



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO
PROGRAMA DE MAESTRÍA Y DOCTORADO EN INGENIERÍA
INGENIERÍA ELÉCTRICA – CONTROL

CONTROL TOLERANTE A FALLAS PARA UN SISTEMA DE GENERACIÓN A
PARTIR DE OLAS DEL MAR

TESIS
QUE PARA OPTAR POR EL GRADO DE:
DOCTOR EN INGENIERÍA

PRESENTA:
ALEJANDRO GABRIEL GONZÁLEZ ESCULPI

TUTORES PRINCIPALES
DRA. MARÍA CRISTINA VERDE RODARTE, INSTITUTO DE INGENIERÍA
DR. PAUL ROLANDO MAYA ORTIZ, FACULTAD DE INGENIERÍA

COMITÉ TUTOR
GERARDO RENÉ ESPINOSA PÉREZ, FACULTAD DE INGENIERÍA

CIUDAD DE MÉXICO, OCTUBRE 2023



Universidad Nacional
Autónoma de México



UNAM – Dirección General de Bibliotecas
Tesis Digitales
Restricciones de uso

DERECHOS RESERVADOS ©
PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL

Todo el material contenido en esta tesis esta protegido por la Ley Federal del Derecho de Autor (LFDA) de los Estados Unidos Mexicanos (México).

El uso de imágenes, fragmentos de videos, y demás material que sea objeto de protección de los derechos de autor, será exclusivamente para fines educativos e informativos y deberá citar la fuente donde la obtuvo mencionando el autor o autores. Cualquier uso distinto como el lucro, reproducción, edición o modificación, será perseguido y sancionado por el respectivo titular de los Derechos de Autor.

JURADO ASIGNADO:

Presidente: Dr. Gerardo René Espinosa Pérez

Secretario: Dr. Jaime Alberto Moreno Pérez

1er. Vocal: Dra. María Cristina Verde Rodarte

2do. Vocal: Dr. Paul Rolando Maya Ortiz

3er. Vocal: Dr. Efraín Alcorta García

Lugar donde se realizó la tesis: Instituto de Ingeniería UNAM

TUTORES DE TESIS:

Dra. María Cristina Verde Rodarte

Dr. Paul Rolando Maya Ortiz

FIRMA

FIRMA

A mi familia

Agradecimientos

Agradezco principalmente a mi esposa Lore por su amor, apoyo y compañía durante este doctorado, a mi hermana Eileen y mi cuñado Miguel por el apoyo brindado durante estos años en México, a mi padre y mi madre por mi formación, por su permanente apoyo y por haberme dado la confianza en mi mismo para asumir cualquier desafío.

Agradezco especialmente la Dra. Cristina Verde, tutora de este trabajo, por su enorme dedicación y profesionalismo, por demostrar a diario ser una investigadora ejemplar, por su cuidado a todos los detalles, por el impulso brindado al avance de este doctorado y por sus observaciones que contribuyeron considerablemente a la calidad de las publicaciones realizadas y en mi formación como investigador.

Agradezco también al Dr. Paul Maya por el apoyo brindado como tutor de este trabajo y la gran oportunidad ofrecida al recibir el proyecto inicial que le envié por correo electrónico, el cual dio origen a esta experiencia, al Dr. Gerardo Espinosa por sus observaciones como miembro del comité tutor, así como al Dr. Jaime Moreno y los demás miembros del Colegio de Control de la UNAM con los que tuve interacción a lo largo de este trabajo, quienes aportan considerablemente al prestigio de esta universidad.

Agradezco además a todos aquellos compañeros y amigos con los que coincidí durante la realización de este trabajo: Fermín, Jared, Sebastián y al resto del grupo de 2018 de la Maestría en Control, a Jesús, Jorge, Alejandra y demás compañeros del grupo de diagnóstico del Instituto de Ingeniería, a Natanael, Iván, Solia y demás compañeros del laboratorio de control no lineal, a Mariana, Tania, Adrián, Samuel, Jael, Franklin, Raúl y demás amigos de las reuniones en Tlatelolco, a Manuel, Will y Raj por su compañía en la ruta Mixcoac, así como a los amigos de Lore: Hugo, Mitzi, Stephany y muy especialmente a su novio Óscar por la oportunidad ofrecida.

