150 g y 250 g.

⁴ <http://www.met-flow.com/products/transducers>

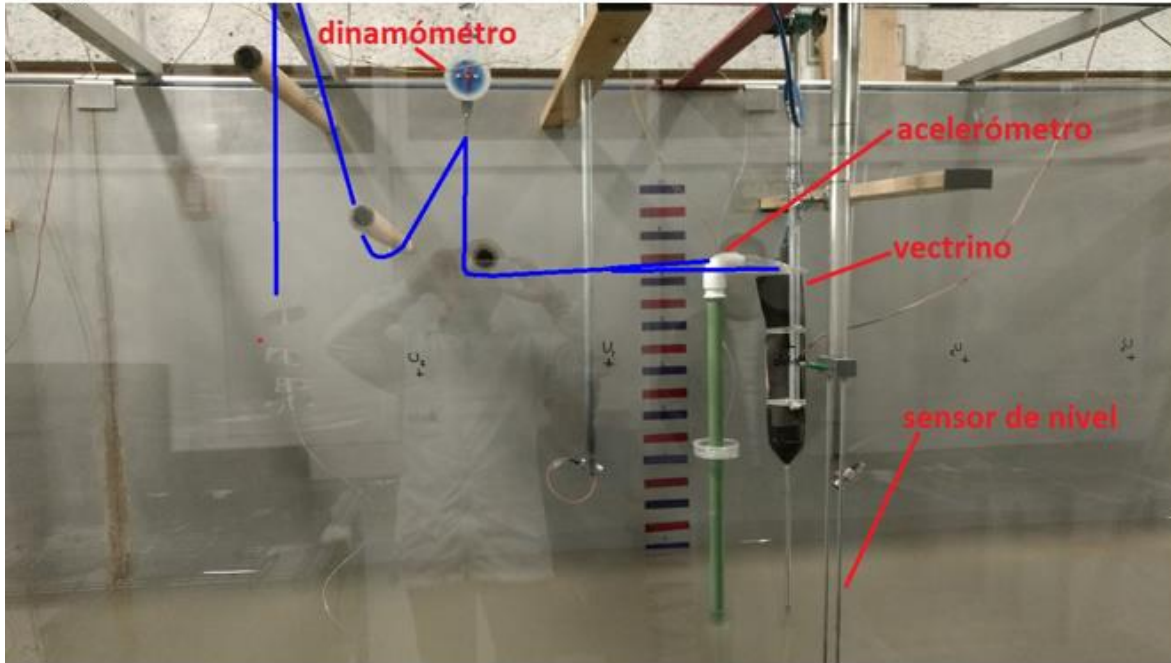


Figura 4-47. Configuración de la modelación física de la turbina de viento monolítica *offshore* de escala 1:100.

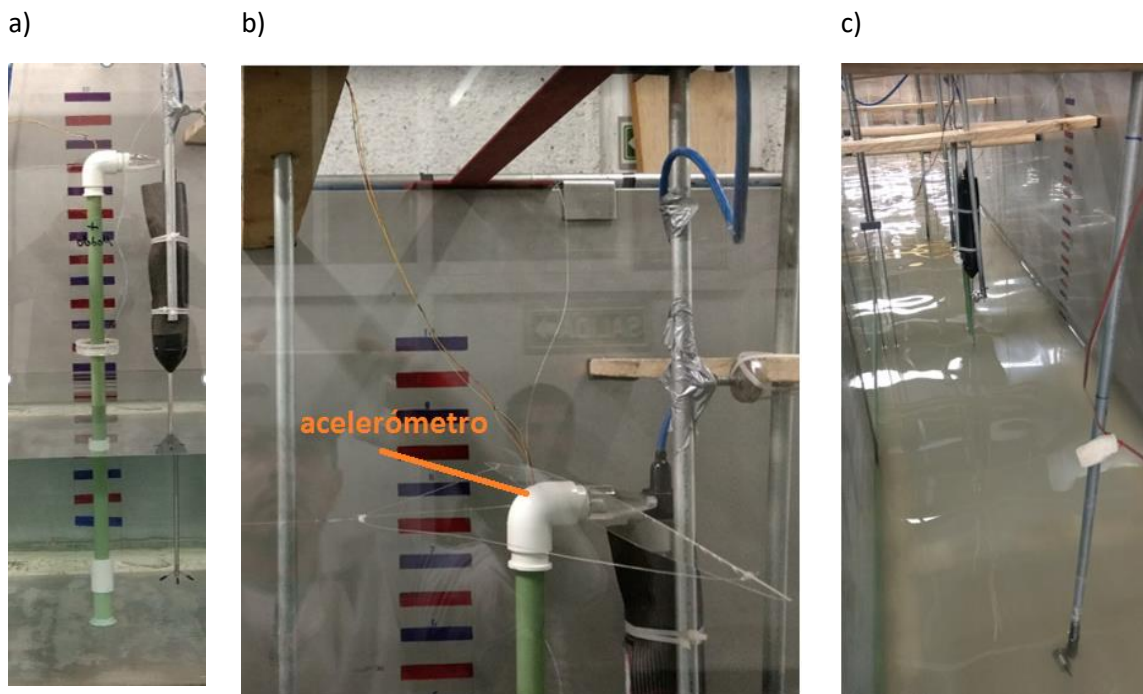


Figura 4-48. Configuración del experimento a) perfilador de velocidad Vectrino (80 Hz), b) acelerómetro al interior del Nacelle de la estructura y cables de jalonamiento, c) alineación de los sensores de nivel (100 Hz) y los perfiladores de velocidad UVP (1 Hz).

El diseño de experimentos (DOE, en inglés) consistió en la evaluación de las cargas para 2 condiciones: 1- solo oleaje irregular (JONSWAP), 2- oleaje irregular + viento. Las condiciones experimentales de cada ensayo se presentan en Tabla 4-6 y Tabla 4-7. El canal no posee la capacidad de generar corrientes, por tal motivo en el experimento de la turbina fija no se evaluó la carga de corrientes.

Tabla 4-6. Experimento con oleaje irregular JONSWAP (gama = 1).

ensayo	Hs (m)	Tp (s)
1	0.08	1.1
2	0.08	1.1
3	0.08	1.1
4	0.05	0.8
5	0.05	0.8
6	0.05	0.8
7	0.01	0.7
8	0.01	0.7
9	0.01	0.7

Tabla 4-7. Experimento con oleaje irregular JONSWAP (gama = 1) + viento.

ensayo	Hs (m)	Tp (s)	Carga de viento (g)
1	0.08	1.1	50
2	0.08	1.1	50
3	0.08	1.1	50
4	0.05	0.8	150
5	0.05	0.8	150
6	0.05	0.8	150
7	0.01	0.7	250
8	0.01	0.7	250
9	0.01	0.7	250

Con el objetivo de determinar el periodo natural en seco, se realizaron 5 pruebas de vibración libre, las cuales consistieron en jalar y soltar la estructura desde los cables, y así simular el efecto del viento (Figura 4-48b). Las series de tiempo de aceleración longitudinal x registradas se aprecian en la Figura 4-49.

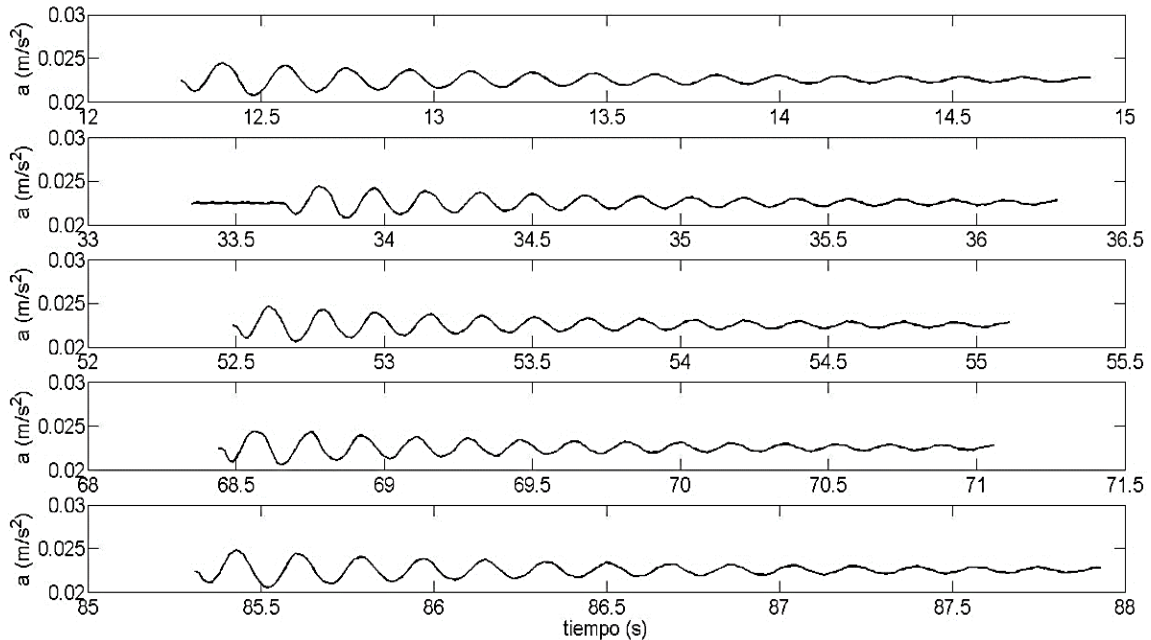


Figura 4-49. Prueba de vibración libre en seco.

5.2.2 Estimación de parámetros dinámicos estructurales y función de transferencia.

Empleando la técnica de decremento logarítmico se obtuvieron los periodos y amortiguamientos naturales de la estructura y los resultados de las 5 pruebas se aprecian en la Tabla 4-8.

Tabla 4-8. Determinación de los periodos naturales de la estructura en seco.

Pico inicial	Pico final	t1 (s)	t2 (s)	a1 (m/s ²)	a2 (m/s ²)	Tn (s)	ζ	$\zeta\%$
1	15	12.39	14.9	0.02443	0.02276	0.1792857 1	0.0008049 5	0.08
1	15	33.77	36.27	0.02427	0.02282	0.1785714 3	0.0007003 2	0.0700323 5
1	15	52.62	55.1	0.02443	0.02277	0.1771428 6	0.0007999 6	0.0799958 3
1	15	68.56	71.05	0.02438	0.02275	0.1778571 4	0.0007866 6	0.0786657 2
1	15	85.43	87.92	0.02484	0.02279	0.1778571 4	0.0009791 8	0.0979182 8
					promedio	0.178	0.00081	0.081

Según los resultados de vibración libre en seco, se identificó que la estructura posee un periodo natural de 0.178 s (5.6 Hz). Para determinar el periodo natural con amortiguamiento viscoso se aplicó la metodología propuesta, la cual indica calcular las aceleraciones significantes de cada ensayo mediante los momentos de orden cero a los espectros de Fourier. Por consiguiente, se construyeron las funciones de transferencia de cada uno de los ensayos, donde en el eje x se presentan los periodos de oscilación de cada carga, y en el eje y las funciones de transferencia de cada ensayo, lo que representa la aceleración normalizada (aceleración de la estructura/aceleración de la carga).

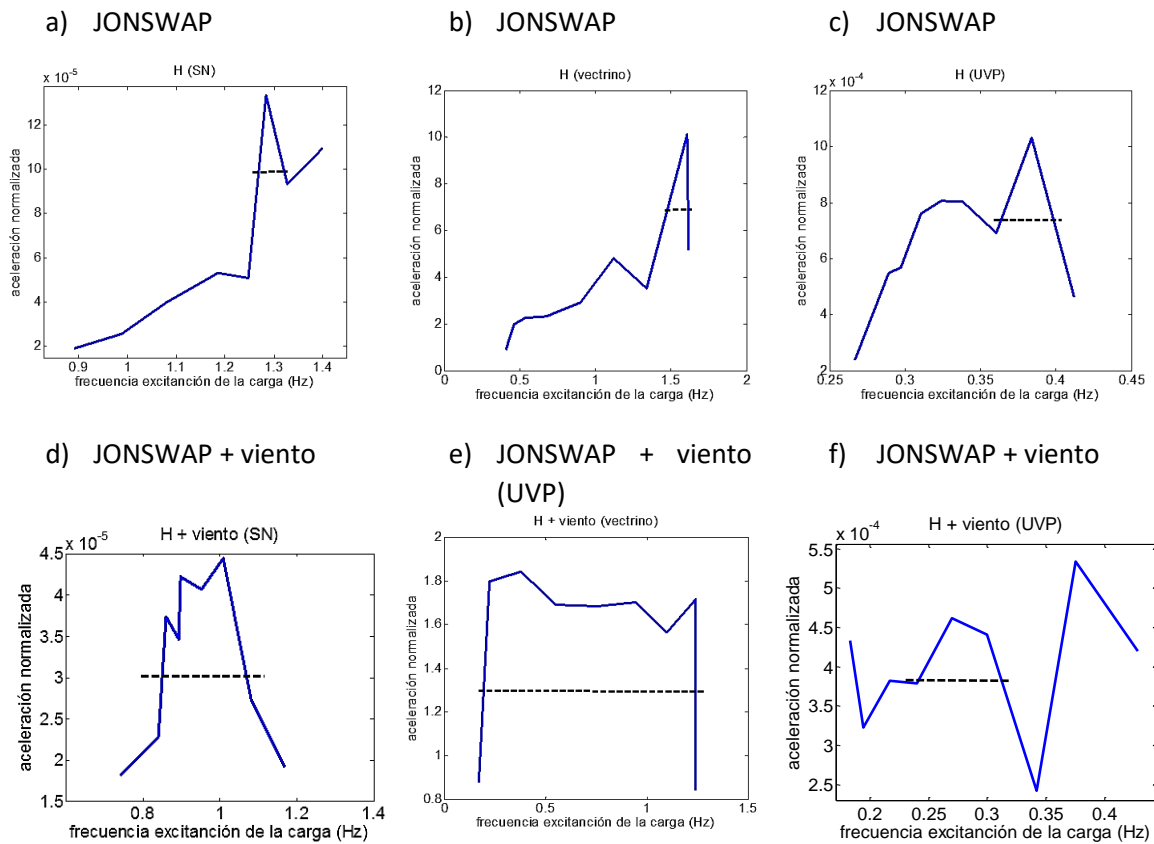


Figura 4-50. Determinación de periodo natural amortiguado mediante el método de media potencia (*Half Bandwidth method*).

Los resultados del método de media potencia de las funciones de transferencia acel. estructura/ acel. carga (SN3), acel. estructura/ acel. carga (vectrino) y acel. estructura/ acel. carga (UVP2), se presentan en la Figura 4-50 y la Tabla 4-9.

Tabla 4-9. Determinación de los periodos naturales amortiguados de la estructura fija.

	w1 (Hz)	w2 (Hz)	Wp (Hz)	dzita	T _D (s)
SN3	1.27	1.33	1.283	0.02	0.78
SN3 + viento	0.69	1.075	1.009	0.21	0.99
UVP2	0.364	0.397	0.383	0.04	2.61

UVP2 + viento	0.24	0.32	0.27	0.14	3.70
vectrino	1.45	1.61	1.605	0.05	0.62
vectrino + viento	0.19	1.25	0.37	0.74	2.70

En el experimento con solo el efecto de ola irregular (Figura 4-50 a-c), se identificó que los periodos naturales de las cargas de ola (SN3) estuvieron entre 0.9 y 1.4 Hz, los de flujo inducido por ola medidas por el vectrino entre 0.41 y 5.15, y las de flujo inducido por ola medidas por el UVP2 indicó periodos entre 0.27 Hz y 0.41 Hz. La mayor amplificación de la aceleración se presentó en las curvas de función de transferencia (H) obtenidas mediante el vectrino, aproximadamente 10,000 veces mayor a las máximas aceleraciones normalizadas obtenidas por SN3 y UVP2. Lo anterior sugiere que el campo de flujo próximo medido por el vectrino presenta un rango mayor de periodos naturales de carga y por consiguiente genera una mayor amplificación de la respuesta estructural con respecto a las cargas por SN3 y UVP2.

Cuando se impuso el viento sobre la estructura, el empuje constante del viento amortiguó las vibraciones naturales de la estructura, evidenciado por las curvas de transferencia las cuales registraron una menor amplificación de la aceleración normalizada (Figura 4-50 c-f) con respecto a las curvas sin el efecto del viento (Figura 4-50 a-c). En la curva calculada según las mediciones del UVP2 (Figura 4-50 f), se evidencia un registro de aceleración normalizada de 0.00025, resultado que se desmarca de los otros ensayos, provocando que la curva no tenga forma de campana. Si bien no se tienen registros de anomalías o errores humanos inducidos para este ensayo, el resultado se encuentra dentro de los periodos naturales de excitación de la carga y en el orden de magnitud de las aceleraciones normalizadas. Como resultado, el corte de la curva (pico espectral $/\sqrt{2}$) se efectuó a partir del segundo pico máximo, el cual permitió intersectar la curva con los dos periodos de excitación.

Según los resultados de la Tabla 4-9 se observa que los periodos naturales amortiguados perturbados obtenidos mediante los registros de UVP2 difieren con respecto a los medidos por el SN3 y vectrino, lo que evidencia que el flujo asociado a la ola al encontrarse alejado de la estructura, no se ve afectado por el amortiguamiento viscoso, por consiguiente el periodo natural amortiguado perturbado obtenido mediante UVP2 se asocia al periodo natural del flujo y no de la interacción flujo-estructura. Como resultado, solo se considerará los resultados asociados a SN3 y vectrino.

Con base en lo anterior la estructura presenta un periodo natural amortiguado perturbado entre 0.62 y 2.7 s, lo que sugiere dos modos de oscilación. El primero con una frecuencia natural amortiguada sin el efecto del viento de 0.7 s (promedio entre SN3 y vectrino), y un segundo modo de 1.84 s (promedio entre SN3+viento y vectrino+viento). El segundo modo de oscilación es mayor debido a que el torque efectuado por la ráfaga de viento amortiguó la carga sobre la estructura.

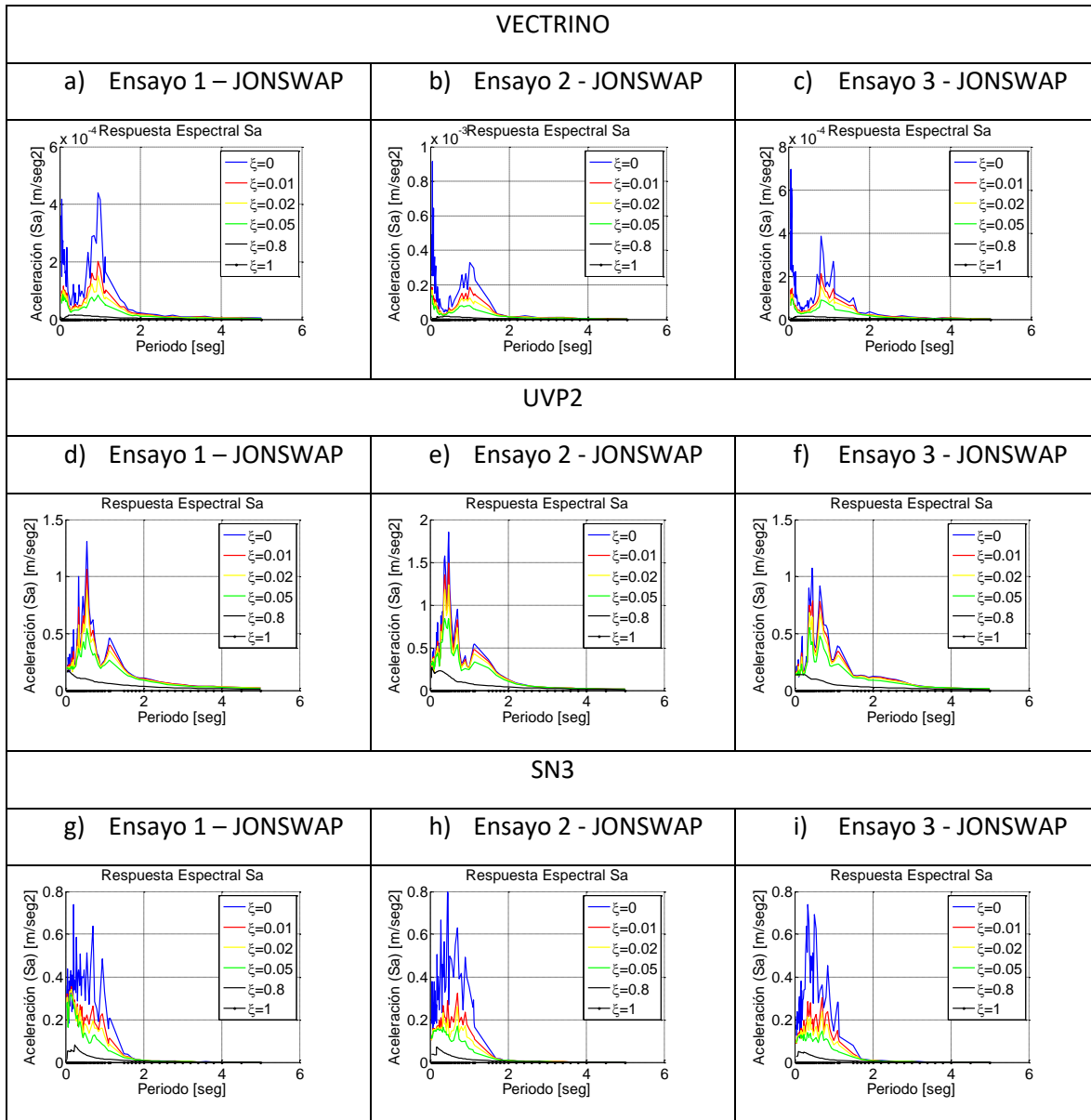


Figura 4-51. Espectros estructurales de pseudo-aceleración mediante la integral de Duhamel generados por las aceleraciones de superficie libre calculadas mediante el sensor de nivel (SN3), el UVP2 y las aceleraciones de flujo obtenidas mediante el perfilador 3D (vectrino).

Se determinaron los espectros de pseudo-aceleración de las cargas SN3, vectrino y UVP2 según los resultados en la Figura 4-51. Al analizar los resultados de pseudo-aceleración obtenidos mediante las cargas registradas por el vectrino, estos evidencian dos modos de oscilación según los 2 picos espectrales; el primer pico indica un periodo promedio entre los 3 espectros (Figura 4-51 a-c) de 0.05 s, y el segundo de 0.91 s. Con respecto a los espectros de UVP3 y SN2 solo se registraron un pico espectral con periodos de 0.49 s y 0.33 s respectivamente.