Agradezco a CONACyT (CVU 925686) y al programa de becas UNAM-PAPIIT (proyecto IT100122, B221581) por el apoyo económico brindado durante este doctorado, así como a la UNAM y las demás instituciones de México que lo hicieron posible.

Resumen

Se aborda el problema de control de un convertidor de energía de olas (WEC, *wave energy converter*) susceptible a fallas en sus subsistemas de frenos superiores e inferiores, para movimiento ascendente y descendente, los cuales introducen amortiguamiento no lineal a la dinámica del flotador. Dada la necesidad de seguimiento robusto de una referencia de posición relacionada con el oleaje incidente para maximizar la energía convertida en condición nominal, el objetivo es preservar dicho seguimiento en presencia de las fallas para evitar daños físicos en la estructura del WEC. Para lograr este objetivo, se propone un control tolerante a fallas (FTC, *fault-tolerant control*) que combina dos sistemas: (i) un servocompensador no lineal (NSC, *nonlinear servocompensator*) recientemente introducido en la literatura, y (ii) un subsistema de diagnóstico de fallas (FD, *fault diagnosis*).

El NSC se basa en un control de estructura variable que generaliza el principio del modelo interno para un seguimiento robusto. Se muestra que el WEC con fallas satisface las condiciones para el uso de dicho NSC, y se realiza el ajuste del mismo con base en los parámetros del modelo. Asimismo, la señal de referencia para la posición del flotador se calcula a partir de mediciones en tiempo real del oleaje irregular. Dicha señal de referencia es diseñada contemplando el amortiguamiento no lineal introducido por los frenos utilizando el método de la función descriptiva (DFM, *describing function method*).

Como paso previo al diseño del subsistema de diagnóstico, se utiliza el análisis estructural para determinar la detectabilidad y aislabilidad de las fallas de los frenos superiores e inferiores, tomando en cuenta además fallas en el generador y los sensores de posición, velocidad y elevación de oleaje. A pesar de que las fallas en los frenos superiores no resultan estructuralmente aislables entre sí, el subsistema de diagnóstico logra aislarlas mediante un observador de entradas desconocidas.

Debido a la operación independiente del NSC respecto al subsistema de diagnóstico, el esquema global es considerado como un FTC pasivo. Contemplando el modelo con fallas de un WEC basado en el prototipo del Archimedes Wave Swing, se proporciona la formulación teórica y la prueba de convergencia para el NSC y el FD. El desempeño del diseño propuesto es verificado mediante simulaciones numéricas del WEC excitado por la incidencia de oleaje irregular en diferentes escenarios de fallas en los frenos superiores e inferiores.

Índice general

Agradecimientos	II
Resumen	IV
1 Introducción	1
1.1 Motivación	1
1.2 Estado del Arte	5
1.2.1 Diagnóstico de Fallas y Control Tolerante	5
1.2.2 Control de Convertidores de Energía de Olas	9
1.2.3 Diagnóstico y Control Tolerante a Fallas de Convertidores de Energía de Olas	11
1.3 Objetivo	12
1.4 Metodología y Contribuciones	13
1.4.1 Metodología	13
1.4.2 Contribuciones	14
1.5 Publicaciones Realizadas	16
1.6 Estructura del Trabajo	17
2 Convertidor de Energía de Olas basado en el Archimedes Wave Swing	18
2.1 Principio de Funcionamiento del Sistema	18
2.2 Descripción del Entorno Marino	21
2.2.1 Modelo de la Elevación del Oleaje	21
2.2.2 Presión en el Fluido	24
2.3 Dinámica del Flotador	25
2.3.1 Fuerza de Excitación	28

2.3.2	Fuerza de Radiación	29
2.3.3	Fuerza Elástica	31
2.3.4	Fuerza de Amortiguamiento	33
2.3.5	Fuerza del Generador	34
2.3.6	Síntesis del Modelo	35
2.4	Señales Medidas	36
2.4.1	Mediciones Disponibles	36
2.4.2	Estimación en Tiempo Real de la Fuerza de Excitación	37
2.4.3	Estimación con Retardo de la Fuerza de Excitación	38
2.5	Fallas en el Sistema	39
2.5.1	Fallas en los Frenos	39
2.5.2	Fallas en los Sensores	40
2.5.3	Falla en el Generador	41
2.6	Comentarios	41
3	Diagnóstico de Fallas del Convertidor de Energía de Olas	43
3.1	Determinación de Diagnosticabilidad de Fallas en el WEC	44
3.1.1	Formulación del Problema de Diagnostico	44
3.1.2	Preliminares del Análisis Estructural	45
3.1.3	Análisis Estructural del WEC	48
3.1.4	Validación Numérica	53
3.2	Diseño del Subsistema de Diagnóstico de Fallas en los Frenos	56
3.2.1	Estructura del Subsistema de Diagnóstico	56
3.2.2	Módulo de Detección y Aislamiento de Fallas	57
3.2.3	Módulo de Estimación de Fallas	59
3.2.4	Validación Numérica	60
3.3	Comentarios	68
4	Control Tolerante a Fallas	69
4.1	Formulación del Problema de Control Tolerante a Fallas	70
4.2	Diseño del Subsistema para Ajuste de Referencia	71

4.2.1	Formulación del Problema de Maximización de la Energía Convertida	72
4.2.2	Respuesta en Frecuencia Aproximada del WEC	73
4.2.3	Maximización de la Potencia Convertida	75
4.2.4	Señal de Referencia para la Posición del Flotador	78
4.3	Diseño del Servocompensador	80
4.3.1	Servocompensador No Lineal (NSC)	80
4.3.2	Aplicabilidad del NSC al WEC	83
4.4	Validación del Sistema de Diagnóstico y Control Tolerante	87
4.4.1	Configuración de la Simulación	87
4.4.2	Validación del Seguimiento en Condición Nominal	87
4.4.3	Desempeño del Esquema de Control Tolerante a Fallas y Diagnóstico	90
4.5	Comentarios	95
5	Conclusiones	96
	Apéndices	97
A	Nomenclatura	98
B	Siglas y Acrónimos	102
C	Configuración de la Simulación del WEC	104
	Bibliografía	106

Índice de figuras

1.1	Clasificación de convertidores de energía de olas de acuerdo a sus dimensiones respecto a la longitud de onda y dirección de propagación del oleaje incidente	2
1.2	Movimiento del flotador del WEC de acuerdo a la incidencia del oleaje	4
2.1	Representación de los principales componentes del convertidor de energía de olas	19
2.2	Representación del oleaje mediante propagación de una onda plana unidireccional	22
2.3	Espectro de potencia JONSWAP con (a) valor fijo de $\omega_p = 2\pi/10$ y desviaciones de $\pm 25\%$ de la altura significativa H_1 respecto a $H_{10} = 2$ m y (b) valor fijo de $H_1 = 2$ m y desviaciones de $\pm 25\%$ de la frecuencia pico ω_p respecto a $\omega_{p0} = 2\pi/10$	23
2.4	Evolución en tiempo del kernel de presión dinámica a diversas profundidades	26
2.5	Representación de la ubicación del WEC	27
3.1	Perfiles simulados de la elevación de oleaje y la fuerza de excitación	54
3.2	Evolución transitoria de los residuos (a) $r_1(t)$, (b) $r_2(t)$, y (c) $r_3(t)$ en presencia de los escenarios de falla mostrados en (d) con carga pasiva conectada al generador	55
3.3	Esquema del subsistema de diagnóstico de fallas en los frenos del WEC	57
3.4	Perfiles simulados de la elevación de oleaje y la fuerza de excitación	62
3.5	Evolución transitoria de la (a) posición, (b) velocidad, (c) fuerza del generador, y (d) energía convertida en presencia de los escenarios de falla mostrados en (e) con carga pasiva conectada al generador	63