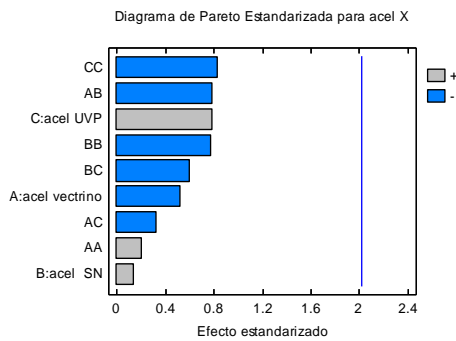
Al comparar los espectros de pseudo-aceleración del vectrino con respecto a UVP2 y SN3, se observa que la carga registrada por el vectrino evidencia dos curvas del espectro (Figura 4-51 a-c), la primera de mayor energía y mayor frecuencia de excitación, y la segunda de menor energía y frecuencia de excitación. Estas dos curvas son producto de la interacción flujo-estructura, permitiendo que los periodo natural de la carga registrada por el vectrino haya registrado dos picos espectrales.

La pala de oleaje fue programada para generar oleaje JONSWAP con periodos picos entre 0.7 y 1.1 s (Tabla 4-6y Tabla 4-7), por consiguiente las cargas por UVP2 y SN3 son aproximadamente la mitad del periodo pico de ola, sin embargo los dos picos del espetro del vectrino (0.05 s y 0.91 s), evidencié la interacción no lineal del campo hidrodinámico próximo a la estructura.

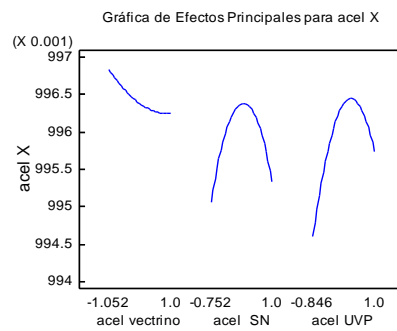
5.2.3 Interacción flujo estructura (ANOVA)

El análisis ANOVA permite analizar la interacción entre la respuesta estructural y las cargas, así como la interacción entre cargas. Por consiguiente, se construyeron los diagramas de Pareto estandarizados para identificar las cargas de mayor significancia estadística, y los gráficos de efectos principales para comprender si el efecto de la carga sobre la estructura es lineal o no lineal (Figura 4-52).

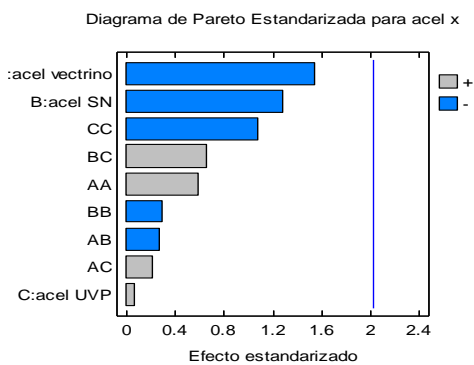
a) Ensayo 1



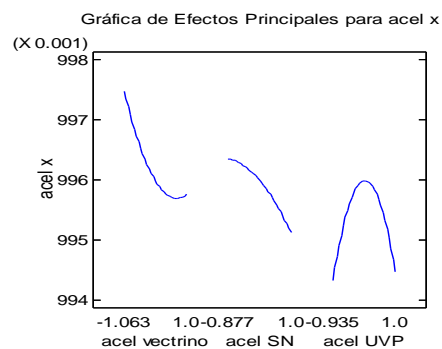
b) Ensayo 1



c) Ensayo 2

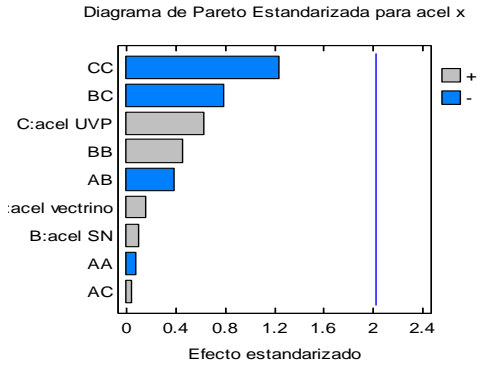


d) Ensayo 2

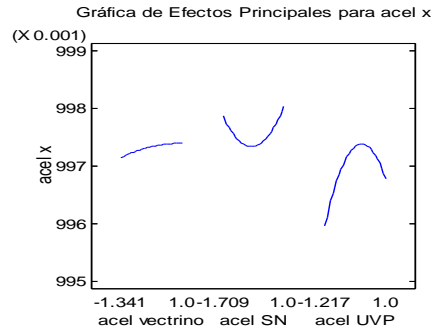


e) Ensayo 3

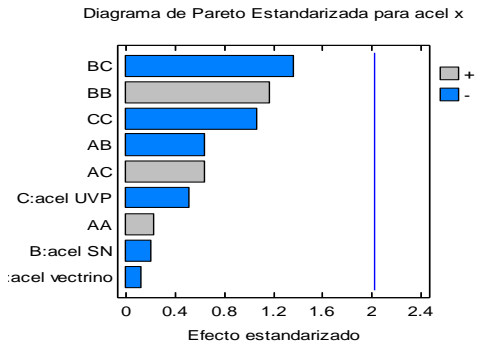
f) Ensayo 3



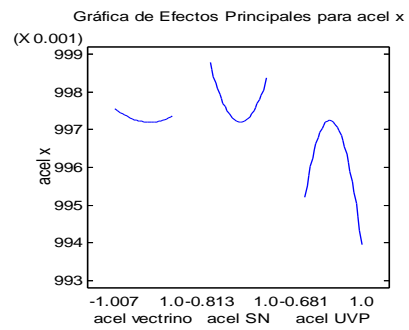
g) Ensayo 4



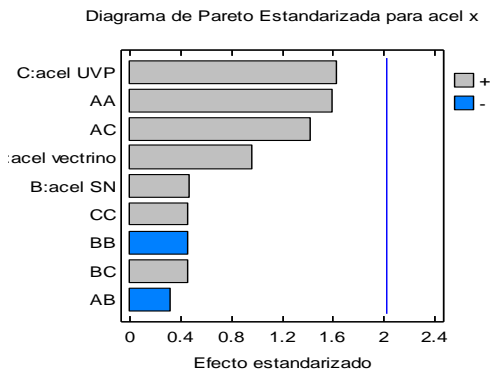
h) Ensayo 4



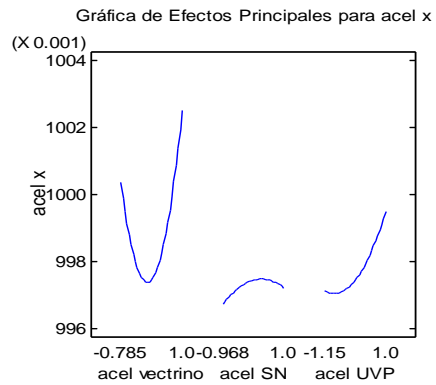
i) Ensayo 5



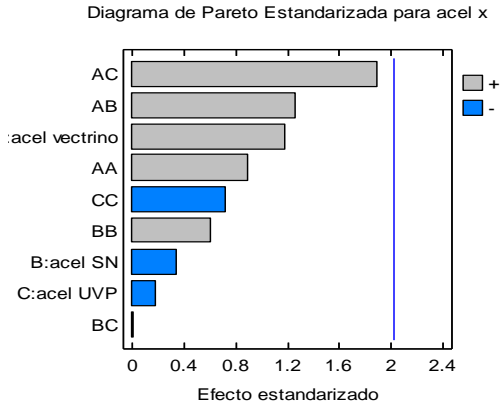
j) Ensayo 5



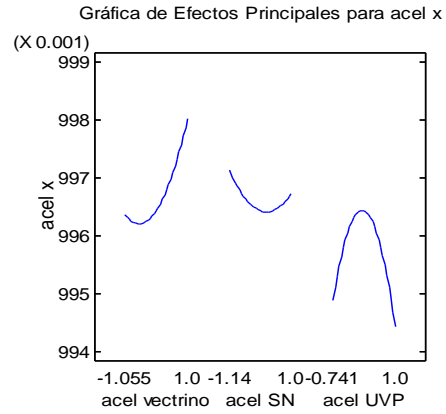
k) Ensayo 6



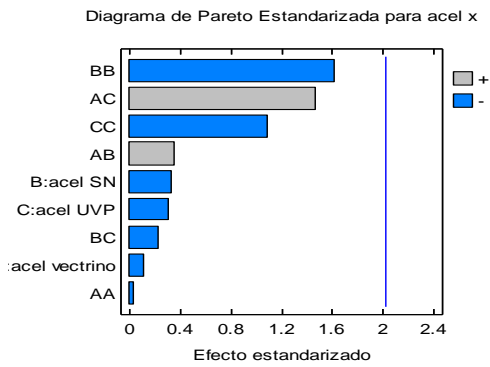
l) Ensayo 6



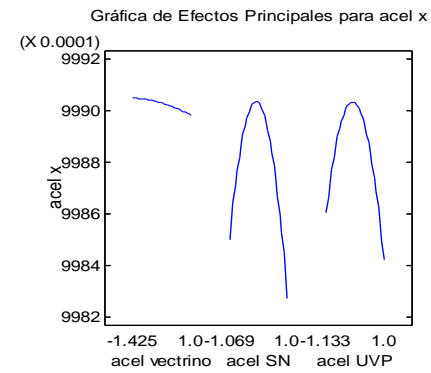
m) Ensayo 7



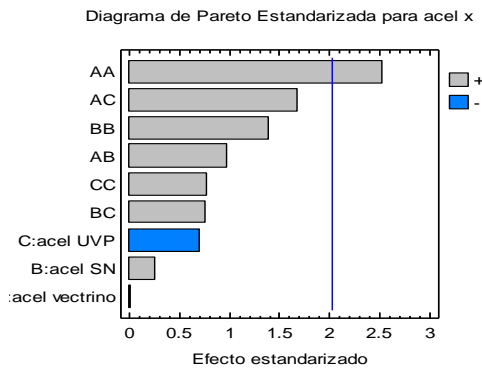
n) Ensayo 7



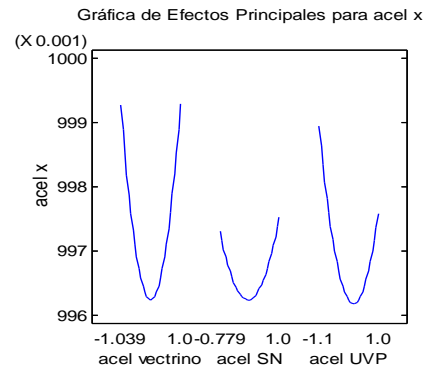
o) Ensayo 8



p) Ensayo 8



q) Ensayo 9



r) Ensayo 9

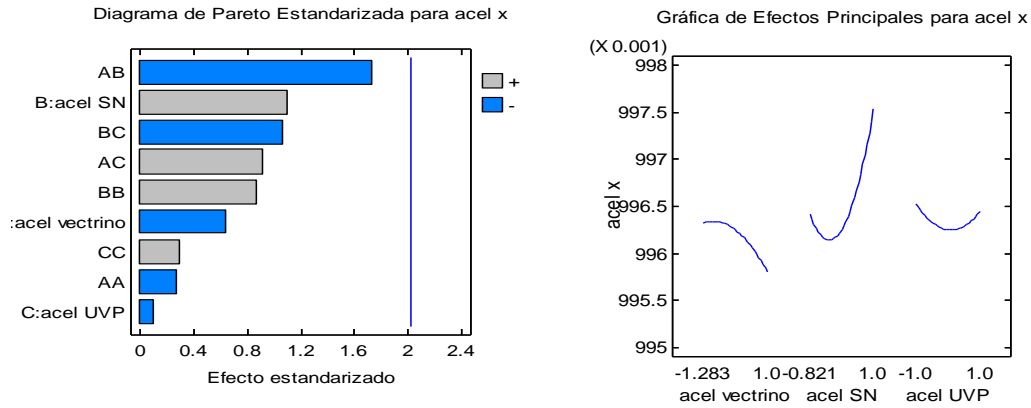
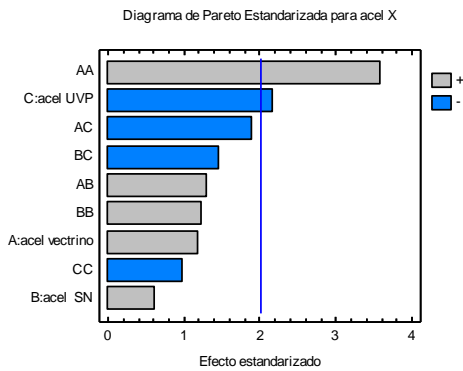


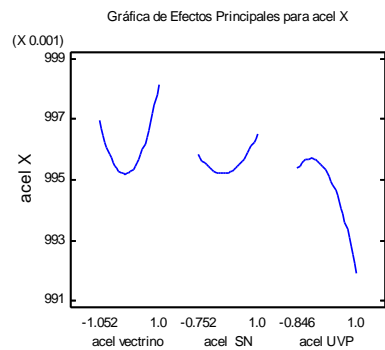
Figura 4-52. Análisis de la interacción flujo-estructura durante oleaje irregular tipo JONSWAP a través de DOE-ANOVA.

Analizado los resultados del DOE-ANOVA para el experimento sin el efecto del viento (Figura 4-52p), el efecto de la carga por vectrino es convexa, lo que evidencia el cambio de aceleración debido a la velocidad orbital de ola.

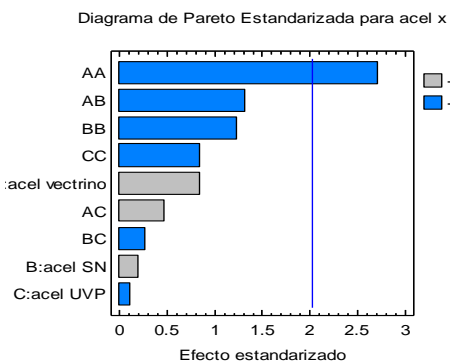
a) Ensayo 1



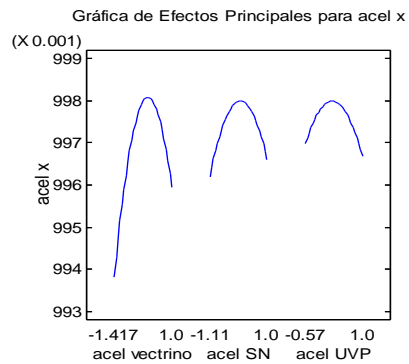
b) Ensayo 1



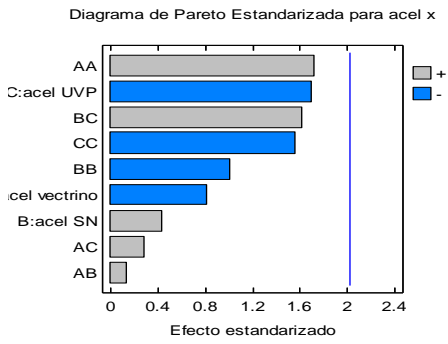
c) Ensayo 2



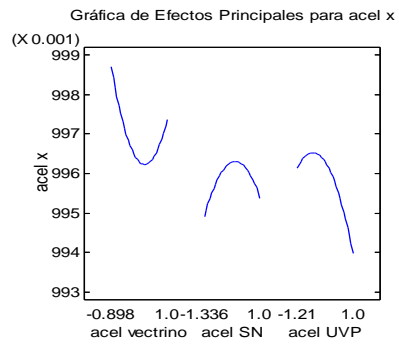
d) Ensayo 2



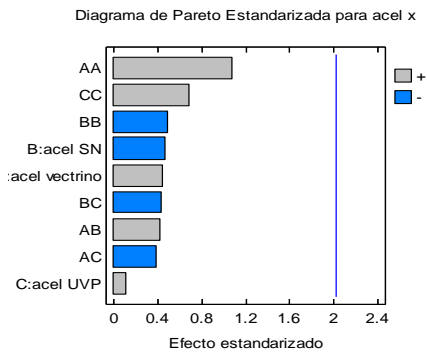
e) Ensayo 3



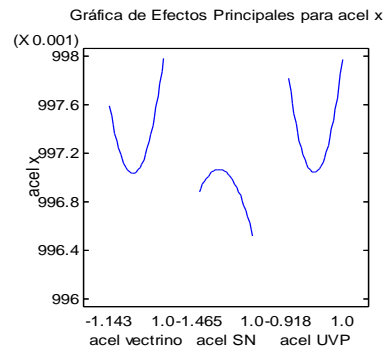
f) Ensayo 3



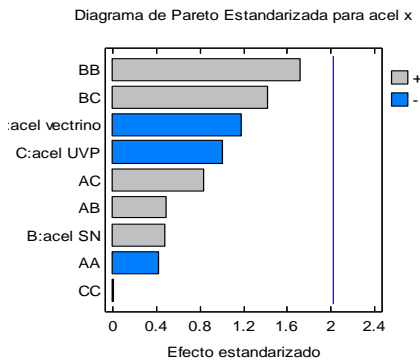
g) Ensayo 4



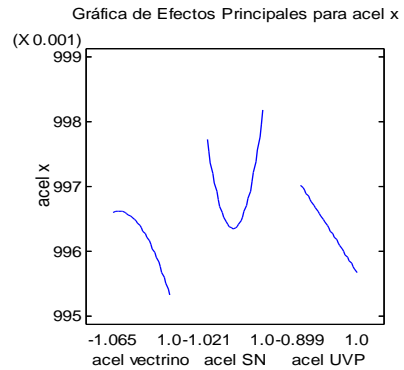
h) Ensayo 4



i) Ensayo 5

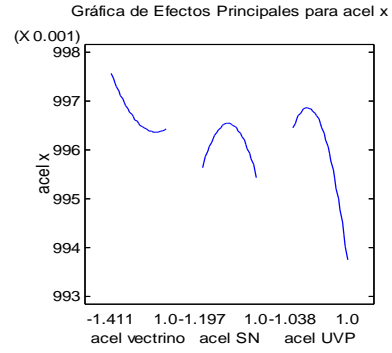
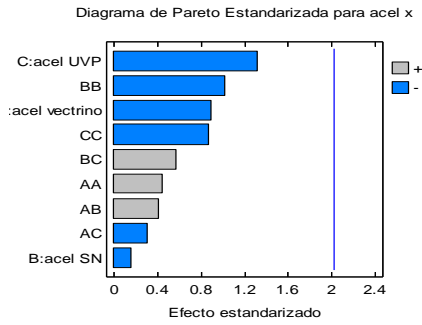


j) Ensayo 5



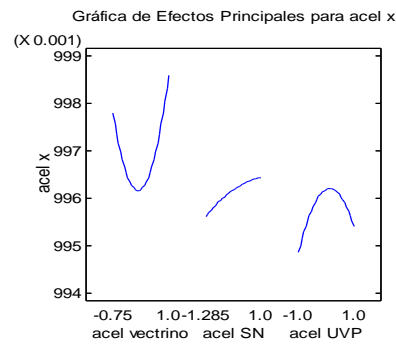
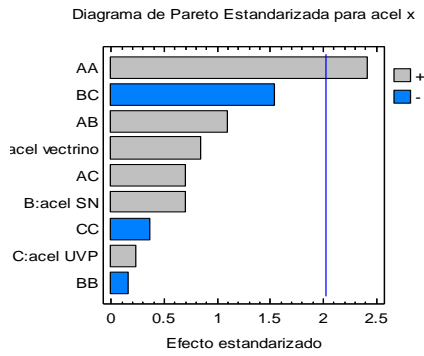
k) Ensayo 6

l) Ensayo 6



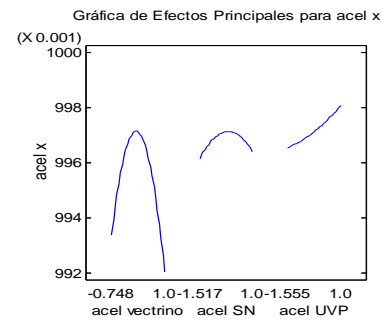
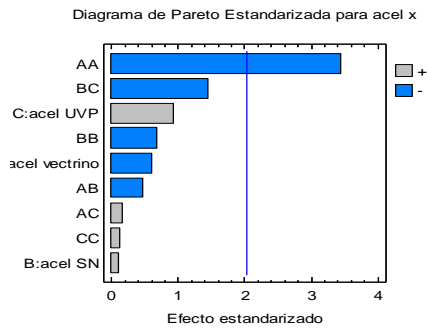
m) Ensayo 7

n) Ensayo 7



o) Ensayo 8

p) Ensayo 8



q) Ensayo 9

r) Ensayo 9

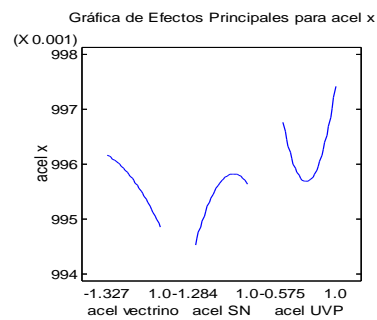
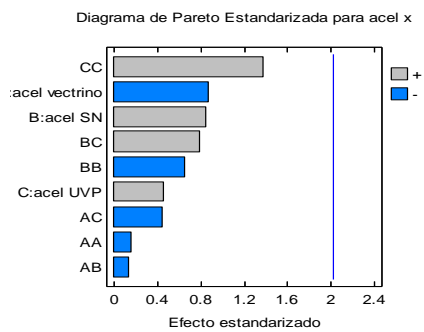


Figura 4-53. Análisis de la interacción flujo-estructura durante oleaje irregular tipo JONSWAP y ráfaga de viento de 60 segundos a través de DOE-ANOVA.

Después de analizar los efectos principales del DOE-ANOVA con el efecto de la ráfaga viento, se encontró que el efecto de segundo orden del vectorino fue positivo (+AA) y negativo (-AA), con curvas cóncavas y convexas (Figura 4-53). Por lo anterior se evidenció que, para la mayoría de los ensayos, las cargas hidrodinámicas registradas por el vectorino influyeron significativamente la aceleración estructural de la turbina, acelerándola y desacelerándola según los efectos principales de segundo orden +AA y -AA.

Al comparar el DOE-ANOVA sin el efecto del viento (Figura 4-52) con el del efecto del viento (Figura 4-53), se observa que la ráfaga de viento al amortiguar el periodo natural perturbado de la estructura (Figura 4-50 c-f), reduce la interacción no lineal de la carga hidrodinámica medida por el vectorino, permitiendo que el efecto de la carga por vectorino sea evidente según los efectos principales analizados. Por consiguiente es posible afirmar que los registros de velocidad de flujo cercanos a la estructura durante un evento de ráfaga de viento, permiten identificar los modos de oscilación amortiguados-perturbados representativos de una estructura *offshore* tipo monopolo (Tabla 4-9).