3.6	Evolución transitoria de las señales de síntoma asumiendo la fuerza de excitación (a) conocida, (b) estimada en tiempo real, y (c) estimada con retardo. Los escenarios de falla se muestran en (d)	66
3.7	Estimación de las fallas en los frenos asumiendo la fuerza de excitación (a) conocida, (b) estimada en tiempo real, y (c) estimada con retardo. Los escenarios de falla se muestran en (d)	67
4.1	Esquema del control de posición tolerante a fallas y diagnóstico del WEC .	71
4.2	Interconexión de la dinámica lineal y no lineal del flotador	73
4.3	Estructura del servocompensador no lineal	83
4.4	Evolución transitoria de los errores de seguimiento de (a) posición y (b) velocidad, así como (c) la energía convertida utilizando un LSC y el NSC propuesto	89
4.5	Evolución transitoria de la (a) posición, (b) velocidad, (c) fuerza del generador, y (d) energía convertida en presencia de los escenarios de falla mostrados en (e)	91
4.6	Evolución transitoria de las señales de síntoma asumiendo la fuerza de excitación (a) conocida, (b) estimada en tiempo real, y (c) estimada con retardo. Los escenarios de falla se muestran en (d)	93
4.7	Estimación de las fallas en los frenos asumiendo la fuerza de excitación (a) conocida, (b) estimada en tiempo real, y (c) estimada con retardo. Los escenarios de falla se muestran en (d)	94
C.1	Variación en frecuencia de (a) la resistencia de radiación y (b) la masa agregada del flotador del WEC	105

Capítulo 1

Introducción

1.1. Motivación

Los convertidores de energía de olas (WEC, *wave energy converter*) representan una tecnología prometedora para la generación de energía limpia a partir de una fuente renovable, dado que el oleaje marino tiene un potencial estimado de generación de 26,000 TWh por año (Magagna y Uihlein, 2015).

Si bien los estudios modernos y los avances en la conversión de energía de olas se remontan a 1974 (Salter, 1974), en la actualidad no se ha alcanzado un consenso sobre el mecanismo más eficiente para tal fin. Cruz (2007) establece la siguiente clasificación de acuerdo a las dimensiones del flotador del WEC y su colocación respecto a la dirección de propagación del oleaje (ver Fig. 1.1):

- Atenuador: utiliza un flotador estrecho de gran longitud respecto a la longitud de onda del oleaje incidente, instalado de forma perpendicular al mismo.
- Terminador: utiliza un flotador estrecho de gran longitud respecto a la longitud de onda del oleaje incidente, instalado de forma paralela al mismo.
- Absorbedor puntual: utiliza un flotador de dimensiones despreciables respecto a la longitud de onda del oleaje incidente.

Asimismo, la conversión de la energía mecánica capturada del oleaje en energía eléctrica

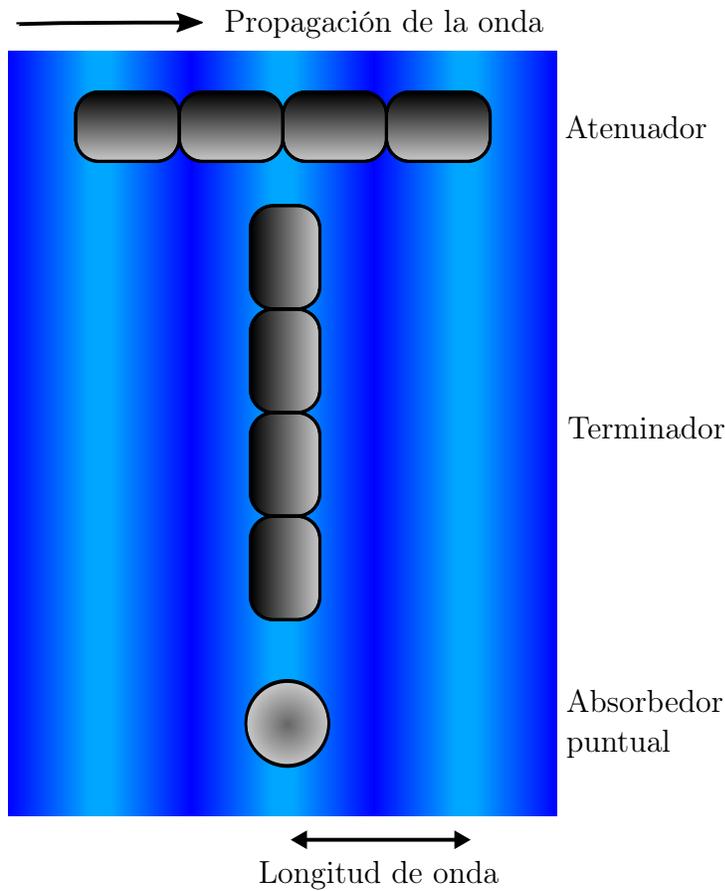


Fig. 1.1. Clasificación de convertidores de energía de olas de acuerdo a sus dimensiones respecto a la longitud de onda y dirección de propagación del oleaje incidente

es realizada de diversas maneras, tales como trenes de engranajes, sistemas hidráulicos que proporcionan flujo de fluido a una turbina conectada a un generador rotativo, o utilizando un generador lineal directamente acoplado al flotador (Drew et al., 2009; Pecher y Kofoed, 2017).

Debido a su simplicidad, los absorbedores puntuales (PA, *point absorbers*) resultan una topología de interés, por lo que han sido contemplados en múltiples estudios (Hals et al., 2011; Ringwood et al., 2020; Ringwood, 2020). Los sistemas de control para los PA-WECs buscan maximizar la extracción de energía siguiendo condiciones como las presentadas por Falnes (2002):

- Condición de fase: la velocidad del flotador debe estar en fase con la fuerza de excitación asociada al oleaje incidente.

- Condición de amplitud: la amplitud de la velocidad del flotador debe ser proporcional a la amplitud de la fuerza de excitación.

Tales condiciones contemplan un flotador con dinámica lineal excitada por la incidencia de oleaje regular (predominantemente monocromático). Diversos trabajos han relajado tales suposiciones dado que el control de los WECs también busca proporcionar un suministro constante de energía a pesar de la irregularidad del oleaje, como indican Penalba et al. (2017).

Por otro lado, la instalación, mantenimiento y reparación de los WECs son tareas complicadas que involucran costos elevados. Un factor que hace necesarias las labores de mantenimiento y reparación de forma reiterada es la oxidación causada por el agua del mar, la cual acelera el desgaste de varios de los componentes de la estructura. Aunado a esto, la ubicación del WEC puede ser remota a la costa, además de encontrarse parcial o completamente sumergido, y debe tener periodos continuos de operación prolongados. Por lo tanto, los sistemas automatizados para la supervisión de fallas juegan un papel fundamental, ya que el diagnóstico oportuno de un comportamiento anómalo del WEC permite evitar averías y daños mayores, además de disminuir la complejidad y el costo de eventuales reparaciones.

Si bien la fiabilidad y el diseño robusto de los WECs han sido abordados en diversos estudios, como se muestra en la Sección 1.2, se ha prestado poca atención al diagnóstico de fallas y al control tolerante basado en modelos de dichos convertidores de energía. Con base en este hecho, cuya pertinencia es destacada por Ringwood et al. (2023), el foco de la investigación presentada en esta Tesis es el diseño de esquemas de diagnóstico y control tolerante a fallas para un PA-WEC a gran escala, tomando en cuenta fenómenos no lineales del sistema y la incidencia de oleaje irregular.

El caso de estudio contemplado en este trabajo de investigación fue un PA-WEC basado en el prototipo del *Archimedes wave swing* (AWS) sometido a pruebas experimentales reportadas por Prado et al. (2006). Una razón de peso para la selección de este sistema para la investigación reportada fue el detalle en su descripción en la literatura, la cual se consideró mucho más completa que la de otros dispositivos. La instalación de dicho WEC se realiza en el fondo del mar, donde un flotador de 4×10^5 kg cubre un tanque lleno

de agua y aire con una capacidad de 3000 m^3 y una altura de 40 m, rodeado por una estructura de soporte que incluye frenos ajustables conectados al flotador para brindar el amortiguamiento necesario bajo las condiciones de funcionamiento. La energía eléctrica se obtiene de un generador lineal de imán permanente (LPMG, *linear permanent magnet generator*) colocado dentro del tanque y su potencia alcanza valores máximos alrededor de 2 MW. El sistema contiene adicionalmente bombas de agua y tanques auxiliares para ajustar el valor medio de la presión de aire dentro del tanque central y la frecuencia natural de oscilación del flotador. El principio de operación de dicho WEC es representado en la Fig. 1.2, donde se muestra que el oleaje incidente empuja el flotador hacia abajo, mientras que la presión del aire dentro del tanque central empuja el flotador hacia arriba al pasar la ola.