5.3 Estructura flotante (estabilizada por flotabilidad)

El segundo experimento evaluó las respuestas de aceleración en los 3 grados de libertad de una turbina de viento *offshore* estabilizada con anclajes. El experimento se realizó en el canal de oleaje de la Facultad de Minas de la Universidad Nacional de Colombia – sede Medellín. El canal posee 25 m de longitud, 1 m de ancho y 1 m de alto.

5.3.1 Configuración del experimento.

Los sensores de nivel (SN) se ubicaron según la longitud de onda de diseño, la cual es de 1.76 m; el tirante o nivel de agua fue de 41 cm. El perfilador de velocidad 3D vectrino se ubicó a 8 cm aguas arriba de la turbina, y el perfil de medición de 7 cm se ubicó desde el fondo. Los sensores de nivel registraron información a 100 Hz, el vectrino a 80 Hz, los UVP a 100 Hz, y el acelerómetro biaxial a 100 Hz. Detalles de la localización de los instrumentos se pueden observar en la Figura 4-46, Figura 4-47 y Figura 4-48.

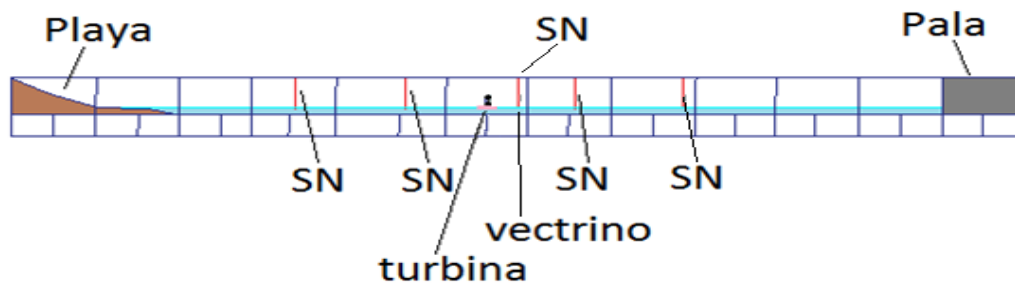


Figura 4-54. Distribución y localización de instrumentos del experimento.

Para simular el efecto del viento se empleó la técnica de jalonamiento o empuje, en la cual mediante cables se aplica una carga sobre las aspas de la estructura; se empleó un dinamómetro para controlar las cargas cuyas magnitudes son de 50 g, 150 g y 250 g.

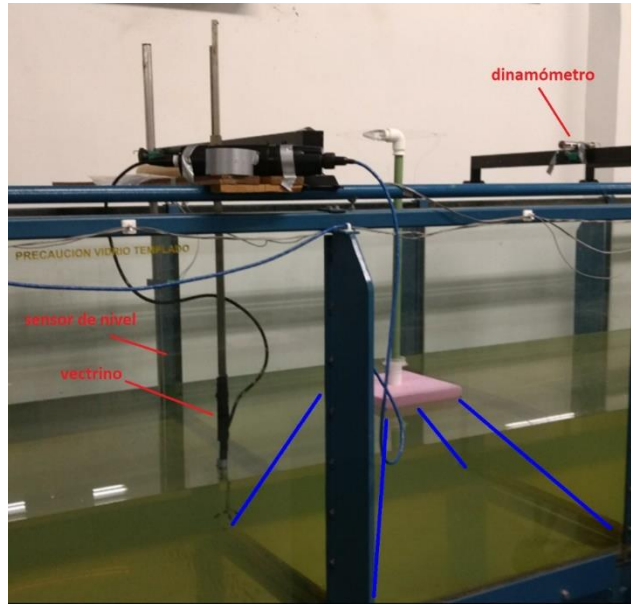
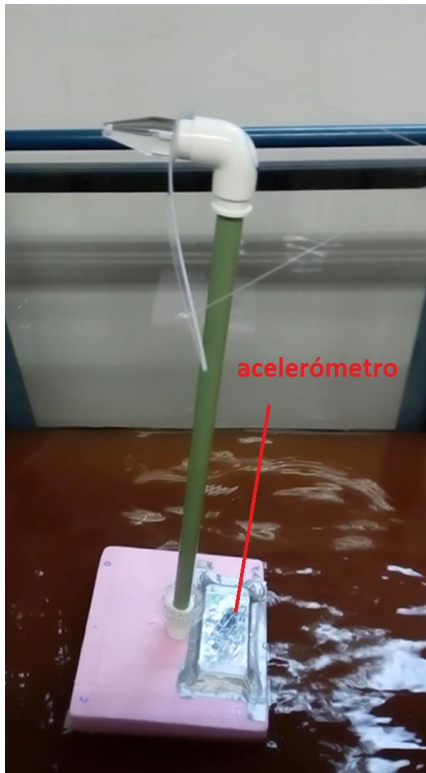


Figura 4-55. Configuración de la modelación física de la turbina de viento monolítica *offshore* de escala 1:100. Perfilador de velocidad vectrino (100 Hz) y sensores de nivel (100 Hz). Las líneas azules representan los anclajes transparentes.

a)



b)

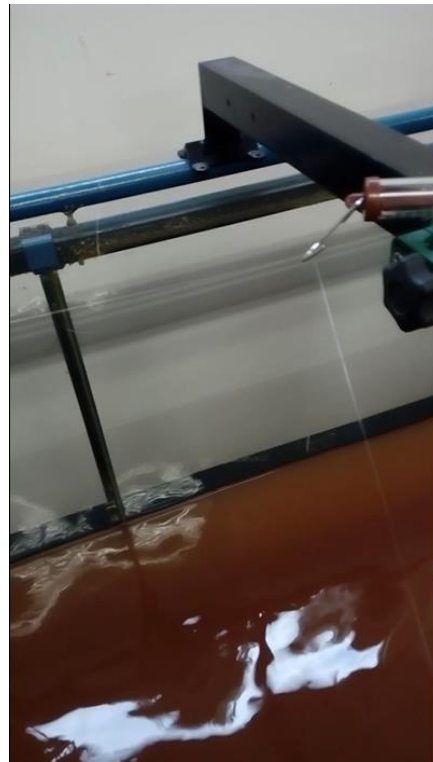


Figura 4-56. Configuración del experimento a) acelerómetro triaxial (15 Hz), b) dinamómetro de control para la carga de viento (1 N).

El diseño de experimentos (DOE, en inglés) consistió en la evaluación de las cargas para 2 condiciones: 1- solo oleaje irregular (JONSWAP), 2- oleaje irregular + viento. Las condiciones experimentales de cada ensayo se presentan en la Tabla 4-10 y Tabla 4-11.

Tabla 4-10. Experimento con oleaje irregular JONSWAP (gama = 1).

ensayo	Hs (m)	Tp (s)
1	0.09	1.76
2	0.09	1.49
3	0.09	1.20
4	0.07	1.76
5	0.07	1.49
6	0.07	1.20
7	0.05	1.76
8	0.05	1.49
9	0.05	1.20

Tabla 4-11. Experimento con oleaje irregular JONSWAP (gama = 1) + viento.

ensayo	Hs (m)	Tp (s)	Carga de viento (g)
1	0.09	1.76	50
2	0.09	1.49	50
3	0.09	1.20	50
4	0.07	1.76	150
5	0.07	1.49	150
6	0.07	1.20	150
7	0.05	1.76	250
8	0.05	1.49	250
9	0.05	1.20	250

Con el objetivo de determinar el periodo natural en agua (no perturbado) , se realizaron 5 pruebas de vibración libre para los 3 grados de libertad, (x,y,z) , las cuales consistieron en jalar y soltar la

estructura desde el centro de la torre. Las series de tiempo de aceleración longitudinal x (surge), transversal y (sway) y vertical z (heave) registradas se aprecian en la Figura 4-57 .

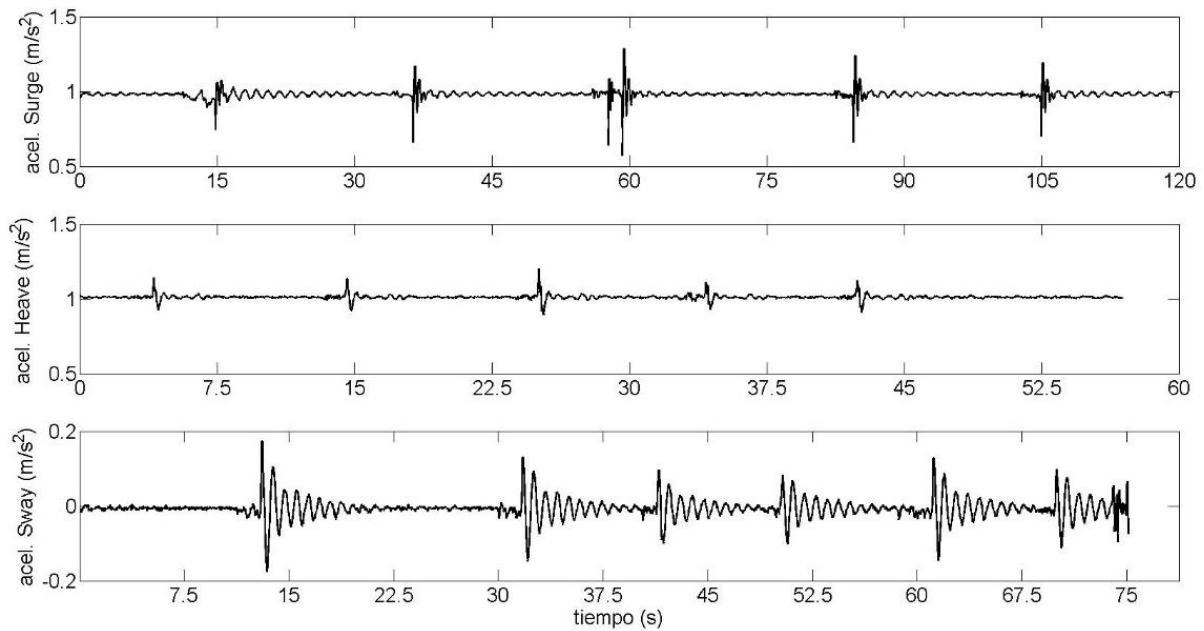


Figura 4-57. Prueba de vibración libre en agua (no perturbado).

5.3.2 Estimación de parámetros dinámicos estructurales y función de transferencia

Empleando la técnica de decremento logarítmico, se obtuvieron los periodos y amortiguamientos naturales de la estructura y los resultados de las 5 pruebas se aprecian en la Tabla 4-12.

Tabla 4-12. Periodos naturales promedio de la estructura en agua (no perturbada).

	Pico inicial	Pico final	t1 (s)	t2 (s)	a1 (m/s ²)	a2 (m/s ²)	Tn	dzita	dzita %
surge	1	11	34	45.2	0.02	0.01	1.12	0.00047512	0.047
sway	1	7	16.6	20.8	0.045	0.0044	0.7	0.06167408	6.167
heave	1	6	23.4	26	1.042	1.016	0.52	0.00080432	0.080

Según los resultados de vibración libre en agua no perturbada, se identificó que la estructura poseé un periodo natural no perturbado de 1.12 s para surge, 0.7 s para sway y 0.52 s para heave. El mayor amortiguamiento se tuvo para los desplazamiento laterales (sway).

Con el objetivo de determinar los periodos naturales en ambiente perturbado, se aplicó la metodología propuesta, la cual indica calcular las aceleraciones significantes de cada ensayo mediante los momentos de orden cero. Por consiguiente, se construyeron las funciones de transferencia de cada uno de los ensayos, donde en el eje x se presentan los periodos de oscilación de cada carga, y en el eje y las funciones de transferencia de cada ensayo lo que representa la aceleración normalizada (aceleración de la estructura/aceleración de la carga). La información de nivel (SN) empleada en los análisis de este experimento corresponden al sensor más cercano a la estructura.

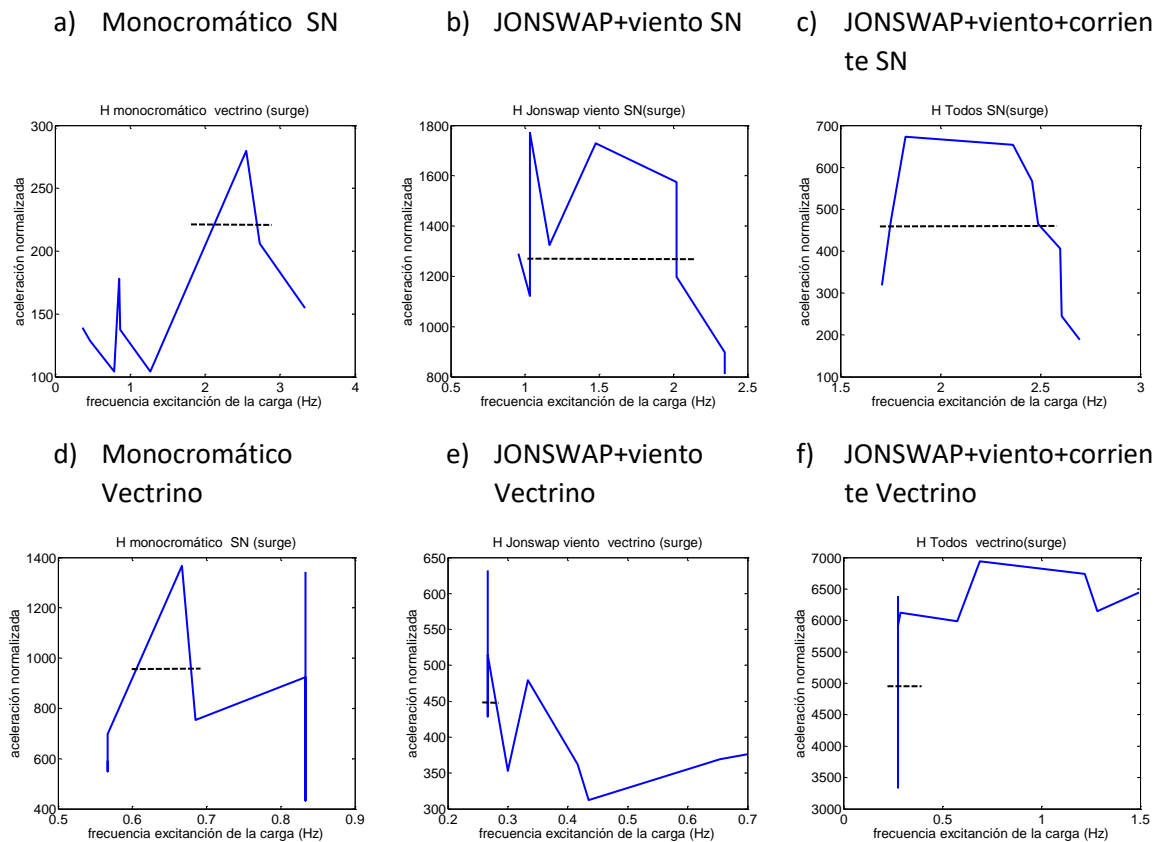


Figura 4-58. Determinación de periodo natural amortiguado en x (longitudinal - Surge) mediante *Half Bandwith Method*.

Al analizar los resultados de función de transferencia para los desplazamientos longitudinales en x (surge), se observa que en los ensayos sin el efecto de las corrientes se presentaron dos picos de amplificación, posiblemente por el amortiguamiento inducido mediante los anclajes (Figura 4-58 a,b,d,e). Durante el oleaje monocromático las cargas registradas por vectrino (Figura 4-58e) efectuaron un mayor efecto con respecto a las de superficie libre (SN) (Figura 4-58b), y durante oleaje irregular con viento, las cargas por SN amplificaron en mayor grado las aceleraciones normalizadas (Figura 4-58b).

En presencia de una corriente de agua constante (10 cm/s) (Figura 4-58 c,f)., no se registraron los dos picos, si no una distribución más uniforme, con periodo amortiguado variable entre 1,7 s y 2.7

s para SN y 0.27 s y 1.50 s para vectrino. La función de transferencia por vectrino (Figura 4-58f) amplificó en mayor grado las aceleraciones normalizadas con respecto a las obtenidas por SN (Figura 4-58c).

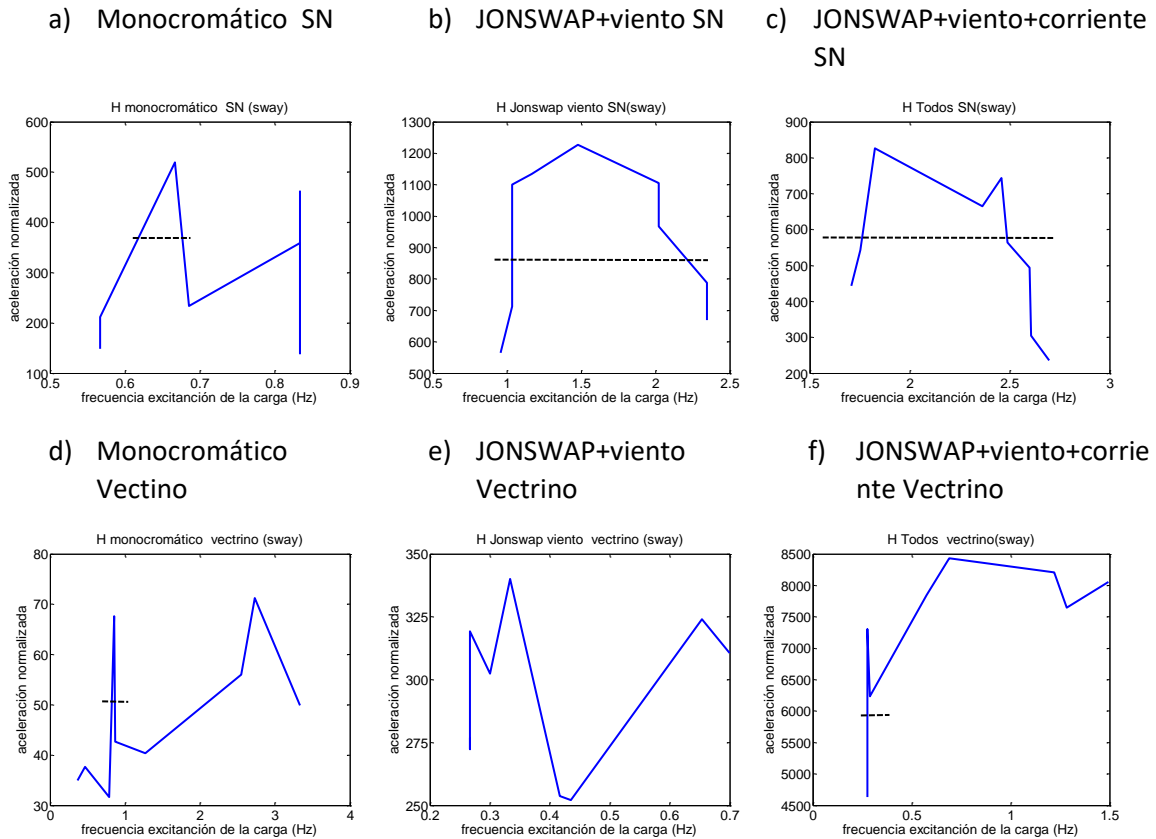


Figura 4-59. Determinación de periodo natural amortiguado en y (lateral-Sway) mediante *Half Bandwith Method*.

Al analizar los resultados de función de transferencia para los desplazamientos transversales en y (sway), se observa que en los ensayos monocromáticos se presentaron dos picos de amplificación, posiblemente por el amortiguamiento inducido mediante los anclajes (Figura 4-59a,d). Durante el oleaje monocromático las cargas registradas por vectrino (Figura 4-59e) tuvieron un menor efecto con respecto a las de superficie libre (SN) (Figura 4-59b), y durante oleaje irregular con viento las cargas por SN amplificaron en mayor grado las aceleraciones normalizadas (Figura 4-59b).

En presencia de una corriente de agua constante (10 cm/s) (Figura 4-59 c,f), la distribución es más uniforme con periodo amortiguado variable entre 1,7 s y 2.7 s para SN y 0.27 s y 1.49 s para vectrino; este rango de periodos amortiguados fue similar a lo observado en surge (x). De igual forma que en los ensayos en surge (Figura 4-58f), la función de transferencia por vectrino (Figura 4-59f) amplificó en mayor grado las aceleraciones normalizadas con respecto a las obtenidas por SN (Figura 4-59c).

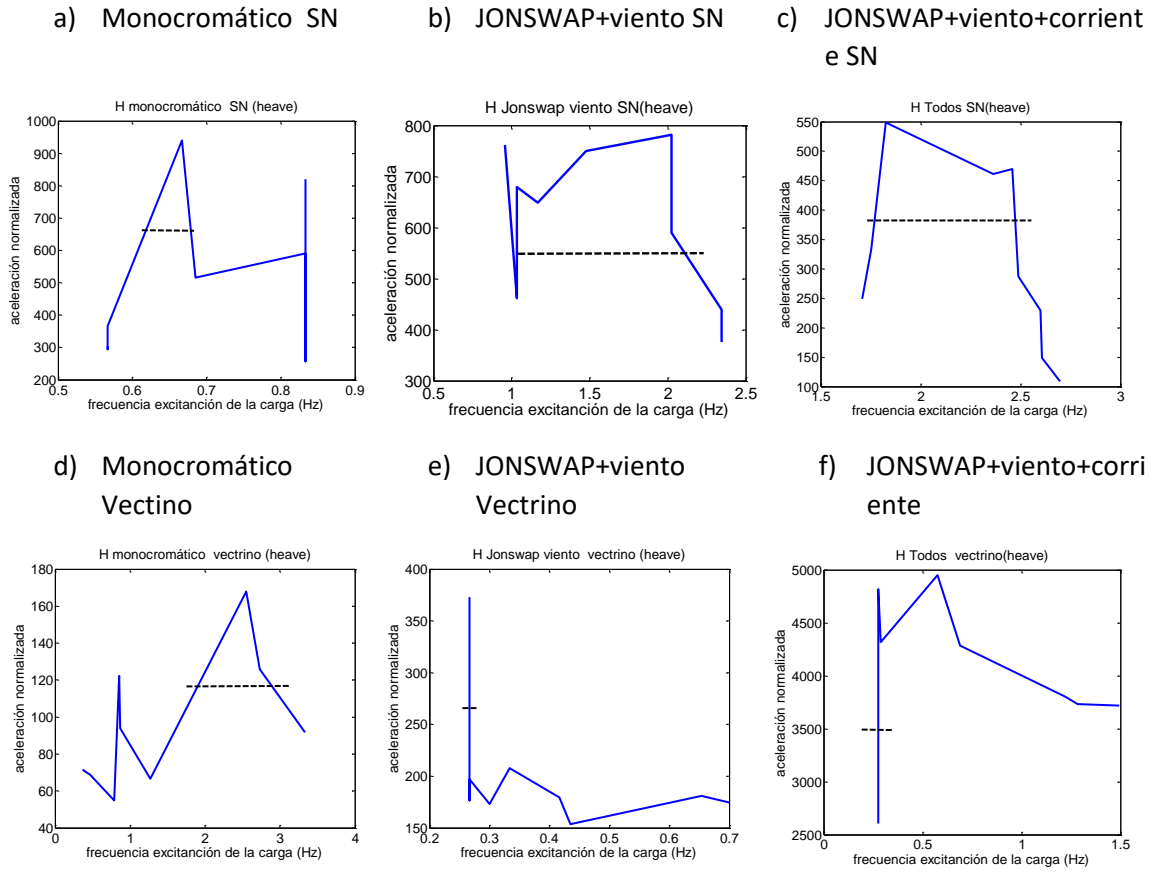


Figura 4-60. Determinación de periodo natural amortiguado en z (vertical-Heave) mediante *Half Bandwith Method*.