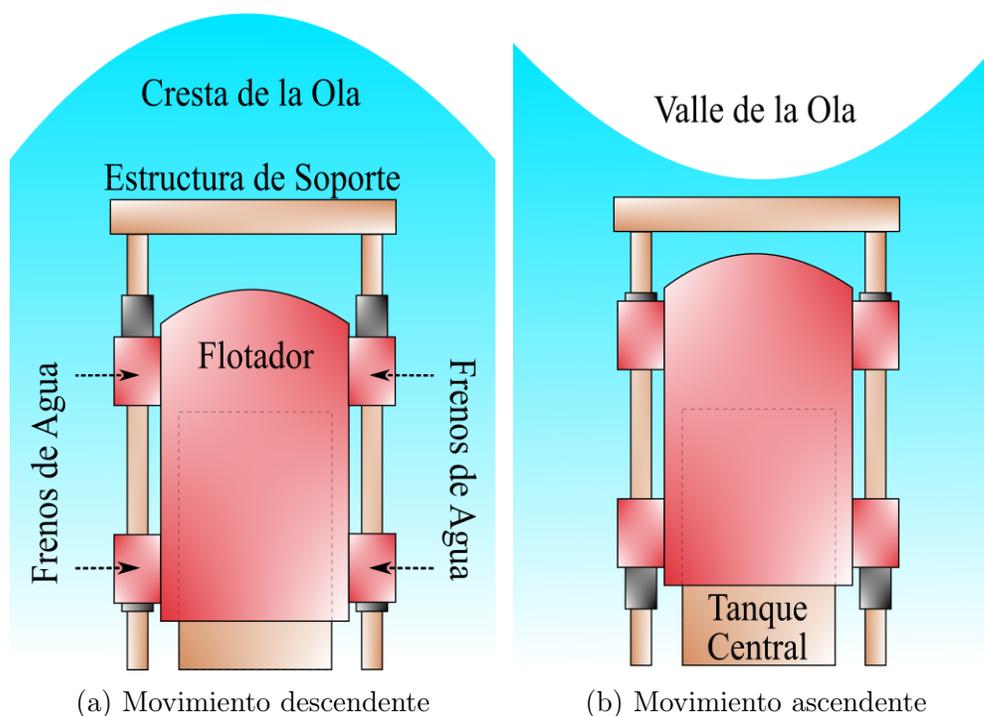


Fig. 1.2. Movimiento del flotador del WEC de acuerdo a la incidencia del oleaje

Dado que el WEC contemplado se encuentra en condiciones extremas en el fondo del mar, la supervisión y el mantenimiento son tareas fundamentales desde un punto de vista práctico y de seguridad. A fin de estudiar la diagnosticabilidad del sistema, se contemplaron fallas en los sensores de posición y velocidad del flotador, así como en el

sensor de elevación de oleaje, en el generador y en los frenos de agua. Con base en el análisis de diagnosticabilidad realizado en este proyecto (reportado inicialmente en González E. et al. (2020) y con una versión actualizada en la Sección 3.1 de este trabajo) se decidió dar prioridad a las fallas en los frenos de agua para el diseño del subsistema de diagnóstico así como el control tolerante. En la toma de dicha decisión también se tomó en cuenta la importancia de los frenos para la integridad del WEC, siendo susceptibles a fallas y averías por desgaste debido a su exposición permanente al agua de mar.

1.2. Estado del Arte

A fin de presentar la investigación pertinente para el desarrollo del trabajo de investigación presentado, el estado del arte es dividido en tres partes. En primer lugar se describen trabajos que abordan el diagnóstico de fallas y el control tolerante de forma general, así como algunas aplicaciones particulares. Posteriormente, se reportan antecedentes que tratan el tema de control de WECs, y finalmente se describen trabajos relacionados con el diagnóstico y el control tolerante en WECs.