Las funciones de transferencia para los desplazamientos verticales en z (heave), evidenciaron durante los ensayos monocromáticos dos picos de amplificación, posiblemente por el amortiguamiento inducido por los anclajes (Figura 4-60a,d). Durante el ensayo de oleaje monocromático las cargas registradas por vectrino (Figura 4-60e) tuvieron un menor efecto con respecto a las de superficie libre (SN) (Figura 4-60b), similar a lo observado en el ensayo en sway (y); durante oleaje irregular con viento las cargas por SN amplificaron en mayor grado las aceleraciones normalizadas (Figura 4-60b).

En presencia de una corriente de agua constante (10 cm/s) (Figura 4-60 c,f)., la distribución fue más uniforme, presentando periodos amortiguados entre 1,7 s y 2.7 s para SN y 0.27 s y 1.49 s para vectrino; este rango de periodos amortiguados fue similar a lo observado en surge (x) y en sway (y). De igual forma que en el ensayo en surge (x) y en sway (y), la función de transferencia por vectrino (Figura 4-60f) amplificó en mayor grado las aceleraciones normalizadas con respecto a las obtenidas por SN (Figura 4-60c).

Tabla 4-13. Determinación de los periodos naturales amortiguados de la estructura flotante.

Surge - x	w1 (Hz)	w2 (Hz)	wp (Hz)	dzita	TD (s)
Monocromático vectrino	2.00	2.75	2.56	0.16	0.39
Monocromático SN	0.63	0.69	0.66	0.04	1.52
JONSWAP+viento vectrino	0.26	0.29	0.27	0.05	3.76
JONSWAP+ viento SN	1.03	2.02	2.02	0.32	0.50
JONSWAP+viento+corriente vectrino	0.28	1.28	0.68	0.65	1.47
JONSWAP+viento+corriente SN			1.82	no cumple	0.55
sway -y	w1 (Hz)	w2 (Hz)	wp (Hz)	dzita	TD (s)
Monocromático vectrino	0.82	0.88	0.85	0.03	1.18
Monocromático SN	0.62	0.68	0.67	0.04	1.49
JONSWAP+viento vectrino			0.33	no cumple	3.03
JONSWAP+viento SN	1.03	2.10	2.02	0.34	0.49
JONSWAP+viento+corriente vectrino	0.35	1.30	0.68	0.58	1.47
JONSWAP+viento+corriente SN	1.75	2.50	1.82	0.18	0.55
heave - z	w1 (Hz)	w2 (Hz)	wp (Hz)	dzita	TD (s)
Monocromático vectrino	1.88	2.87	2.55	0.21	0.39
mono SN	0.61	0.68	0.66	0.05	1.52
JONSWAP+viento vectrino	0.26	0.26	0.26	0.00	3.85
JONSWAP+viento SN	1.05	2.07	2.02	0.33	0.50
JONSWAP+viento+corriente vectrino			0.58	no cumple	1.74
JONSWAP+viento+corriente SN	1.77	2.47	1.82	0.17	0.55

Los resultados de los periodos de amortiguados perturbados (Figura 4-58, Figura 4-59 y Figura 4-60), indican que la estructura presentó los mayores periodos de oscilación durante el efecto del viento y los menores durante oleaje monocromático. Los periodos por cada condición experimental (monocromático, JONSWAP + viento, JONSWAP + viento + corriente) presentaron valores similares entre sus tres grados de libertad; por ejemplo, en el ensayo con viento los periodos para los 3 grados de libertad estuvieron entre 3.03 s y 3.85 s y en el ensayo con corriente estuvieron entre 1.47 s y 1.74 s. Lo anterior evidenció que la estructura estaba estabilizada por flotabilidad de manera adecuada, toda vez ya la mayoría de los periodos de cada grado de libertad para diferentes condiciones experimentales se encontraban cercanos entre sí.

Según los resultados de las funciones de transferencia para los tres grados de libertad, se observó que la estructura presentó las mayores amplificaciones en oleaje monocromático y en oleaje JONSWAP con viento según los registros de SN (oleaje); en condiciones de corrientes continuas las amplificaciones fueron mayores en las funciones de transferencia calculadas con vectrino.

Se analizaron los espectros de pseudo-aceleración obtenidos mediante los registros de SN (Figura 4-61) y vectrino (Figura 4-62) observando que los espectros obtenidos mediante SN (Figura 4-62a,d,g) en oleaje monocromático presentaron un pico espectral definido con un periodo pico de 1.8 s en el ensayo 1; 1.5 s en el ensayo 4; y de 1.14 s en el ensayo 8, así como picos de aceleración de mayor magnitud entre 0.04 s y 0.8 s. Este desplazamiento del periodo natural estuvo asociado a la disminución del periodo de ola incidente (Tabla 4-10). El rango de picos de aceleración entre 0.04 s y 0.8 s se explica por la difracción y reflexión que ejerció la plataforma flotante sobre la onda superficial de ola, donde a medida que aumentó la altura de ola, se incrementaron los picos de aceleración en el rango de periodos de difracción y reflexión. Los espectros de aceleración para los ensayos con viento y corrientes (Figura 4-61) presentaron una distribución del espectro asociado a un espectro tipo JONSWAP, el cual se caracteriza por un oleaje altamente no lineal e irregular.

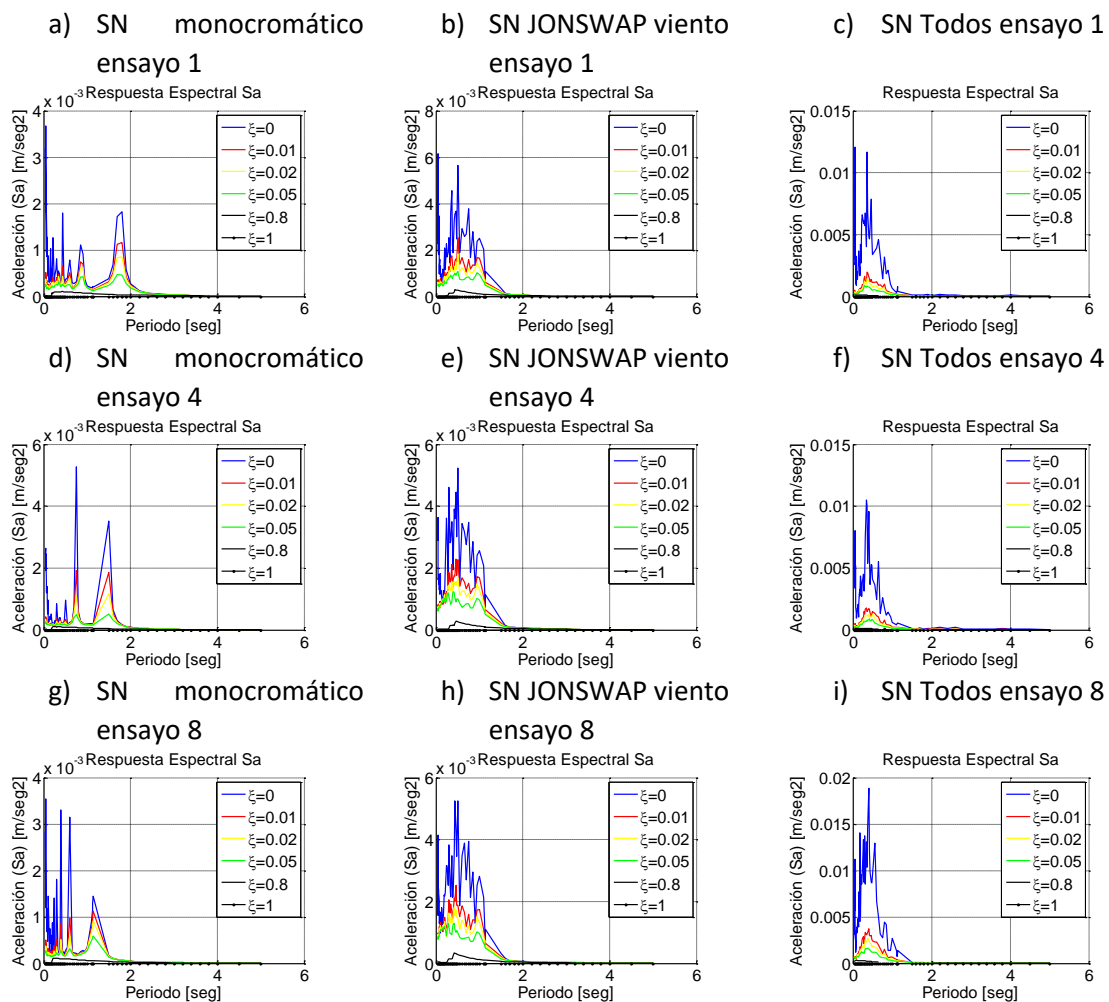


Figura 4-61. Espectros estructurales de pseudo-aceleración mediante la integral de Duhamel, generados por las aceleraciones de superficie libre calculadas mediante el sensor de nivel (SN).

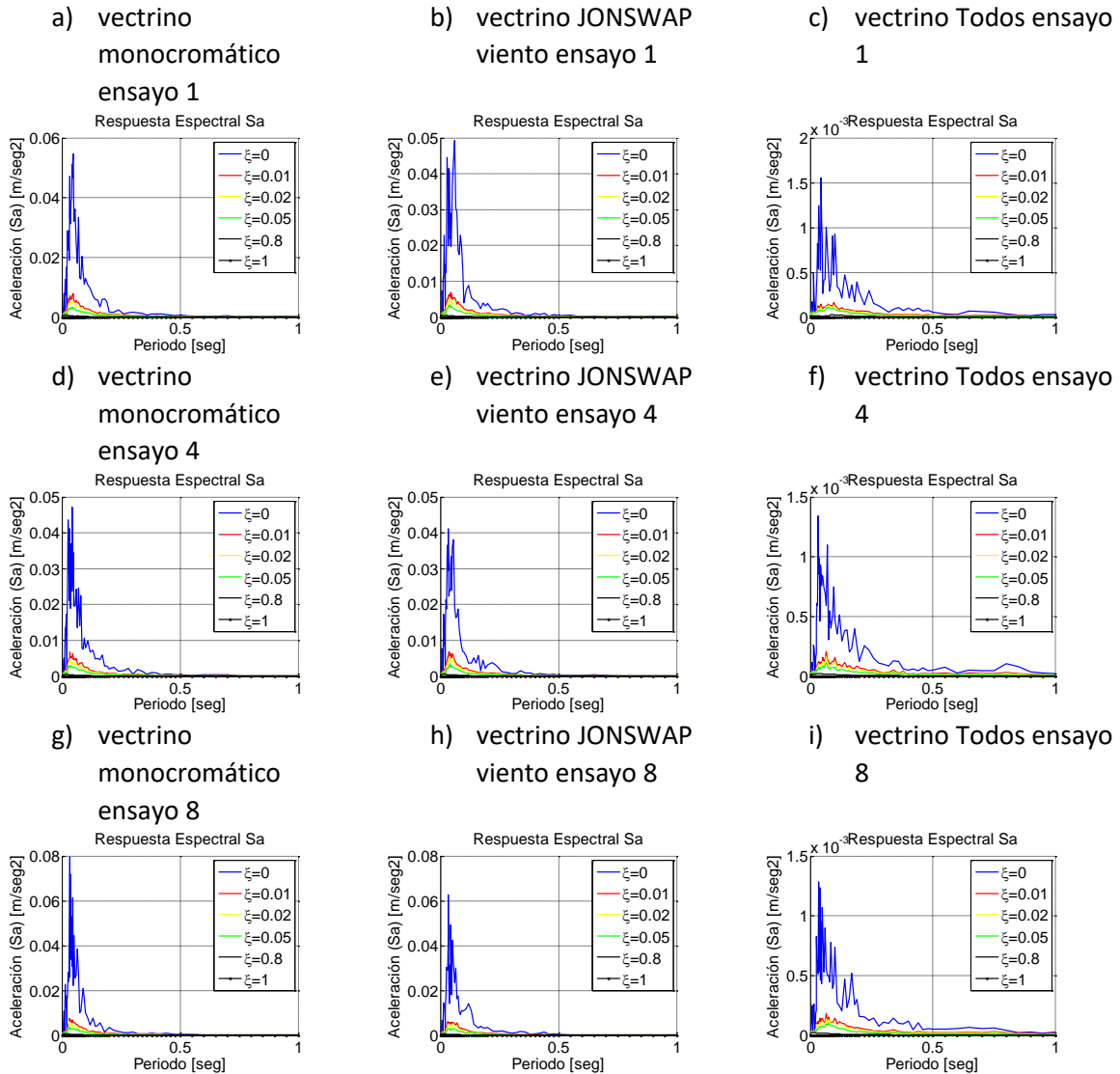


Figura 4-62. Espectros estructurales de pseudo-aceleración mediante la integral de Duhamel, generados por las aceleraciones de flujo calculadas mediante el perfilador 3D (vectrino).

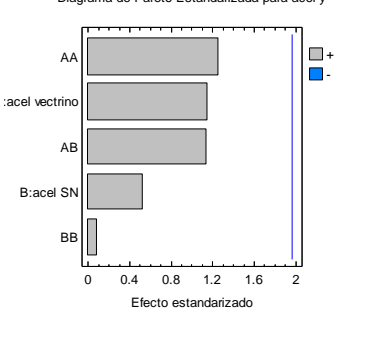
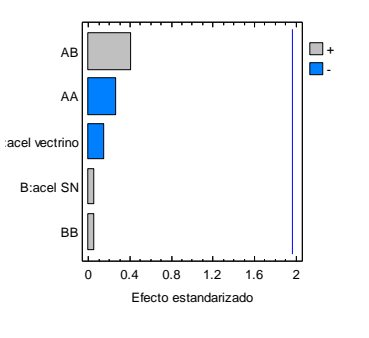
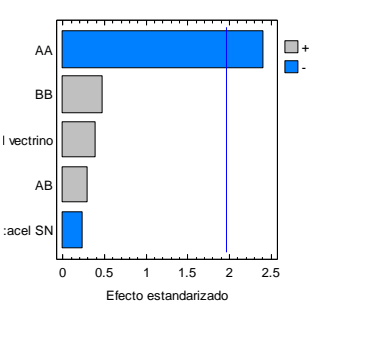
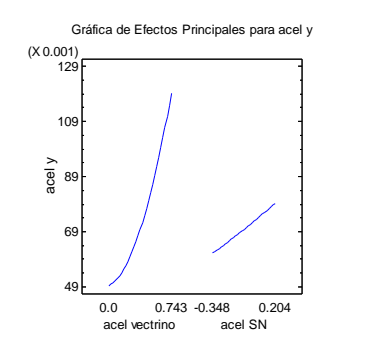
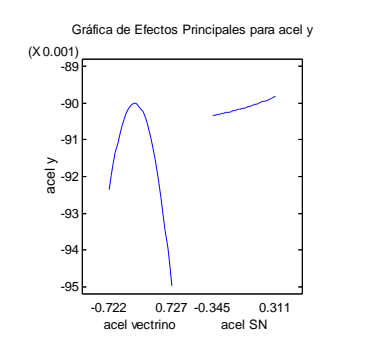
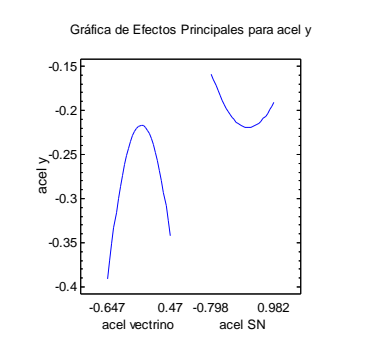
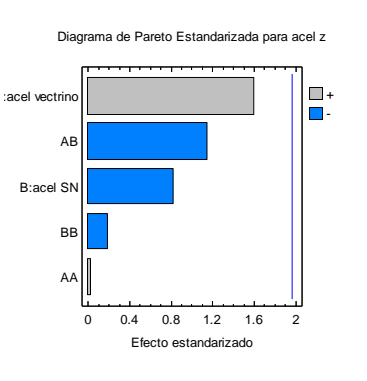
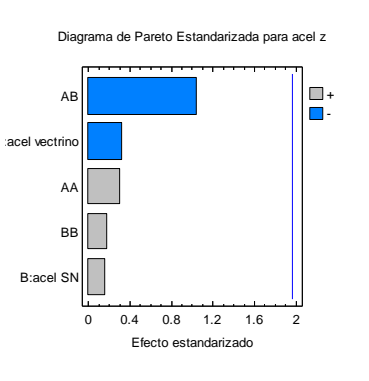
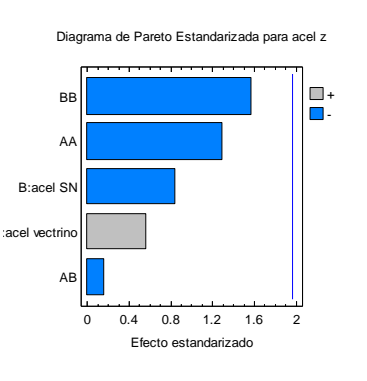
Los espectros de pseudo-aceleración a partir de los registros de velocidad del vectrino (Figura 4-62), presentaron un comportamiento similar a las aceleraciones medidas por el sensor de nivel (SN), excepto para los ensayos de oleaje monocromático (Figura 4-62a,d,g), los cuales no evidenciaron dos o más picos espectrales. Lo anterior evidencia que la perturbación del oleaje monocromático por la difracción y refracción de la estructura es capturada por los registros de aceleración de superficie libre (SN) y no por las velocidades de flujo orbitales (vectrino), permitiendo concluir que la perturbación fue principalmente superficial.

5.3.3 Interacción flujo estructura (ANOVA)

Al analizar los resultados del DOE-ANOVA (Figura 4-63), se encontró que solo el ensayo 9 del experimento JONSWAP + viento + corriente para sway (y) (Figura 4-63i), presentó un nivel de significancia representativo para el efecto -AA asociado al vectrino. Las aceleraciones en los ensayos

monocromáticos laterales (Figura 4-63i) y verticales (Figura 4-63p) presentaron una relación positiva con la velocidad de flujo medida por el vectrino.

Efecto SN y vectrino sobre Surge X		
a) Monocromático Surge X –	b) Viento – Surge X	c) Todos – Surge X
<p>Diagrama de Pareto Estandarizada para acel X</p>	<p>Diagrama de Pareto Estandarizada para acel x</p>	<p>Diagrama de Pareto Estandarizada para acel x</p>
d) Monocromático Surge X –	e) Viento – Surge X Y	f) Todos – Surge X
<p>Gráfica de Efectos Principales para acel X</p>	<p>Gráfica de Efectos Principales para acel x</p>	<p>Gráfica de Efectos Principales para acel x</p>
Efecto SN y vectrino sobre Sway Y		
g) Monocromático Sway Y –	h) Viento – Sway Y	i) Todos – Sway Y

<p>Diagrama de Pareto Estandarizada para acel y</p> 	<p>Diagrama de Pareto Estandarizada para acel y</p> 	<p>Diagrama de Pareto Estandarizada para acel y</p> 
<p>j) Monocromático – Sway Y</p>	<p>k) Viento – Sway Y</p>	<p>l) Todos – Sway Y</p>
<p>Gráfica de Efectos Principales para acel y</p> 	<p>Gráfica de Efectos Principales para acel y</p> 	<p>Gráfica de Efectos Principales para acel y</p> 
<p>Efecto SN y vectrino sobre Heave Z</p>		
<p>m) Monocromático – Heave Z</p>	<p>n) Viento – Heave Z</p>	<p>o) Todos – Heave Z</p>
<p>Diagrama de Pareto Estandarizada para acel z</p> 	<p>Diagrama de Pareto Estandarizada para acel z</p> 	<p>Diagrama de Pareto Estandarizada para acel z</p> 
<p>p) Monocromático – Heave Z</p>	<p>q) Viento – Heave Z</p>	<p>r) Todos – Heave Z</p>

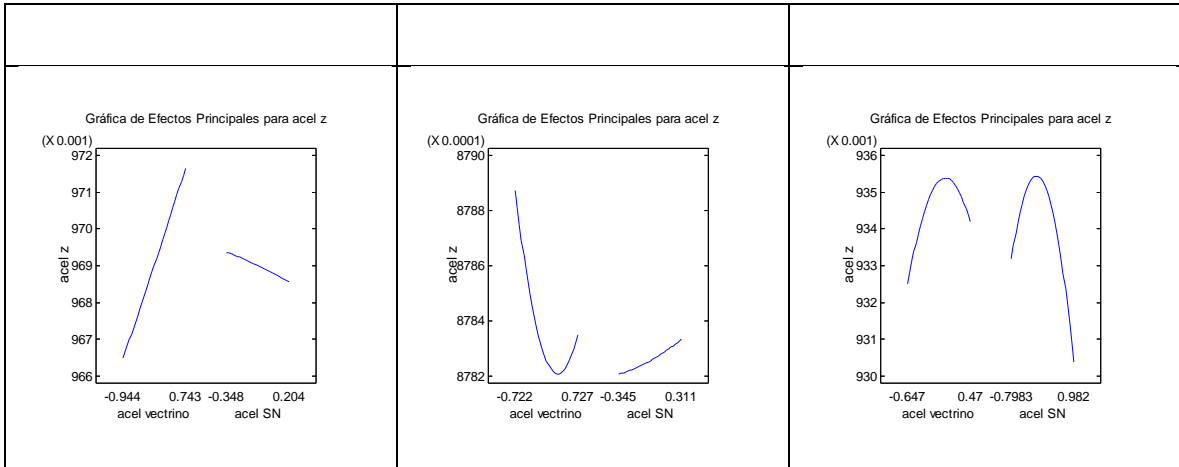


Figura 4-63. Análisis de la interacción flujo-estructura durante oleaje monocromático para los ensayos 9. Irregular tipo JONSWAP con viento (1 N variable), y oleaje irregular JONSWAP con viento y corrientes (0.1 m/s) a través de DOE-ANOVA.

Para la mayoría de los ensayos, los efectos principales de mayor significancia sobre la respuesta estructural en los 3 grados de libertad estuvieron en la interacción de los efectos de primer orden de corrientes orbitales, corrientes y oleaje (AA, BB, AB). Analizando de manera global el experimento DOE-ANOVA, se observa que la respuesta estructural de la estructura flotante depende principalmente de la interacción de las cargas de ola, viento y corriente, lo que sugiere que los amortiguadores deban adaptarse al rango variable de periodos de oscilación de la estructura en los 3 grados de libertad.

5.4 Modelación hidromecánica de turbina de viento

Con la intención de analizar las velocidades de flujo resultantes de la interacción flujo-estructura, se implementó, calibró y validó el modelo numérico hidromecánico SeaFEM [223]. El modelo posee la capacidad de resolver problemas de difracción y radiación de cuerpos fijos y flotantes, mediante la solución de las ecuaciones de flujo potencial en el dominio del tiempo, a través de la aplicación del método de elementos finitos sobre mallas estructuradas y no estructuradas.

El modelo es recomendado para la solución de la interacción flujo-estructura de cuerpos con geometrías complejas, flujo altamente no lineal, impactos de ola y corrientes. El modelo permite obtener las respuestas estructurales y deformaciones de las estructuras *offshore* ante cargas de oleaje monocromático y no lineal, así como el efecto de las corrientes y cargas externas específicas. Detalles de la teoría del modelo se pueden encontrar en el manual disponible en la página web www.compassis.com/compass/es/Descargar.

5.4.1 – Configuración del modelo SeaFEM para turbina fija

Para implementar el modelo de la turbina de viento fija, se procedió a realizar un despiece (Tabla 4-14) para cuantificar las masas, centros de gravedad, inercias y radios de giro de la estructura. Con base en las formas geométricas generales de la estructura, se consideró la inercia para un sólido de corona cilíndrica. Detalles de las ecuaciones y formulaciones para determinar las propiedades mecánicas pueden encontrarse en el trabajo de Beer et al. [224]

En la Tabla 4-15, Tabla 4-16 y Tabla 4-17 se presentan los resultados de las propiedades mecánicas del modelo.

Tabla 4-14. Despiece del modelo.




Estructura	A	B	C
Imagen			
Peso kg	0.207	0.03704	0.12436

Tabla 4-15. Cálculo del centro de gravedad para comportamiento en la mar o *seakeeping* (del inglés) estructura fija.

estructura	Peso (kg)	XG (m)	YG (m)	ZG (m)	P*XG (kg.m)	P*YG (kg.m)	P*ZG (kg.m)
A	0.207	0	0	0.749	0	0	0.155
B	0.037	0	0	0.484	0	0	0.018
C	0.165	0.0389		0.785	0.006	0	0.129
total	0.409	0.0389	0	2.019	0.006	0	0.302
XG (m)	0.015						
YG (m)	0						
ZG (m)	0.739						

Tabla 4-16. Cálculo de momentos de inercia.

Momento de inercia fija									
Inercia Corona cilíndrica = $m/2 (R1^2+R2^2)$									
estructura	M(kg)	D1 (m)	D2 (m)	Ix (kgm ²)	Iy	Iz	Ixx	Iyy	Izz
A	0.207	0.034	0.030	0.000053	0.009727	0.000033	0.009760	0.000085	0.009780
B	0.037	0.090	0.034	0.000043	0.000022	0.000036	0.000058	0.000078	0.000065
Corona cilíndrica	0.165	0.035	0.028	0.000043	0.000153	0.000028	0.000181	0.000070	0.000195

Tabla 4-17. Cálculo de radios de giro.

estructura	M(kg)	Rxx = Rx = R1,1	Ryy = Ry = R2,2	Rzz= Rz = $(Rx^2+Ry^2)^{1/2}$ = R3,3
A	0.207	0.217136	0.020322	0.218085
B	0.037	0.039439	0.046011	0.060601
C	0.165	0.033093	0.020662	0.039013
	total	0.289667	0.086996	0.317699

Las dimensiones y la representación geométrica de la turbina de viento fija se presentan en la Figura 4-64.

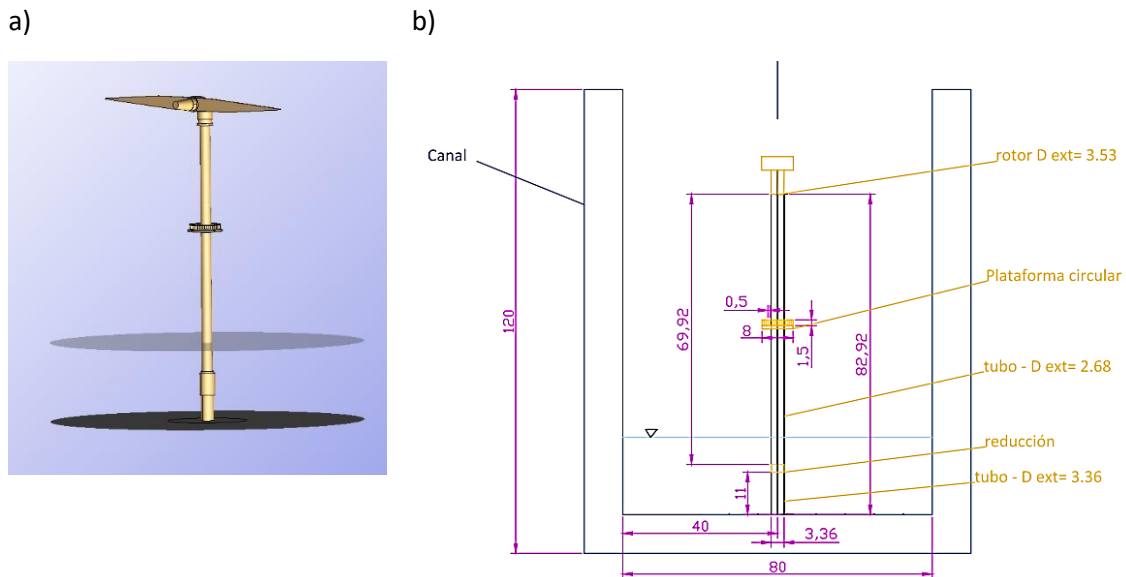


Figura 4-64. a) Modelo geométrico de la turbina de viento; b) medidas de la estructura en cm. El nivel de agua es de 20 cm.

La representación en elementos finitos no estructurados y los dominios del caso de modelación numérica se presentan en la Figura 4-65. El cilindro rojo representa el volúmen de análisis, la superficie verde el fondo y la azul claro el limite del volumen de control total (Figura 4-65a). En la Figura 4-65b se presenta el corte de la estructura desde la superficie libre, toda vez que el modelo evalúa la hidrodinámica por debajo de la superficie libre. Por lo anterior, las propiedades mecánicas de la estructura deben trasladarse a la sección cortada.

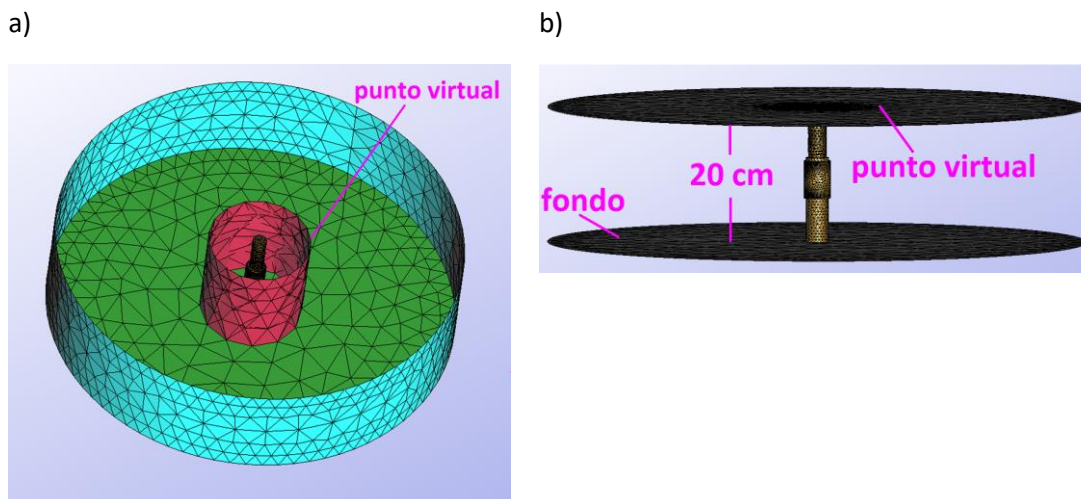
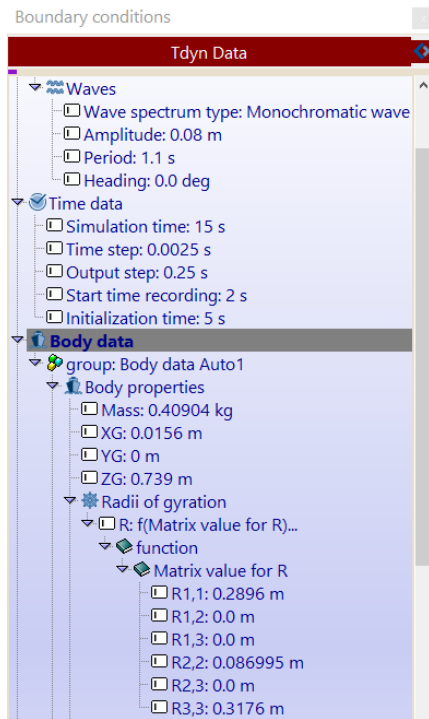


Figura 4-65. a) Modelo geométrico de la sección mojada turbina de viento en elementos finitos no estructurados elaborados mediante SeaFem; b) Vista frontal de la sección mojada, el dominio de la

superficie libre y del fondo. El nivel de agua es de 20 cm y el punto virtual se encuentra en superficie a 10 cm de distancia de la estructura.

En la Figura 4-66 se aprecian los valores iniciales y de configuración para el modelo después de realizarse la calibración hidromecánica a partir de los registros de aceleración estructural.

a)



b)

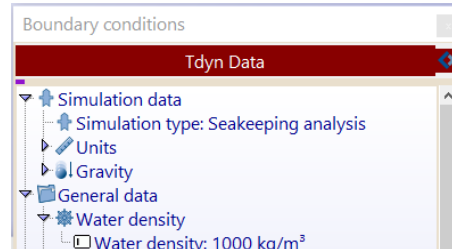
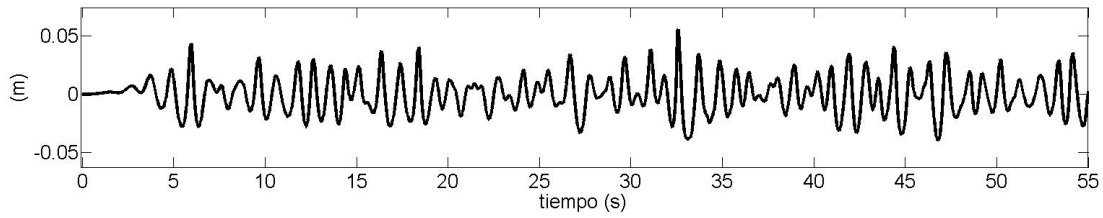


Figura 4-66. Configuración de las condiciones iniciales de modelación.

Después de configurarse el modelo, a continuación, se presentan los resultados de validación y calibración del modelo hidromecánico. La variación de la superficie libre medida por el sensor de nivel (SN 3) y la aceleración estructural se observan en la Figura 4-67.

a)



b)

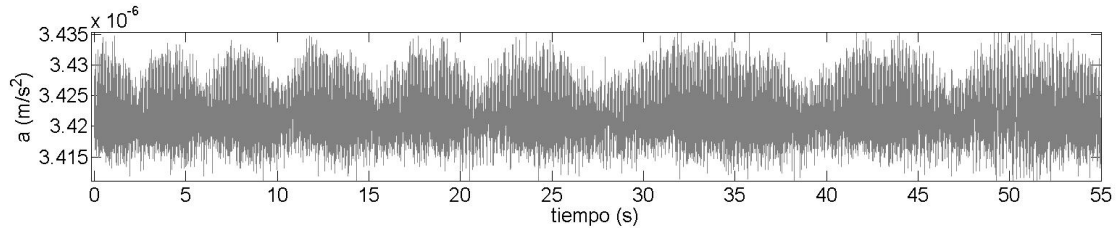


Figura 4-67. a) Variación de la superficie libre registrada por el sensor de nivel - SN (100 Hz), y b) Variación de la aceleración longitudinal de la estructura fija registrada por el acelerómetro (100 Hz) durante el ensayo 1 del experimento de oleaje irregular JONSWAP. Hs de 0.08 m y Tp 1.1 s

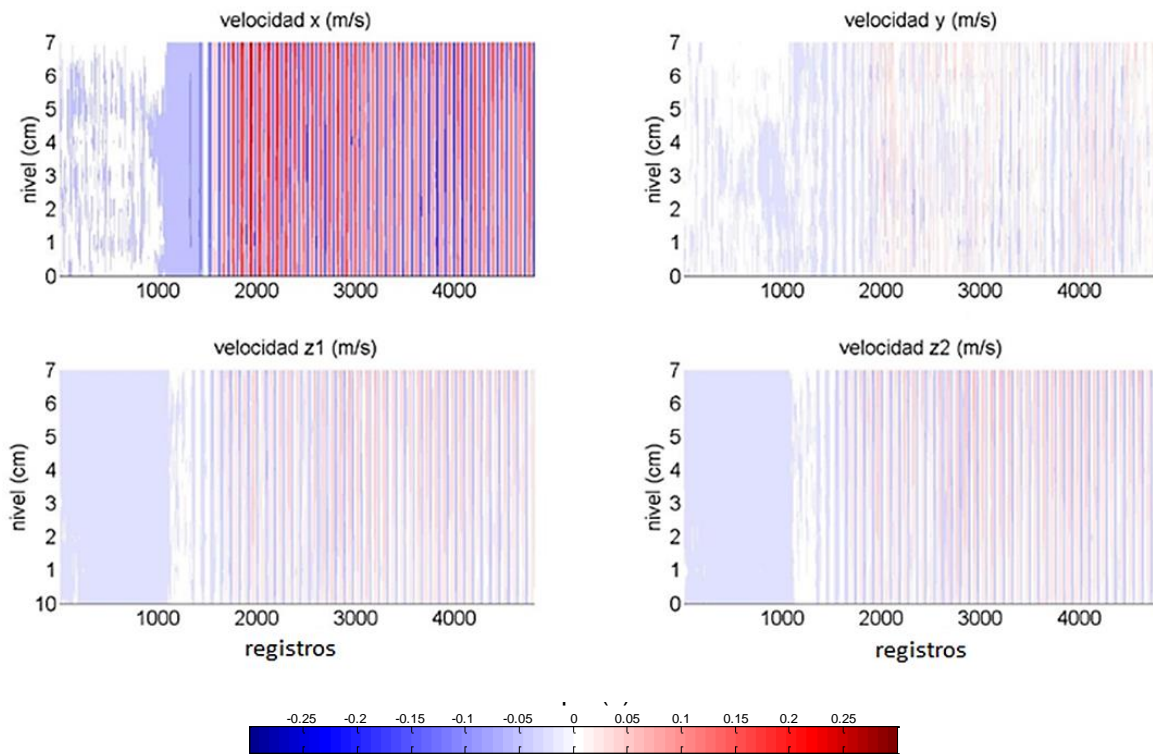


Figura 4-68. Perfiles de velocidad de corriente medidos por el vectrino durante el ensayo 1 del experimento de oleaje irregular JONSWAP.

En la Figura 4-68 se aprecian los perfiles de velocidad medidos por el perfilador 3D (vectrino). Cada uno de los ensayos inicia con el campo de flujo en calma, por lo que los primeros registros de las mediciones se observan velocidades de flujo cercanos a cero. A partir del registro 1000, o de los 10 s de haber iniciado el ensayo, se observan las primeras variaciones en los flujos orbitales de ola. Las velocidades en X estuvieron alrededor de los 0.2 m/s (positivo y negativo), donde los registros positivos evidencian un transporte en dirección de propagación de la ola.

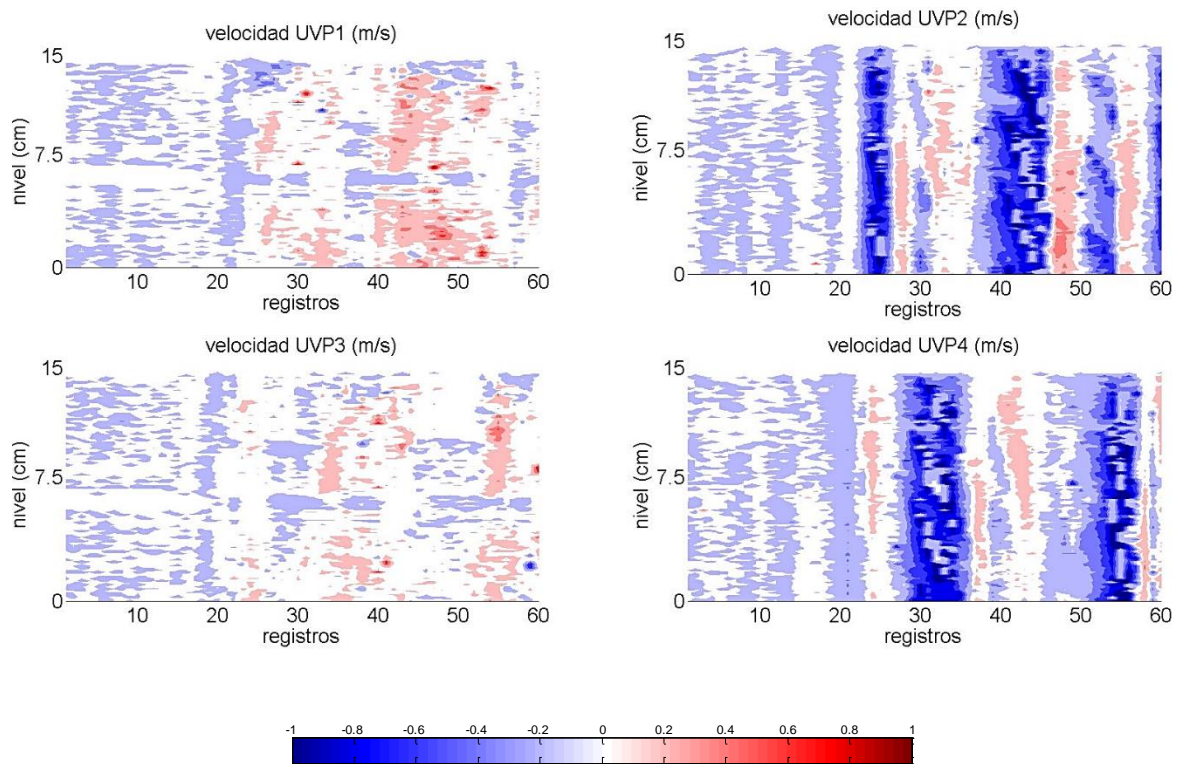


Figura 4-69. Perfiles de velocidad de corriente medidos por los UVP durante el ensayo 1 del experimento de oleaje irregular JONSWAP.

Los resultados de velocidad en x medidos por los UVP (Figura 4-69), registraron mayores velocidades de flujo con respecto a los registrado por el vectrino (Figura 4-68), lo que evidencia una reducción de la magnitud del transporte neto al aproximarse la ola hacia la estructura; esta reducción representa el amortiguamiento viscoso inducido por la estructura.

La localización de los UVP (Figura 4-46) a media longitud de onda de diseño, garantizan que el oleaje no se estuviese transformando; el UVP1 es el primer sensor que registra el flujo, seguido del UVP2 hasta el UVP4. Por lo anterior, el UVP 1 y UVP 3 se encuentran en fase, al igual que el UVP 2 y UVP 4. Como resultado las magnitudes son similares en signo para los UVP que se encuentran en fase.

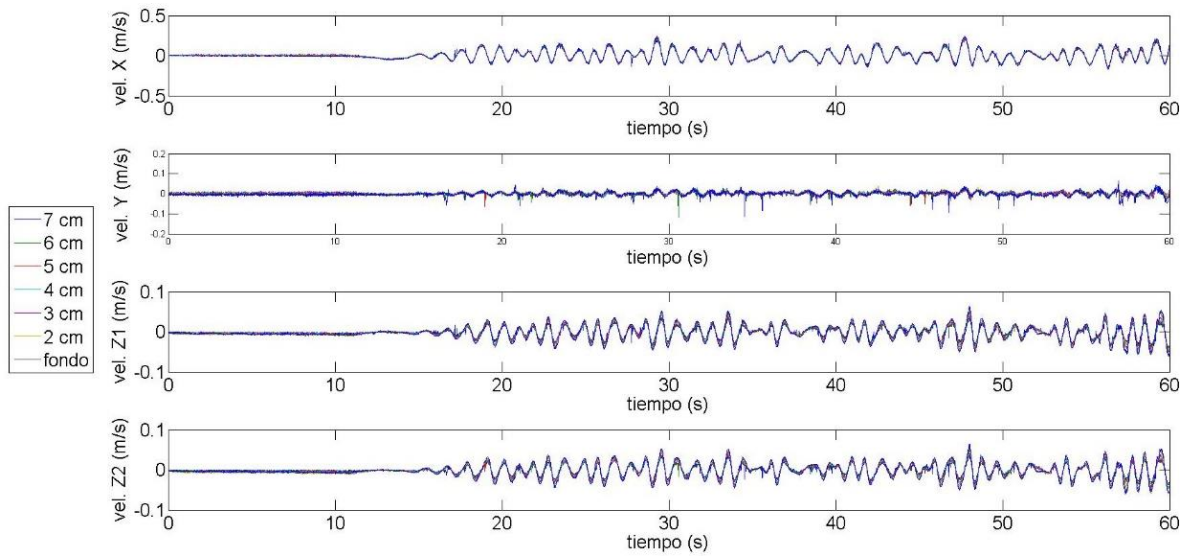


Figura 4-70. Variación de la velocidad por componente y nivel registrada por el vectrino (80 Hz) durante el ensayo 1 del experimento de oleaje irregular JONSWAP. Hs de 0.08 m y T_p 1.1 s.

En la Figura 4-70 es posible apreciar la variación de las velocidades en cada uno de los niveles de profundidad registrados por el vectrino. Se observa que las variaciones horizontales en x y y representan un campo de flujo rotacional, en el cual se generan vórtices que afectan al transporte neto del campo hidrodinámico local. Para identificar el sentido rotacional de los vórtices se efectuó un acercamiento en los primeros instantes de del ensayo, cuando las primeras oscilaciones de superficie libre se registran cerca de la estructura (Figura 4-71Figura 4-72).

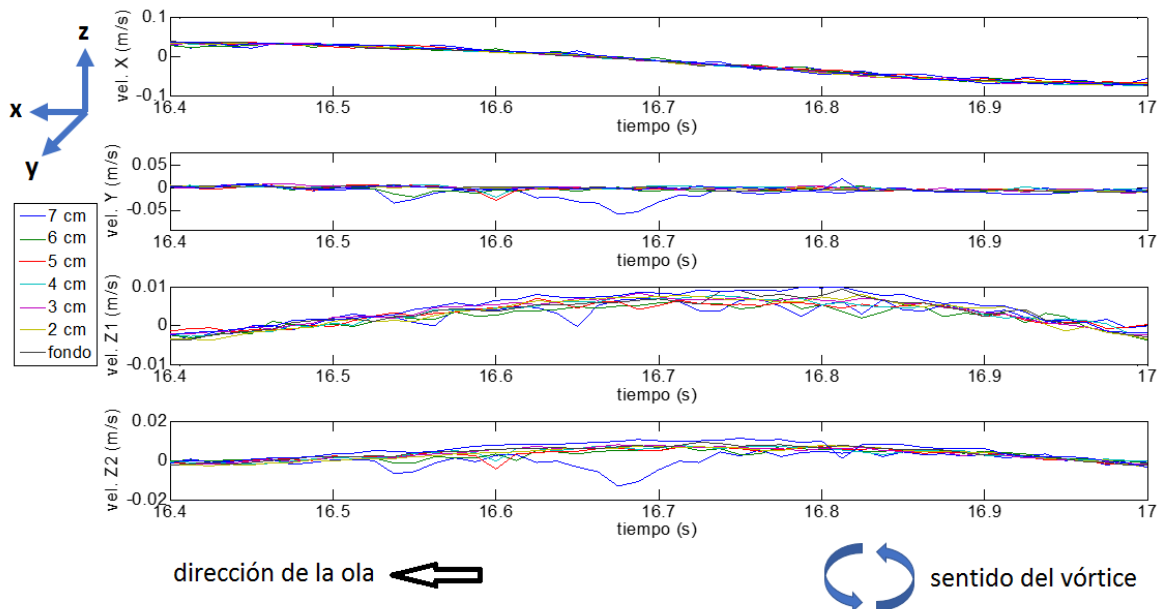


Figura 4-71. Variación de la velocidad durante los primeros segundos de perturbación registrada por el vectrino (80 Hz) durante el ensayo 1 del experimento de oleaje irregular JONSWAP. Hs de 0.08 m y T_p 1.1 s.

Al analizar las velocidades de flujo en la Figura 4-71 se aprecia que los primeros registros en x son positivos en todos los niveles, y en y son negativos principalmente en los niveles superficiales; en los registros verticales en z, se aprecia un incremento en las velocidades positivas. Como resultado, la primera ola que perturba el campo de flujo e interactúa con la estructura, genera un flujo rotacional como se observa en la figura.

Con la intención de verificar que el modelo hidromecánico SeaFEM simule las velocidades de flujo según las condiciones registradas en el laboratorio, en la Figura 4-72 se observa la variación de la superficie libre irregular generada por JONSWAP durante 10 segundos, y en la Figura 4-73 las velocidades orbitales de flujo asociadas registrada en el punto virtual (Figura 4-65). Como resultado se observan velocidades de flujo similares a las registradas por el vectrino (Figura 4-70) validando así que el modelo reproduce el campo hidrodinámico según el modelo físico.

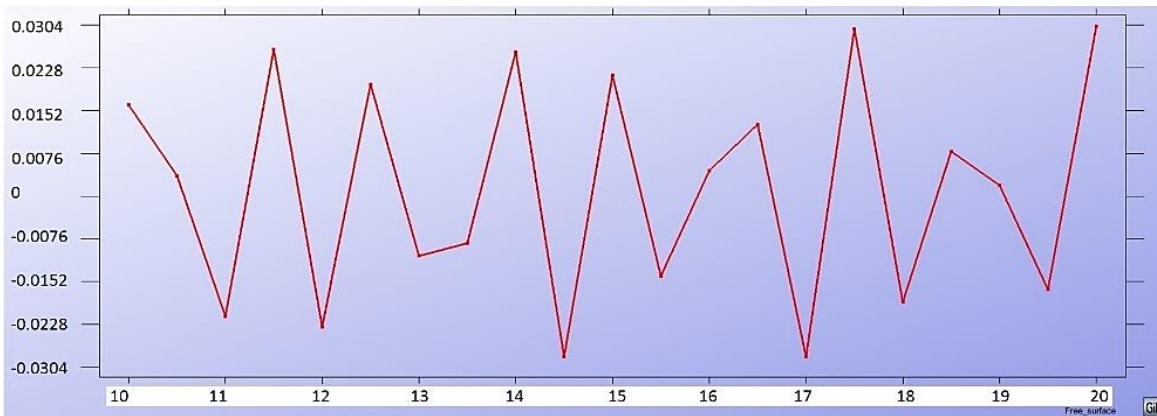
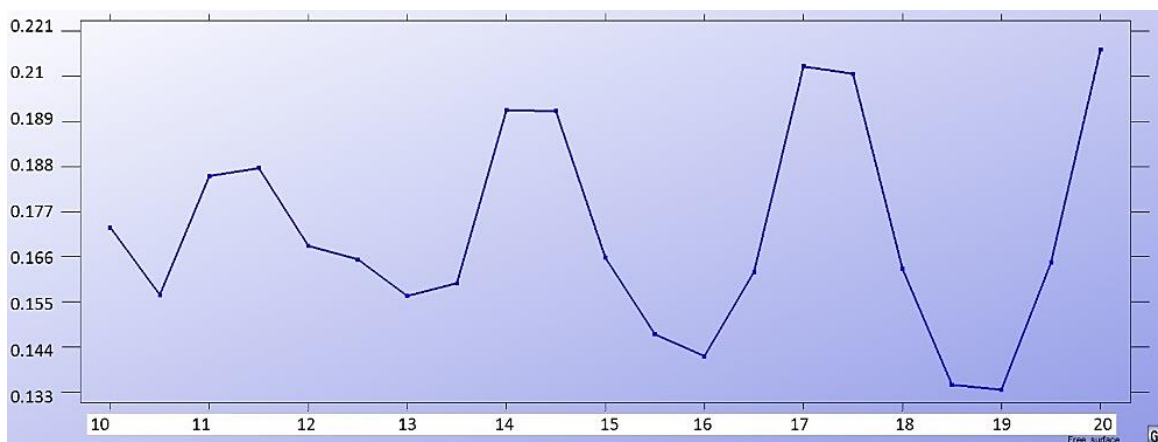
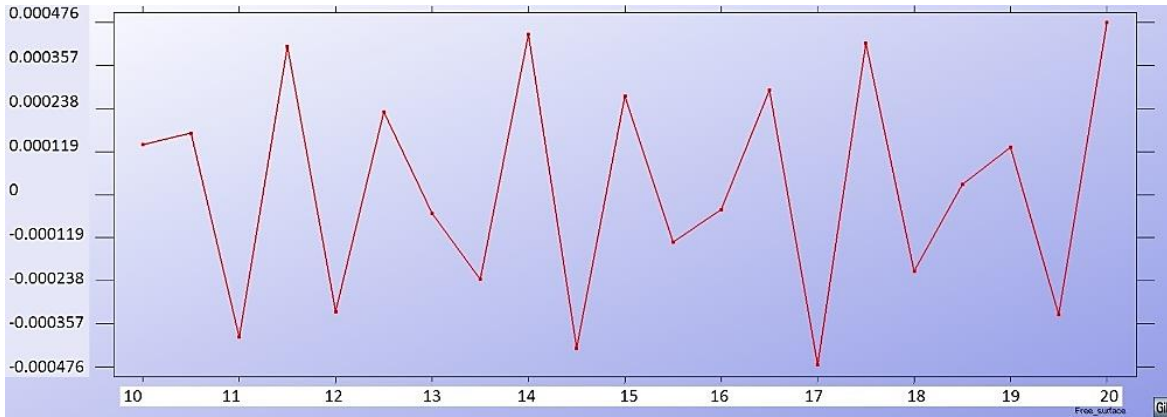


Figura 4-72. Variación de la superficie libre (m) cada medio segundo durante el ensayo 1 del experimento de oleaje irregular JONSWAP. Hs de 0.08 m y T_p 1.1 s.

a) Velocidad x (m/s)



b) Velocidad y (m/s)



c) Velocidad z (m/s)

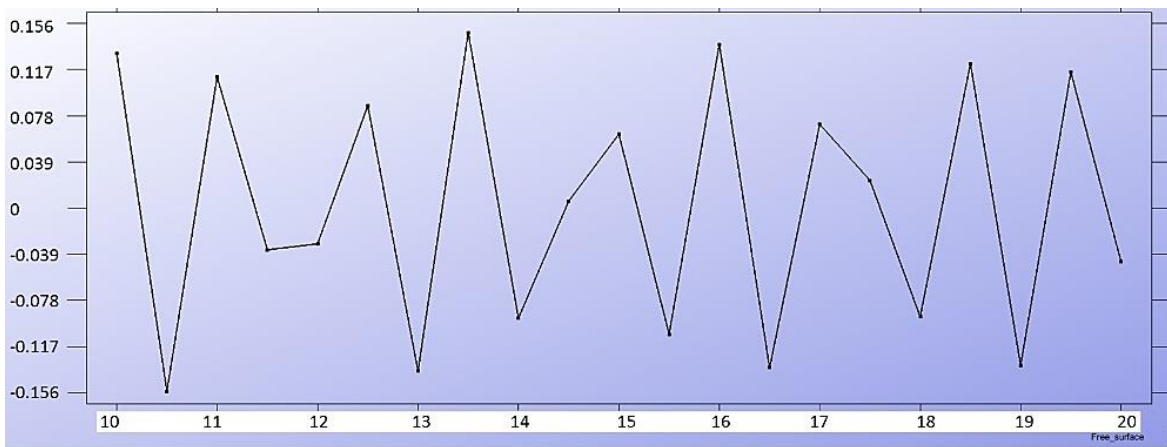


Figura 4-73. Variación de velocidad modelada dentro del campo de perturbación durante el ensayo 1 del experimento de oleaje irregular JONSWAP. Hs de 0.08 m y Tp 1.1 s

Después de validar el modelo SeaFEM se efectuó la calibración de la dinámica estructural del modelo, tomando como valores iniciales a los resultados de los cálculos de masa, inercia y giro de rotación (Tabla 4-15, Tabla 4-16, Tabla 4-17). Se efectuaron 20 casos de modelación variando las propiedades mecánicas de la estructura y se logró que el modelo simulara la aceleración estructural en x de manera similar a lo registrado por el acelerómetro (Figura 4-74), según los parámetros calibrados del modelo (Figura 4-66).

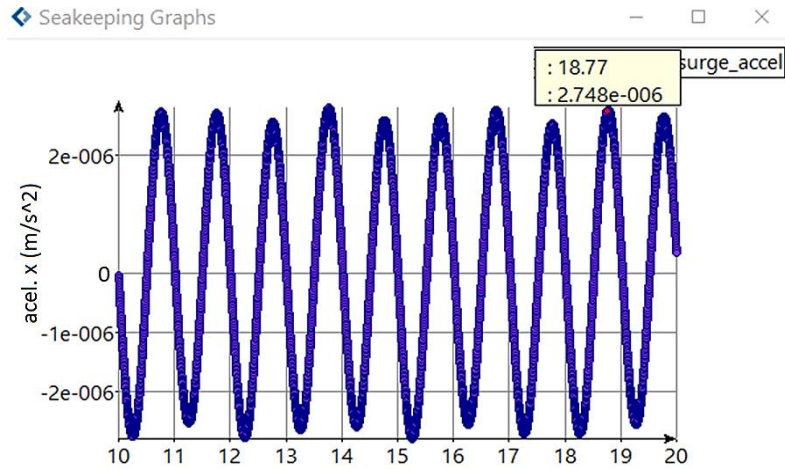


Figura 4-74. Variación de la aceleración estructural (surge) modelada dentro del campo de perturbación durante el ensayo 1 del experimento de oleaje irregular JONSWAP. Hs de 0.08 m y Tp 1.1 s

Calibrado el modelo se realizó la simulación del ensayo 1 y en la Figura 4-75 se observa el campo de oleaje del experimento, y la distribución de vectores de flujo y presión dinámica.

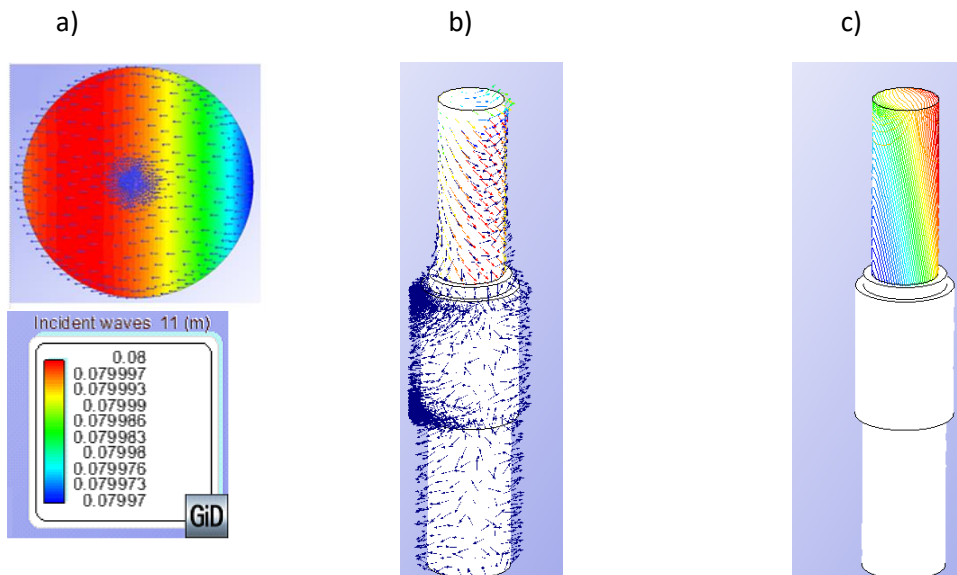


Figura 4-75. a) Campo de oleaje (m), b) presión total sobre la estructura, c) presión dinámica sobre la estructura durante el ensayo 1 del experimento de oleaje irregular JONSWAP. Hs de 0.08 m y Tp 1.1 s.

Con el objetivo de analizar el flujo cuando la ola impacta la estructura, en la Figura 4-76 se presenta el campo de flujo del área de análisis, los vectores de flujo resultantes sobre la estructura y la presión dinámica sobre la ola ejercida sobre la estructura.

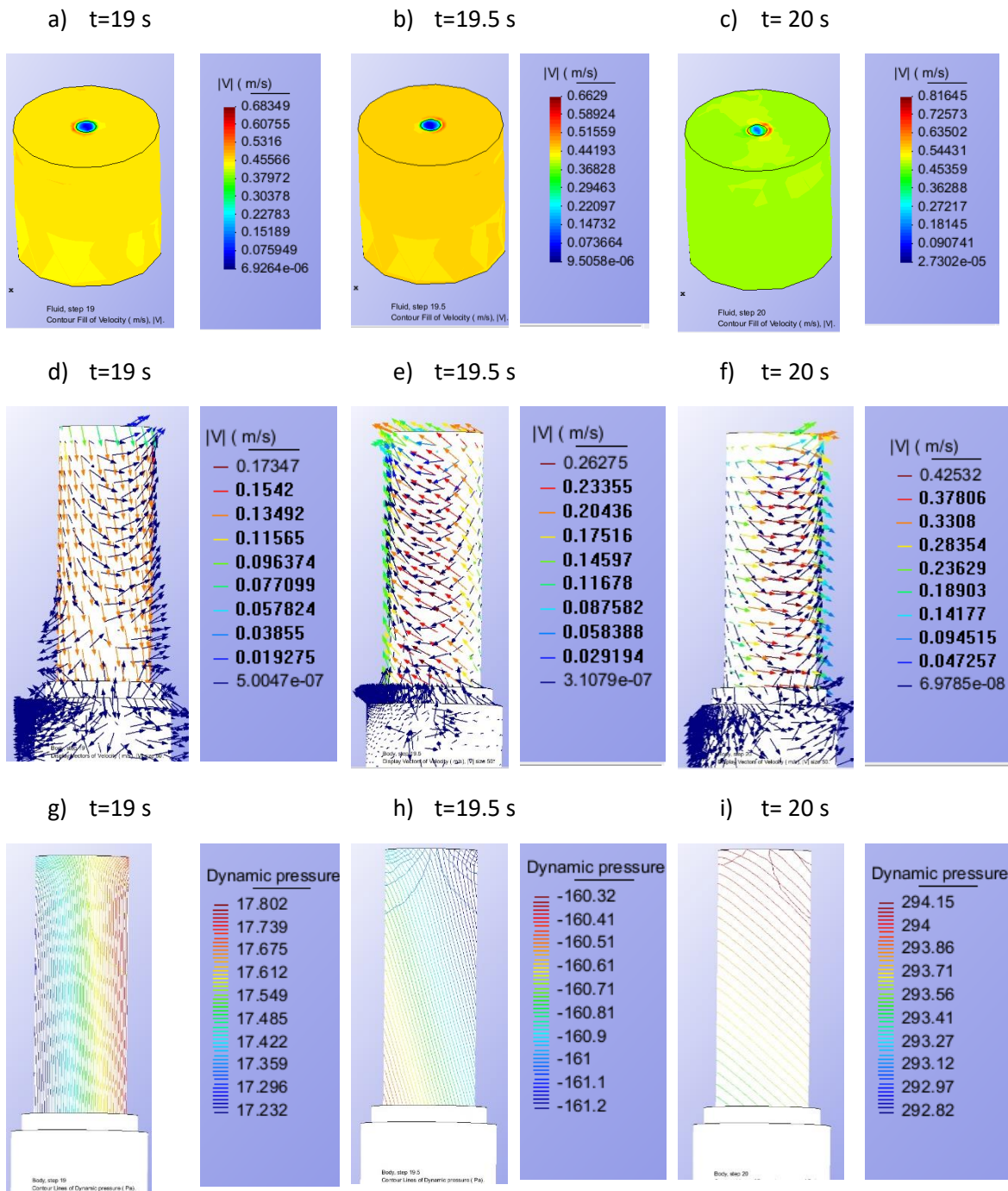


Figura 4-76. Efecto del impacto de ola sobre la hidrodinámica local. La presión dinámica está en Pa.

En el instante $t=19$ s la ola ya ha impactado la estructura según la presión dinámica (Figura 4-76g), lo que indica que la cresta está delante del centro geométrico de la turbina, induciendo un flujo sobre la superficie de la estructura hacia el fondo y un flujo circundante de menor magnitud hacia

arriba como resultado de la disipación de la energía (Figura 4-76a,d). En el instante $t=19.5$ s la ola atraviesa la estructura generando un flujo hacia arriba con dirección similar al sentido de propagación de la ola, como resultado la presión dinámica es negativa en ese instante (Figura 4-76e, h).

En el instante $t=20$ s la ola impacta la estructura según las presiones dinámicas simuladas (Figura 4-76i), induciendo flujos laterales u horizontales los cuales generan un campo rotacional sobre el área de influencia (Figura 4-76f).

Con base en los resultados del modelo fue posible apreciar la interacción flujo-estructura en los instantes en que una carga de ola impacta la estructura, lo que permite comprender cómo los vórtices se generan en la zona de impacto. El perfil del vectorino se ubicó a 8 cm de la estructura, y al comparar sus mediciones con los resultados del modelo, se puede expresar que el modelo logró simular el campo rotacional debido al impacto de la ola.

El campo rotacional generado por el impacto de ola, el cual fue registrado por el perfilador 3D de corrientes (Figura 4-70 y Figura 4-71), disipa la energía cinética de la ola. Por consiguiente, el flujo neto externo cuando se aproxima al campo rotacional local, manifiesta una disminución de las velocidades de flujo lo que representa el amortiguamiento viscoso.

La presente investigación analizó el campo hidrodinámico y la dinámica estructural de una estructura *offshore* monopolo, mediante modelación física y numérica, y los resultados evidenciaron que el campo rotacional resultante del impacto de la ola, genera una disminución del flujo neto de la ola hacia la estructura. Esta disminución se conoce como amortiguamiento viscoso, debido a que la carga hidrodinámica reduce su magnitud al aproximarse a la estructura, y al impactar, induce a la estructura a vibrar según los modos y periodos de oscilación de la estructura y las cargas.

Al aplicar la metodología propuesta para determinar los periodos naturales amortiguados de la estructura fija y flotante, se evidenció según los resultados de las funciones de transferencia y los DOE-ANOVA, que los periodos naturales amortiguados varían según la forma como se aplica la carga sobre la estructura, y según los grados de libertad de la turbina. En el experimento de la turbina fija se evidenció que el amortiguamiento viscoso del campo hidrodinámico se presenta en mayor grado según los registros de velocidad orbital obtenidos por el vectorino, por ello que las amplificaciones de las aceleraciones en la estructura son mayores debido a la carga hidrodinámica subsuperficial.

Con respecto a la estructura flotante se evidenció que las cargas superficiales afectan en mayor grado a la estructura, y la interacción de la carga con la plataforma indujo a difracción y reflexión de la onda superficial, según los picos de frecuencia en los espectros de pseudo-aceleración y en las curvas de funciones de transferencia. Se encontró que las ráfagas de viento afectan significativamente al periodo natural de ambas estructuras, induciendo a más de un modo de oscilación según los picos de aceleración registrados.

Esta investigación tomando en consideración los resultados de los experimentos, recomienda que las cargas a aplicar sobre la estructura sean registradas de manera superficial, subsuperficial, próximas a la zona de impacto de la ola y lejos de la zona de impacto. Adicionalmente, se recomienda lograr registros de aceleración estructural durante ráfagas de viento para identificar periodos naturales inducidos temporalmente sobre la estructura. Por lo anterior, es recomendable

durante las etapas de factibilidad, efectuar mediciones en campo y pruebas en laboratorio, con la intención de analizar la interacción entre las cargas y sus periodos naturales resultantes.

La metodología para construir las curvas de transferencia sugeridas en esta investigación, permitieron identificar diversos picos de amplificación estructural, como el rango de frecuencias en que se encontraron. Por consiguiente, los análisis de dinámica estructural indicarán los periodos naturales amortiguados perturbados y no perturbados, facilitando así la selección del tipo de tecnología de amortiguamiento estructural, la cual podrá ser pasiva, activa o híbrida.

REFERENCIAS

- [1] Publicaciones Semana S.A, «revista Dinero,» 28 10 2015. [En línea]. Available: <http://www.dinero.com/edicion-impresa/caratula/articulo/raconamiento-energia-colombia-fenomeno-el-nino/215309>. [Último acceso: 28 09 2016].
- [2] MERMAID project, «EU-FP7 funded projects selected for funding in response to Ocean 2011 on multi-use offshore platforms (FP7-OCEAN.2011-1 “Multi-use offshore platforms”),» 2012. [En línea]. Available: www.mermaidproject.eu.
- [3] The World Bank, «Review of policy framework for increased reliance on wind energy in Colombia,» Sustainable Development Department - Latin America and Caribbean Region, 2010.
- [4] Pérez E, Osorio J, Energía, pobreza y deterioro ecológico en Colombia: introducción a las energías alternativas, Medellín: Estrategias y Desarrollo, 2002, p. 209.
- [5] Prias O , «PROGRAMA DE USO RACIONAL Y EFICIENTE DE ENERGÍA Y FUENTES NO CONVENCIONALES – PROURE: Plan de acción 2010-2015,» Ministerio de Minas y Energía. República de Colombia, , Bogotá, 2010.
- [6] UPME, «Unidad de Planeación Minero Energética,» 03 02 2016. [En línea]. Available: http://www.upme.gov.co/Comunicados/2016/Comunicado_UPME_No02-2016.pdf. [Último acceso: 2016 09 29].
- [7] R. Bolaños, P. Osuna, J. Wolf, J. Monbaliu, A. Sanchez-Arcilla, «Development of the POLCOMS–WAM current–wave model,» *Ocean Modelling* 36. pp 102–115, 2011.
- [8] Mellor G., Yamada T, «A hierarchy of turbulence closure models for planetary boundary layers.,» *Journal of Atmospheric Science* 31, 1791–1806, 1974.
- [9] Mellor G., Yamada T, «Development of a turbulence closure model for geophysical fluid problems,» *Rev. Geophys.* 20, 851–875, 1982.
- [10] Craig P.D., Banner M.L., «Modeling wave-enhanced turbulence in the ocean surface layer,» *Journal of Physical Oceanography* 24, 2546–2559., 1994.
- [11] Brown M, Bolaños R, Wolf J, «The depth-varying response of coastal circulation and water levels to 2D radiation stress when applied in a coupled wave–tide–surge modelling system during an extreme storm,» *Coastal Engineering* 82. 102–113, 2013.
- [12] Fossati M, Piedra-Cueva I, «A 3D hydrodynamic numerical model of the Río de la Plata and Montevideo’s coastal zone,» *Applied Mathematical Modelling*, p. 37. 1310–1332, 2013.

- [13] Benetazzo A, Carniel S, Sclavo M, Bergamasco A, «Wave–current interaction: Effect on the wave field in a semi-enclosed basin,» *Ocean Modelling* 70.152–165., 2013.
- [14] Ewans K, Jonathan P, «Evaluating environmental joint extremes for the offshore industry using the conditional extremes model,» *Journal of Marine Systems*, vol. 130, pp. 124-130, 2014.
- [15] Longuet-Higgins MS, «Mass transport in water waves,» *Philos. Trans. R. Soc*, pp. 535-581, 1953.
- [16] Hasselmann K, «On the mass and momentum transfer between short gravity waves and larger-scale motions,» *J. Fluid Mech*, pp. 189-201, 1971.
- [17] Craik A.D.D, Leibovich S, «A rational model for Langmuir circulations,» *J. Fluid Mech*, pp. 401-426, 1976.
- [18] Garrett C, «Generation of Langmuir circulations by surface waves – a feedback mechanism,» *J. Mar. Res*, pp. 116-130, 1976.
- [19] Ruessink B., Miles J, Feddersen F, Guza, R, Elgar S, «Modelling the longshore current on barred beach,» *J. Geophys. Res.*, p. 106 (C10) 22451–22463, 2001.
- [20] Özkan-Haller H.T, Li Y, «Effects of wave–current interaction on shear,» *J. Geophys. Res instabilities of longshore currents*, p. 3139, 2003.
- [21] Reniers A.J.H.M, Roelvink J.A., Thornton E.B, « Morphodynamic modeling of an embayed beach under wave group forcing.,» *J. Geophys. Res.* 109, C01030, 2004a.
- [22] Chen Q., Dalrymple R.A., Kirby J.T., Kennedy A.B., Haller M.C, «Boussinesq modeling of a rip current system,» *J. Geophys. Res.* 104, 20617–20637, 1999.
- [23] Terrile E., Brocchini M., Christensen K.H., Kirby J.T, «Dispersive effects on wave–current interaction and vorticity transport in nearshore flow,» *Phys. Fluid* 20, 036602. doi:10.1063/1.2888973., 2008.
- [24] Walstra D.J.R, Roelvink J.A, Groeneweg J, «Calculation of wave-driven currents in a 3D mean flow model,» *Edge, B.L. (Ed.), Proceedings of the 27th Coastal Engineering International Conference 2000, Sydney, Australia. American Society of Civil Engineers, New York*, pp. 1050–1063., 2000.
- [25] Lesser G.R, Roelvink J.A van Kester, J.A.T.M Stelling G.S,, « Development and validation of a three-dimensional morphological model.,» *Coastal Eng.* 51, 883-915, 2004.
- [26] Perrie, W., Tang, C.L., Hu, Y., DeTracy, B.M, «The impact of waves on surface currents,» *J. Phys. Oceanogr.* 33, 2126–2140, 2003.

- [27] Xie L., Wu K., Pietrafesa L.J., Zhang C, «A numerical study of wave–current interaction through surface and bottom stresses: wind-driven circulation in the South Atlantic Bight under uniform winds.,» *J. Geophys. Res.* 106 (C8), 16841–16855, 2001.
- [28] Xia H., Xia Z, Zhu L, «Vertical variation in radiation stress and wave-induced current,» *Coastal Engineering* 51, p. 309 – 321, 2004.
- [29] Warner J.C., Sherwood C.R., Signell R.P, Harris C.K, Arango H.G, «Development of a three-dimensional, regional, coupled wave, current, and sediment transport model.,» *Comput. Geosci.* 34, 1284–1306., 2008.
- [30] Yusuke Uchiyama , James C. McWilliams, Alexander F. Shchepetkin, «Wave–current interaction in an oceanic circulation model with a vortex-force formalism: Application to the surf zone,» *Ocean Modelling* 34, pp. 16-35, 2010.
- [31] Xiao H , Huang W, Tao J , Liu C, «Numerical modeling of wave–current forces acting on horizontal cylinder of marine structures by VOF method,» *Ocean Engineering*, pp. 58-67, 2013.
- [32] Kemp, P.H., Simons R.R , «The interaction between waves and turbulent current: propagating with the current,» *Journal of Fluids Mechanics*, pp. 227-250, 1982.
- [33] Kemp P.H., Simons R R, «The interaction between waves and a turbulent current: waves propagating against the current,» *Journal of Fluid Mechanics* 130, pp. 73-89, 1983.
- [34] Klopman G, «Vertical structure of the flow due to waves and currents: laserDoppler flow measurements for waves following or opposing a current,» *Progress Report H840.30 Part II, Delft Hydraulics, Delft.*, 1994.
- [35] Umeyama M, «Reynolds stresses and velocity distributions in a wave–currents coexisting environment,» *Journal of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering* 131 (5), 203–212., 2005.
- [36] Choi J, Kirby J, Yoon S, «Boussinesq modeling of longshore currents in the SandyDuck experiment under directional random wave conditions,» *Coastal Engineering* 101, pp. 17-34, 2015.
- [37] Teles M, Pires-Silva A , Benoit M, «Numerical modelling of wave current interactions at a local scale,» *Ocean Modelling*, pp. 72-87, 2013.
- [38] Archambeau F, Guimet V, Bastin G, «Application du prototype de module ALE du Solveur Commun à des cas de surface libre.,» *Technical report EDF HE-41/ 99/054/A, EDF Research and Development, Chatou, France (in French).*, 1999.
- [39] Shu-xue L, Yu-cheng L, Guang-wei L, «Wave current forces on the pile group of base foundation for the east sea bridge, China,» *Jornal of Hydrodynamics*, pp. 19(6): 661-670, 2007.

- [40] Markus D, Wüchner R, Bletzinger K, «A numerical investigation of combined wave– current loads on tidal stream generators,» *Ocean Engineering* 72 (2013) 416–428, 2013.
- [41] Fenton J, «The numerical solution of steady water wave problems.,» *Computers & Geosciences* 14, 357–368., 1988.
- [42] OPENFOAM, 2013. [En línea]. Available: <http://www.openfoam.com/>. [Último acceso: 10 12 2013].
- [43] Tempel J van der, Diepeveen NFB, Vries, WE De & Salzmann DC, «Offshore environmental loads and wind turbine design: impact of wind, wave, currents and ice,» *Sorensen & JN Sorensen (Eds.), Wind energy systems optimising design and construction for safe and reliable operation (Woodhead publishing series in energy, 10) (pp. 463-478). Cambridge: Woodhead Publishing., 2011.*
- [44] Ansys-AQWA, «Ansys,» 2015-16-04. [En línea]. Available: <http://www.ansys.com/Products/Other+Products/ANSYS+AQWA>.
- [45] SACS, «Bentley,» 2015. [En línea]. Available: <http://www.bentley.com/es-MX/products/SACS/>. [Último acceso: 2015-16-04].
- [46] SESAM, «DNV-GL,» 2015. [En línea]. Available: <https://www.dnvgl.com/services/software-for-structural-analysis-of-offshore-wind-turbine-substructures-sesam-wind-2438>. [Último acceso: 2015-16-04].
- [47] Manwell J, Elkinton C, Rogers A, McGowan J, «Review of design conditions applicable to offshore wind energy systems in the United States,» *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 11, pp. 210-234, 2007.
- [48] Manwell JF, McGowan JG, Rogers AF. , «Wind energy explained,» *New York*, 2012.
- [49] Pérez-Collazo C, Greaves D, Iglesias G, «A review of combined wave and offshore wind energy,» *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 42, pp. 141-159, 2015.
- [50] Wei Shi, Jonghoon Han, Changwan Kim , Daeyong Lee , Hyunkyung Shin, «Feasibility study of offshore wind turbine substructures for southwest offshore wind farm project in Korea,» *Renewable Energy*, vol. 74, pp. 406-413, 2015.
- [51] Junfeng Du, Huajun Li, Min Zhang, Shuqing Wang, «A novel hybrid frequency-time domain method for the fatigue damage assessment of offshore structures,» *Ocean Engineering*, vol. 98, pp. 57-65, 2015.
- [52] Miao Lin, Hong Zhang, Hong Guan, «Study of offshore monopile behaviour due to ocean waves,» *Ocean Engineering*, vol. 38, pp. 1946-1956, 2011.
- [53] Wheeler JD, «Methods for calculating forces produced by irregular waves,» *Proceedings of the Offshore Technology Conference, Houston, America*, 1969.

- [54] Puneet A , Lance M, «Incorporating irregular nonlinear waves in coupled simulation and reliability studies of offshore wind turbines,» *Applied Ocean Research*, vol. 33, pp. 215-227, 2011.
- [55] Shirzadeh R, Devriendt C, Bidakhvidi M.A, Guillaume P., «Experimental and computational damping estimation of an offshore wind turbine on a monopile foundation,» *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn.* 120. 96–106, 2013.
- [56] Holthuijsen, *Waves in oceanic and coastal waters*, Cambridge University Press, 2007.
- [57] Natarajan A, «Influence of second-order random wave kinematics on the design loads of offshore wind turbine support structures,» *Renewable Energy*, vol. 68, pp. 829-841, 2014.
- [58] Kai Wei , Sanjay R Arwade, Andrew T. Myers, «Incremental wind-wave analysis of the structural capacity of offshore wind turbine support structures under extreme loading,» *Engineering Structures*, vol. 79, pp. 58-69, 2014.
- [59] Chaplin JR, «Developments of stream-function wave theory,» *Coastal Engineering*, vol. 3, pp. 179-205, 1979.
- [60] Mayilvahanan Alagan Chella, Alf Tørum, Dag Myrhaug, «An Overview of Wave Impact Forces on Offshore Wind Turbine Substructures,» *Energy Procedia* 20, pp. 217-226, 2012.
- [61] Birkinshaw M., Eason W.J., Greig C.A, Webb R.A., «Breaking wave design - a case history,» *Proc. ICE, Part 2*, 85, 415-433, 1988.
- [62] Sarpkaya, «Wave Impact Loads on Cylinders.,» *In Proc., Offshore Technology Conference, Houston, TX, Paper No OTC 3065*, 1978.
- [63] NORSOK Standard N-003, «Actions and Action Effects, Edition 2.,» *Standards Norway, Lysaker, Norway.*, 2007.
- [64] Chaplin J., Flinham T., Greig C., Skyner, D, «Breaking Wave Forces on a Vertical Cylinder,» *Report 90 324 Health and Safety Executive, London, UK*, 1992.
- [65] Faltinsen O. M, «Sea Loads on Ships and Offshore Structures.,» *Cambridge Ocean Technology Series. Cambridge University Press.* , 1990 .
- [66] Goda Y., Haranaka S., Kitahata M, «Study of Impulsive Breaking Wave Forces on Piles,» *Report of Port and Harbor Research Institute*, 5(6): 130. *Concept also in English language in Watanabe, A. and Horikawa, K., 1974. Breaking Wave Forces on Large Diameter Cell. Proc. 14th Intern. Conf. on Coastal Eng. pp 1741-1760.*, 1966.
- [67] Tanimoto, K., Takahashi, S., Kaneko, T., Shiota, K., «Impulsive breaking wave forces on an inclined pile exerted by random waves,» . *Proceedings of the 20th International Conference on Coastal Engineering*, vol. 3, pp. 2288-2302. , 1986.

- [68] Mokrani C., Abadie S., Grilli S., Zibouche K, «Numerical Simulation of The Impact of a Plunging Breaker on a Vertical Structure and Subsequent over Topping Event Using a Navier-Stokes VOF Model.,» *In Proceedings of the Twentieth (2010). International Offshore and Polar Engineering Conference, pages 729 736, Beijing, China., 2010.*
- [69] Christensen E. D., Bredmose H., Hansen, E. A, «Extreme wave forces and run-up on offshore wind turbine foundations,» *In Proc. Copenhagen Offshore Wind., 2005.*
- [70] Bredmose H, Jacobsen N. G., «Breaking Wave Impacts on Offshore Wind Turbine Foundations: Focused Wave Groups and CFD.,» *In Proc. 29th Int. Conf. Ocean Offshore Arctic Engng., ASME. Shanghai, China., 2010.*
- [71] Chakrabarti, S, *Handbook of Offshore Engineering*, Elsevier, 2005.
- [72] C. Burlison, *Deep Challenge! The true epic story of our quest for energy beneath the sea*, Houston, TX: Gulf Publishing Company, 1999.
- [73] W. G. Mustang, «Offshore Magazine,» 5 2011. [En línea]. Available: <http://www.offshore-mag.com/>. [Último acceso: 10 12 2012].
- [74] SHELL, «Shell,» 08 06 2015. [En línea]. Available: <http://www.shell.com/global/aboutshell/major-projects-2/perdido.html>. [Último acceso: 08 06 2015].
- [75] LORC, «LORC,» 2016. [En línea]. Available: <http://www.lorc.dk/offshore-wind-farms-map/london-array-1>. [Último acceso: 27 09 2016].
- [76] Gemini, «Gemini Offshore Wind Park,» 2016. [En línea]. Available: http://geminiwindfarm.com/e_about-gemini.html. [Último acceso: 27 09 2016].
- [77] DONG Energy, «DONG Energy,» 2016. [En línea]. Available: <http://www.dongenergy.co.uk/news/press-releases/articles/worlds-largest-ever-offshore-wind-farm-to-be-built-by-dong-energy>. [Último acceso: 27 09 2016].
- [78] DNV, «Design of floating wind turbine structures. Offshore Standard, DNV-OS-J103,» 2013.
- [79] IEC, «Wind turbines—part 3: design requirements for offshore wind turbines, IEC 61400-3,» 2009.
- [80] Perveen R, Kishor N, Mohanty S, «Off-shore wind farm development: Present status and challenges,» *Renewable and Sustainable Energy Reviews* , vol. 29 (2014) 780–792, nº 29, pp. 780-792, 2014.
- [81] Musial W, Butterfield S, Boone A, «Feasibility of Floating Platform Systems for Wind Turbines,» de *23rd ASME Wind Energy*, Reno, Nevada, 2004.

- [82] Haritos N, «Introduction to the Analysis and Design of Offshore Structures– An Overview,» *EJSE Special Issue: Loading on Structures*, 2007.
- [83] Rath D, Foundations for an offshore wind turbine, Master of Engineering in Civil and Environmental Engineering. MASSACHUSETTS INSTITUTE OF TECHNOLOGY, 2010.
- [84] American Petroleum Institute, Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms—Working Stress Design, 2007.
- [85] Det Norske Veritas AS , Offshore Standard DNV-OS-J101, 2014.
- [86] IEC-TC88, «Safety of Wind Turbine Generator System,» Geneva, 1997.
- [87] Germanische Lloyd, «Regulation for the Certification of Wind Energy Conversion System,» Hamburg, 1999.
- [88] DNV / Riso, «Guidelines for Design of Wind Turbines,» Roskilde, 2001.
- [89] Cheng P, A reliability based design methodology for extreme responses of offshore wind turbines, DUWIND Delft University Wind Energy Research Institute, 2002.
- [90] Shafiee M, «Maintenance logistics organization for offshore wind energy: Current progress and future perspectives,» *Renewable Energy* , vol. 77, pp. 182-193, 2015.
- [91] Gimenez-Alvarez J, Schweickardt G, Gómez-Targarona J, «An overview of wind energy, taking into consideration several important issues including and analysis of regulatory requirements for the connection of wind generation into the power system,» *Dyna*, vol. 79, nº 172, pp. 108-117, 2012.
- [92] Gimenez-Alvarez J, Gómez-Targarona J, «Generación eólica empleando distintos tipos de generadores considerando su impacto en el sistema de potencia,» *Dyna*, vol. 78, nº 169, pp. 95-104, 2011.
- [93] Jacobsen V, Rugbjerg M, «Offshore wind farms - the need of MetOcean data,» de *OPENHAGEN OFFSHORE WIND CONFERENCE 2005*.
- [94] Mohamed A El-Rreedy, Marine Structural Design Calculations, Elsevier-Butterworth-Heinemann, 2015.
- [95] Hogben, «Wave loads on structures,» *Behaviour of offshore structures (BOSS)*, 1976.
- [96] Journée J.M.J. , Massie W.W. , Offshore Hydromechanics book, Delft University of Technology., 2001.
- [97] Rueda-Bayona J.G, Caracterización hidromecánica de plataformas marinas en aguas intermedias sometidas a cargas de oleaje y corriente mediante modelación numérica. Tesis de Maestría., Medellín: Universidad Nacional de Colombia, 2015.

- [98] Consuegra F, «Notas de clase: Análisis de vibraciones - Universidad del Norte,» Barranquilla, 2014.
- [99] Chopra A.K, Dynamics of structures, New Jersey: Prentice-Hall, 1995.
- [100] Rueda-Bayona J.G, Elles-Pérez C.J, Sánchez E.H, González A.L, Rivillas-Ospina, G.D, «Identificación de patrones de variabilidad climática a partir de análisis de componentes principales, Fourier y clúster k-medias,» *Tecnura*, pp. 55-68, 2016.
- [101] Rueda-Bayona J.G, Rivillas-Ospina D, Ávila H, Acuña J, «https://www.researchgate.net/publication/283292433_Dinamica_estacional_de_la_pluma_turbia_del_delta_Rio_Magdalena_y_su_respuesta_ante_la_hidrodinamica_local_el_viento_y_los_flujos_de_calor_-_Analisis_intramensual,» de *Congreso Latinoamericano de Ciencias del Mar COLACMAR*, Santa Marta, 2015.
- [102] Wang X, Guo P, Huang X, «A Review of Wind Power Forecasting Models,» *Energy Procedia* 12, pp. 770-778, 2011.
- [103] Amjady N, Keynia F, Zareipour H, «Short-term wind power forecasting using ridgelet neural network,» *Electric Power Systems Research* 81, p. 2099–2107, 2011.
- [104] Blonbou R, «Very short-term wind power forecasting with neural networks and adaptive Bayesian learning,» *Renewable Energy* 36, pp. 1118-1124, 2011.
- [105] Zhao J, Guo Z, Su, Zhao Z, Xiao X, Liu L, «An improved multi-step forecasting model based on WRF ensembles and creative fuzzy systems for wind speed,» *Applied Energy* 162, p. 808–826, 2016.
- [106] Lydia M, Suresh Kumar S, Immanuel Selvakumar A, Edwin Prem Kumar G, «Linear and non-linear autoregressive models for short-term wind speed,» *Energy Conversion and Management* 112, p. 115–124, 2016.
- [107] Meng A, Ge J, Yin H, Chen S, «Wind speed forecasting based on wavelet packet decomposition and artificial neural networks trained by crisscross optimization algorithm,» *Energy Conversion and Management* 114, p. 75–88, 2016.
- [108] Zjavka L, «Wind speed forecast correction models using polynomial neural networks,» *Renewable Energy* 83, pp. 998-1006, 2015.
- [109] Santamaría-Bonfil G, Reyes-Ballesteros A, Gershenson C, «Wind speed forecasting for wind farms: A method based on support vector regression,» *Renewable Energy* 85, pp. 790-809, 2016.
- [110] Doucoure B, Agbossou K, Cardenas A, «Time series prediction using artificial wavelet neural network and multi-resolution analysis: Application to wind speed data,» *Renewable Energy* 92, pp. 202-211, 2016.

- [111] NOAA - NCEP, «NCEP North American Regional Reanalysis: NARR,» 2016. [En línea]. Available: <http://www.esrl.noaa.gov/psd/data/gridded/data.narr.html>. [Último acceso: 05 01 2016].
- [112] IDEAM, «Instituto de Hidrología, Meteorología y Estudios Ambientales,» 2014. [En línea]. Available: <http://www.ideam.gov.co>. [Último acceso: 05 02 2016].
- [113] Takens F, Detecting strange attractors in turbulence, Warwick: Springer, 1980.
- [114] Ghil M, Allen M, Dettinger A, Ide K, Kondrashov, Mann M, Robertson A, Saunders A, Tian Y, Varadi F, Yiou P, «Advanced spectral methods for climatic time series,» *Rev. Geophys*, pp. 40(1), 3.1–3.41, 2001.
- [115] Hassani H, «Singular Spectrum Analysis: Methodology and Comparison,» *Journal of Data Science*, nº 5, pp. 239-257, 2007.
- [116] Ghill M, Jiang N, «Recent forecast skill for the El Niño/Southern Oscillation,» *Geophysical research letters*, nº 25, pp. 171-174, 1998.
- [117] Skittides C, Früh W, «Wind forecasting using principal component analysis,» *Renewable Energy*, vol. 69, pp. 365-374, 2014.
- [118] García-Cabrejo O, Moreno-Sanchez Giovanni, «On the Use of Fourier analysis, Singular Spectral Analysis and Artificial Neural Networks in Stratigraphy. Part 1: Theory and Synthetic Case,» *Geología Colombiana*, nº 36, pp. 105-120, 2006.
- [119] Brigham E, Fast Fourier Transform and Its Applications, Prentice-Hall, Inc, 1988.
- [120] Zonst A, Understanding the FFT, Second Edition, Citrus Press, 2000.
- [121] Rockmore D, «The FFT: an algorithm the whole family can use,» *Computing in Science Engineering*, p. 2 (1): 60–64, 01 2000.
- [122] Chu E, George A, Inside the FFT Black Box: Serial and Parallel Fast Fourier Transform Algorithms, CRC Press, 1999.
- [123] Hewitt E, Hewitt R, «Archive for History of Exact Sciences: An Episode in Fourier Analysis,» vol. 21, 1979.
- [124] Rasmussen H, "The Wavelet Gibbs Phenomenon." In "Wavelets, Fractals and Fourier Transforms, e. a. M. Farge, Ed., Clarendon Press, 1992, p. 123.
- [125] Kelly S, «Gibbs Phenomenon for Wavelets,» *Applied and Computational Harmonic Analysis*, vol. 3, nº 1, pp. 72-81, 01 1995.
- [126] Schalkoff R, Artificial Neural Networks, McGraw-Hill, 1997, p. 422.

- [127] Mittal S, «A Survey Of Techniques for Approximate Computing,» *ACM Computing Surveys*, vol. 48, n° 4, 2016.
- [128] Balabin R, Lomakina E, «Neural network approach to quantum-chemistry data: Accurate prediction of density functional theory energies,» *The Journal of Chemical Physics*, vol. 131, n° 7, 2009.
- [129] Kajiyama T, Alimonte D, Cunha J, «Performance prediction of ocean color Monte Carlo simulations using multi-layer perceptron neural networks,» *Procedia Computer Science*, pp. 2186-2195, 2011.
- [130] Zissis D, Xidias E, Lekkas D, «A cloud based architecture capable of perceiving and predicting multiple vessel behaviour,» *Applied Soft Computing*, vol. 35, pp. 65-661, 2015.
- [131] Wang Jm Liu F, Song Y, Zhao J, «A novel model: Dynamic choice artificial neural network (DCANN) for an electricity price forecasting system,» *Applied Soft Computing*, pp. 281-297, 2016.
- [132] Jagtap J, Kokare M, «Human age classification using facial skin aging features and artificial neural network,» *Cognitive Systems Research*, pp. 116-128, 2016.
- [133] Mandal S, Rao S, Raju D, «Ocean wave parameters estimation using backpropagation neural networks,» *Marine Structures*, n° 18, pp. 301-318, 2015.
- [134] Yann L, Bengio Y, Hinton G, «Deep learning,» *Nature*, n° 521, pp. 436-444, 2015.
- [135] Chan R, Yuen J, Lee E, Arashpour M, «Application of Nonlinear-Autoregressive-Exogenous modelo to predict the hysteretic behaviour of passive control systems,» *Engineering Structures*, n° 85, pp. 1-10, 2015.
- [136] American Bureau of Shipping, Spectral-based fatigue analysis for floating offshore structures, Houston TX: ABS Plaza, 2005.
- [137] Deltares, Simulation of short-crested waves with SWAN - User Manual, Rotterdamseweg, 2011.
- [138] Chakrabarti, Hanbook of Offshore Engineering, vol. 1, Elsevier, 2005.
- [139] Dattatri J, Jothi Shankar N, Raman H, «Comparison of Scott spectra with ocean wave spectra,» *Journal of Waterway Port Coastal and Ocean Engineering*, pp. ASCE 103, 375–378, 1977.
- [140] Kumar S, Kumar K, «Spectral characteristics of high shallow water waves,» *Ocean Engineering* 35, pp. 900-911, 2008.
- [141] Sakhare S, «Derivation of wave spectrum using data driven methods,» *Marine Structures* 22, p. 594–609, 2009.

- [142] Yingguang Wang, «Calculating crest statistics of shallow water nonlinear waves based on standard spectra and measured data at the Poseidon platform,» *Ocean Engineering* 87, pp. 16-24, 2014.
- [143] Dong G, Chen H, Ma X, «Parameterization of nonlinear shallow water waves over sloping bottoms,» *Coastal Engineering* 94, pp. 23-32, 2014.
- [144] Breivika Ø, Bidlot J, Janssen P, «A Stokes drift approximation based on the Phillips spectrum,» *Ocean Modelling*, p. in press, 2016.
- [145] Wijaya A, Groesen E, «Determination of the significant wave height from shadowing,» *Ocean Engineering*, pp. 204-215, 2016.
- [146] Montazeri N, Nielsena U, Jensen J, «Estimation of wind sea and swell using shipboard measurements – A refined parametric modelling approach,» *Applied Ocean Research*, pp. 73-86, 2016.
- [147] Mackay Ed, «A Unified Model for Unimodal and Bimodal Ocean Wave Spectra,» *International Journal of Marine Energy*, nº doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijome.2016.04.015>, 2016.
- [148] Mackay E.B.L., «Modelling and Description of Omnidirectional Wave Spectra,» de *Proc. EWTEC'11*, Southampton, UK, 2011.
- [149] Holland, J. H., «Adaptation in Natural and Artificial Systems,» . *Ann Arbor: University of Michigan Press.*, 1975.
- [150] Randy L. H, Sue Ellen H, *Practical genetic algorithms*, New Jersey: A JOHN WILEY & SONS, INC., Publication, 2004.
- [151] Delft3D-Flow, *Simulation of multi-dimensional hydrodynamic flows and transport phenomena, including sediments - User Manual*, Países Bajos: Deltares, 2014.
- [152] Escobar C.A, «Relevancia de procesos costeros en la hidrodinámica del Glofo de Urabá (Caribe colombiano),» *Boletín de Investigaciones Marinas y Costeras*, pp. 327-346, 2011.
- [153] McCombs M, Mulligan R , Boegman L, «Offshore wind farm impacts on surface waves and circulation in Eastern Lake Ontario,» *Coastal Engineering*, pp. 32-39, 2014.
- [154] Elhakeem A, Elshorbagy W, Bleninger T, «Long-term hydrodynamic modeling of the Arabian Gulf,» *Marine Pollution Bulletin*, pp. 19-36, 2015.
- [155] Garcia M , Ramirez I , Verlaan M , Castillo J, «Application of a three-dimensional hydrodynamic model for San Quintin Bay, B.C., Mexico. Validation and calibration using OpenDA,» *Journal of Computational and Applied Mathematics*, pp. 428-437, 2015.

- [156] Uittenbogaard R. E, Van Kester, J. A. T. M, Stelling G S, « Implementation of three turbulence models in 3D-TRISULA for rectangular grids,» *Report Z81, Delft Hydraulics. The Netherlands*, 1992.
- [157] Booij N.R, Holthuijsen IJ, «A third-generation wave model for coastal regions. Part I. Model descriptions and and validation,» *J.Geophys.Res.* 104,C4,7649-7666, 1999.
- [158] NOAA, «National Centers for Environmental Information.,» 10 10 2015. [En línea]. Available: <https://www.nodc.noaa.gov/OC5/woa13/woa13data.html>. [Último acceso: 11 05 2016].
- [159] NOAA, «Earth System Research Laboratory,» 10 10 2015. [En línea]. Available: <http://www.esrl.noaa.gov/psd/data/gridded/data.narr.html>. [Último acceso: 11 05 2016].
- [160] NOAA, «NOAA WAVEWATCH III,» 10 10 2015. [En línea]. Available: http://polar.ncep.noaa.gov/waves/CFSR_hindcast.shtml. [Último acceso: 11 05 2016].
- [161] Le Provost C., Genco M, Lyard F, Vincent P, Cancail P, «Tidal spectroscopy of the world ocean tides from a finite element hydrodynamic model,» *Journal of Geophysical Research*, pp. 24777-24798, 1994.
- [162] NOAA, «ETOPO1 Global Relief Model,» 10 10 2015. [En línea]. Available: <http://www.ngdc.noaa.gov/mgg/global>. [Último acceso: 11 05 2016].
- [163] Montgomery D, *Design and Analysis of Experiments*, 2 ed., Tempe: Wiley, 2012.
- [164] Phillips O.M, «On the dynamics of unsteady gravity waves of finite amplitude. Part 1,» *J. Fluid Mech.*, 9, pp. 193-217, 1960.
- [165] Hasselmann K, «On the non-linear transfer in a gravity wave spectrum, part 1,» *General theory, J. Fluid Mech.*, 12, pp. 481-500, 1962.
- [166] Hasselmann K, « On the non-linear transfer in a gravity wave spectrum, part 2.,» *Conservation theory, wave-particle correspondence, irreversibility, J. Fluid Mech.*, 15, pp. 273-281, 1963a.
- [167] Hasselmann K, «On the non-linear transfer in a gravity wave spectrum, part 3. Evaluation of energy flux and sea-swell interactions for a Neuman spectrum,» *J. Fluid Mech*, vol. 15, pp. 385-398, 1963b.
- [168] Molina A, «Estudio sedimentológico y morfológico de la plataforma continental Caribe entre el sector de Santa Marta y Punta Morro Hermoso,» *Boletín CIOH*, 1990.
- [169] Coleman JM, «Deltas: processes of deposition and models for exploration,» *Burges Publising Company*, 1976.

- [170] Vernet G, La plateforme continentale caraibe de Colombie (du de´bouché´ du Magdalena au Golfe de Morrosquillo). Importance du diapirisme argileux sur la morphologie et la se´dimenatation, Bordeaux, France: PhD thesis, Universite Bordeaux, 1985.
- [171] Shepard F.P, Dill R.F, Heezen B.C., «Diapiric intrusions in foreset slope sediments off Magdalena delta, Colombia.,» *Am.Assoc. Petrol. Geol. Bull.* 52, 2197–2207, 1968.
- [172] Kolla V, Buffler T, «Seismic stratigraphy and sedimentation of Magdalena Fan, Southern Colombia basin, Caribbean Sea,» *AAPG Bull.* 68, 316–332, 1984.
- [173] Vernet G., Mauffret A., Bobier C, Briceno L., Gayet J, «Mud diapirism, fan sedimentation and strike-slip faulting Caribbean Colombian margin.,» *Tectonophysics* 202, 335–349., 1992.
- [174] Ercilla G, Alonso B., Estrada F.,Chiocci F., Baraza J., Farran M., «The Magdalena Turbidite System (Caribbean Sea): Present-day morphology and architecture model,» *Marine Geology*, Vols. %1 de %23-4, pp. 303-318, 2002.
- [175] Estrada, F., Ercilla, G. & Alonso, B., «Quantitative study of a Magdalena submarine channel (Caribbean Sea): Implications for sedimentary dynamics.,» *Marine and Petroleum Geology*, 22(5), p. 623–635, 2005.
- [176] Restrepo J.D, B. Kjerfve, «Magdalena river: interannual variability (1975–1995) and revised,» *Journal of Hydrology* 235, p. 137–149, 2000.
- [177] IDEAM, «Instituto de Hidrología, Meteorología y Estudios Ambientales,» 2016. [En línea]. Available: <http://www.ideam.gov.co>. [Último acceso: 05 02 2016].
- [178] Restrepo J, Björn K, Michel H, Restrepo J., «Factors controlling sediment yield in a major South American drainage basin: the Magdalena River, Colombia,» *Journal of Hydrology* 316, p. 213–232, 2006.
- [179] Restrepo, J.C. Ortíz J, Pierini J, Schrottke K, Maza M, Otero L, Aguirre L, «Freshwater discharge into the Caribbean Sea from the rivers of Northwestern South America (Colombia): Magnitude, variability and recent changes.,» *Journal of Hydrology*, nº 509, p. 266–281, 2014.
- [180] Restrepo J.D, López S.A, «Morphodynamics of the Pacific and Caribbean deltas of Colombia, South America.,» *Journal of South American Earth Sciences*, vol. 1, nº 25, p. 1–21, 2008.
- [181] Urbano-Latorre C.P., Otero Díaz J, Serguei L., «Influencia de las corrientes en los campos de oleaje en el área de Bocas Ceniza, Caribe Colombiano,» *Bol. Cient. CIOH*, nº 31, p. 191–206., 2013.
- [182] GIOC, The H2D long wave propagation model, Santander: Universidad de Cantabria, 1990.
- [183] Moreno-Madriñán M.J, Rickman Douglas L., Ogashawara Igor, Irwin Daniel, Al-Hamdani Mohammad Z., «Using remote sensing to monitor the influence of river discharge on

watershed outlets and adjacent coral Reefs: Magdalena River and Rosario Islands, Colombia. *International Journal of Applied Earth Observation and Geoinformation*, pp. 204-215, 2015.

- [184] Alvarado M, Río Magdalena. *Navegación Marítima y fluvial (1986-2008)*, Ediciones Uninorte ed., Barranquilla, 2009.
- [185] Restrepo J, Escobar H, «Sediment load trends in the Magdalena River basin (1980–2010): Anthropogenic and climate-induced causes,» *Geomorphology*, p. in press, 2016.
- [186] Restrepo J.D, Zapata P, Díaz J.M, Garzón-Ferreira J, García C.B, «Fluvial fluxes into the Caribbean Sea and their impact on coastal ecosystems: the Magdalena River, Colombia.,» *Glob. Planet. Chang*, nº 50, pp. 33-49, 2006b.
- [187] INVEMAR, «REDCAM,» 01 01 2016. [En línea]. Available: <http://siam.invemar.org.co/siam/redcam/index.jsp>. [Último acceso: 10 12 2015].
- [188] Vivas-Aguas L., Tosic M, Sánchez J, Narváez S, Cadavid B, Bautista P, Betancourt J, Parra J, Echeverri L, Espinosa L, «Diagnóstico y evaluación de la calidad ambiental marina en el Caribe y Pacífico colombiano. Red de vigilancia para la conservación y protección de las aguas marinas y costeras de Colombia-REDCAM,» INVEMAR, Santa Marta, 2010.
- [189] ArcGIS, «ArcGIS,» 2016. [En línea]. Available: <https://www.arcgis.com>. [Último acceso: 1 03 2016].
- [190] CIOH, «Climatología de los principales puertos del Caribe colombiano - Barranquilla,» Cartagena, 2010.
- [191] Alvarez-Silva O, Osorio A, «Salinity gradient energy potential in Colombia considering site specific constraints,» *Renewable Energy*, vol. 74, pp. 737-748, 2015.
- [192] Restrepo J, *Dinámica Sedimentaria en Deltas Micromareales - Estratificados de Alta Descarga: Delta del Rio Magdalena (Colombia - Mar Caribe)*. Doctoral Thesis., Barranquilla: UNINORTE, 2015.
- [193] NORTEK AS, «NORTEK AS,» 2016. [En línea]. Available: <http://www.nortek-as.com/en/products/wave-systems/awac>. [Último acceso: 16 01 2016].
- [194] NORTEK AS, «Nortek-as,» 04 04 2017. [En línea]. Available: <http://www.nortek-as.com/lib/technical-notes/puv-wave-measurement/view>. [Último acceso: 05 01 2017].
- [195] DIMAR-CIOH, «Cioh,» 2015. [En línea]. Available: <https://www.cioh.org.co/meteorologia/ResumenClimatologico.php>. [Último acceso: 04 04 2017].
- [196] Kühn M, Bierbooms W, van Bussel G.J.W, Ferguson M.C., Göransson B, Cockerill T.T., Harrison R., Harland L.A., Vugts J.H., Wiecherink R., «Opti-OWECS Final Report Vol. 0:

Structural and Economic Optimisation of Bottom-Mounted Offshore Wind Energy Converters - Executive Summary,» THE EUROPEAN COMMISSION, 1997.

- [197] Cruciati R, Ghindea Cristian, «Experimental determination of Dynamic characteristics of structures,» *Mathematical Modelling in Civil Engineering*, vol. 4, pp. 51-59, 2012.
- [198] Ou J, Longa X, Li Q.S, Xiao Y.Q, «Vibration control of steel jacket offshore platform structures with damping isolation systems,» *Engineering Structures*, vol. 29, pp. 1525-1538, 2007.
- [199] Colwell S, Basu B, «Tuned liquid column dampers in offshore wind turbines for structural control,» *Engineering Structures*, vol. 31, pp. 358-368, 2009.
- [200] Li M, Zhang H, Guan H, «Study of offshore monopile behaviour due to ocean waves,» *Ocean Engineering*, vol. 38, pp. 1946-1956, 2011.
- [201] Shi W, Park H, Han J, Na S, Kim S, «A study on the effect of different modeling parameters on the dynamic response of a jacket-type offshore wind turbine in the Korean Southwest Sea,» *Renewable Energy* 58, vol. 58, pp. 50-59, 2013.
- [202] Mojtahedi A, Lotfollahi L, Etefagh M, Hassanzadeh Y, Fujikubo M, «Detection of nonlinearity effects in structural integrity monitoring methods for offshore jacket-type structures based on principal component analysis,» *Marine Structures*, vol. 33, pp. 100-119, 2013.
- [203] Shirzadeh R, Devriendt C, Bidakhvidi M.A, Guillaume P., «Experimental and computational damping estimation of an offshore wind turbine on a monopile foundation,» *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 120, pp. 96-106, 2013.
- [204] Travanca J, Hao H, «Dynamics of steel offshore platforms under ship impact,» *Applied Ocean Research*, vol. 47, pp. 352-372, 2014.
- [205] Jafarabad A, Kashani M, Parvar M, Golafshani A, «Hybrid damping systems in offshore jacket platforms with float-over deck,» *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 98, pp. 178-187, 2014.
- [206] Moharrami M, Tootkaboni M, «Reducing response of offshore platforms to wave loads using hydrodynamic buoyant mass dampers,» *Engineering Structures*, vol. 81, pp. 162-174, 2014.
- [207] Carswell W, Johansson J, Løvholt F, Arwade S, Madshus C, DeGroot D, Myers A, «Foundation damping and the dynamics of offshore wind turbine monopiles,» *Renewable Energy*, vol. 80, pp. 724-736, 2015.
- [208] Koukoura C, Natarajan A, Vesth A, «Identification of support structure damping of a full scale offshore wind turbine in normal operation,» *Renewable Energy*, vol. 81, pp. 882-895, 2015.

- [209] Gavassoni E, Gonçalves P, Roehl D, «Nonlinear vibration modes of an offshore articulated tower,» *Ocean Engineering*, vol. 109, pp. 226-242, 2015.
- [210] Kandasamy R, Cuia F, Townsend N, Foo C, Guoa J, Shenoib A, Xiong Y, «A review of vibration control methods for marine offshore structures,» *Ocean Engineering*, vol. 127, pp. 279-297, 2016.
- [211] Hosseinlou F, Mojtahedi A, «Developing a robust simplified method for structural integrity monitoring of offshore jacket-type platform using recorded dynamic responses,» *Applied Ocean Research*, vol. 56, pp. 107-118, 2016.
- [212] Subbulakshmi A, Sundaravadivelu R, «Heave damping of spar platform for offshore wind turbine with heave plate,» *Ocean Engineering*, vol. 121, pp. 24-36, 2016.
- [213] Wei K, Myers A, Arwade S, «Dynamic effects in the response of offshore wind turbines supported by jackets under wave loading,» *Engineering Structures*, vol. 142, pp. 36-45, 2017.
- [214] «Evaluation of damping estimates by automated Operational Modal Analysis for offshore wind turbine tower vibrations,» *Renewable Energy*, p. in press, 2017.
- [215] Aggarwal N, Manikandan R, Saha N, «Nonlinear short term extreme response of spar type floating offshore wind turbines,» *Ocean Engineering*, vol. 130, pp. 199-209, 2017.
- [216] Marino E, Giusti A, Manuel L, «Offshore wind turbine fatigue loads: The influence of alternative wave modeling for different turbulent and mean winds,» *Renewable Energy*, vol. 102, pp. 157-169, 2017.
- [217] Hana Y, Lea C, Ding H, Chengd Z, Zhang P, «Stability and dynamic response analysis of a submerged tension leg platform for offshore wind turbines,» *Ocean Engineering*, vol. 129, pp. 68-82, 2017.
- [218] Chatziioannou K, Katsardi V, Koukouselis A, Mistakidis E, «The effect of nonlinear wave-structure and soil-structure interactions in the design of an offshore structure,» *Marine Structures*, vol. 52, pp. 126-152, 2017.
- [219] Morato A, Sriramula S, Krishnan N, Nichols J, «Ultimate loads and response analysis of a monopile supported offshore wind turbine using fully coupled simulation,» *Renewable Energy*, vol. 101, pp. 126-143, 2017.
- [220] Zuo H, Bi K, Hao H, «Using multiple tuned mass dampers to control offshore wind turbine vibrations under multiple hazards,» *Engineering Structures*, vol. 141, pp. 303-315, 2017.
- [221] van Der Tempel J., *Design of Support Structures for Offshore Wind Turbines*, Delft University, 2006.

- [222] Lee K , Mizutani N, «A numerical wave tank using direct-forcing immersed boundary method and its application to wave force on a horizontal cylinder,» *Coastal Engineering Journal* 51, pp. 27-48, 2009.
- [223] Compass, «Compass,» 2017. [En línea]. Available:
<http://www.compassis.com/compass/es/Productos/SeaFEM>. [Último acceso: 01 01 2017].
- [224] Beer F, Johnston E, DeWolf J, *Mecánica de Materiales*, CDMX: Mc GrawHill, 2006.