1.2.1. Diagnóstico de Fallas y Control Tolerante

En líneas generales, las bases teóricas del diagnóstico de fallas (FD, *fault diagnosis*) basado en modelos y el control tolerante a fallas (FTC, *fault-tolerant control*) son presentadas por Isermann (2005), Chen y Patton (2012) y Blanke et al. (2016).

La base del diagnóstico de fallas es la identificación de comportamiento anómalo del sistema a partir de su comportamiento esperado en condición nominal. En este proyecto de investigación sólo se tomó en consideración el diagnóstico basado en modelos. Entre las técnicas de diagnóstico de fallas en sistemas no lineales, como el WEC bajo estudio, se pueden destacar el enfoque geométrico diferencial propuesto por De Persis e Isidori (2001), el análisis de grafos de ligas (*bond graphs*) con base en relaciones de energía descrito por Djeziri et al. (2007), así como el análisis estructural (SA, *structural analysis*) desarrollado por Staroswiecki et al. (2000). Entre estas técnicas, para el estudio de sistemas complejos el SA tiene la ventaja de no requerir valores numéricos, ya que para aplicarlo se realiza

una abstracción del modelo del sistema para representarlo mediante un grafo bipartita, compuesto por restricciones y variables. Como se describe en la subsección 3.1.2, esto permite determinar condiciones estructurales para la detectabilidad y aislabilidad de fallas.

Una contribución importante para la técnica de SA se atribuye a Krysander et al. (2007), cuyo trabajo introduce un algoritmo eficiente para el cálculo de conjuntos estructuralmente sobredeterminados mínimos (MSO, *minimal structurally over-determined sets*), que resultan útiles para el diseño de generadores de residuos y análisis de detectabilidad y aislabilidad de fallas. Diversas herramientas de software para SA han sido desarrolladas por equipos de investigación, como las presentadas por Blanke y Lorentzen (2006) así como Frisk et al. (2017). Algunas aplicaciones del SA pueden ser observadas en los siguientes trabajos:

- Verde y Sanchez-Parra (2010) utilizan el SA para determinar las propiedades de diagnóstico de una turbina de gas.
- Sundström et al. (2013) proporcionan un método de selección para generadores de residuos secuenciales, diseñados a partir de SA, con el fin de diagnosticar fallas en un vehículo híbrido.
- Zhang y Rizzoni (2014) presentan un método para identificar fallas en sensores en sistemas de accionamiento de máquinas síncronas de imanes permanentes.
- Knüppel et al. (2014) proponen un esquema de protección para sistemas de distribución eléctrica desarrollado a partir de SA.
- Fang et al. (2015) presentan un análisis de FD y una estrategia de control tolerante a fallas sobre un sistema de anclaje de embarcaciones.
- Liu et al. (2016) presentan un esquema de FD para una batería de iones de litio capaz de diagnosticar fallas en sensores de corriente, voltaje y temperatura.
- Zogopoulos-Papaliakos et al. (2019) presentan un marco de referencia de diagnóstico desarrollado a partir de SA para un vehículo aéreo no tripulado.

Respecto al control tolerante a fallas, Blanke et al. (2016) establecen dos enfoques principales: pasivo (PFTC, *passive fault-tolerant control*) y activo (AFTC, *active fault-tolerant control*). El PFTC busca preservar un desempeño robusto del sistema en presencia de las fallas sin tener en cuenta su diagnóstico, mientras que el AFTC sí toma en cuenta el diagnóstico y puede incluir un reajuste de los objetivos de control en beneficio de la seguridad del sistema.

Zhang y Jiang (2008) presentan una revisión amplia de sistemas de diagnóstico y control tolerante a fallas, que incluye una amplia clasificación de los métodos de control aplicados en varios trabajos. Entre las aplicaciones de AFTC se puede señalar el trabajo de Sanchez-Parra et al. (2010), el cual propone la conmutación de controladores con distintos ajustes con base en el diagnóstico de fallas de una turbina de gas. Otra aplicación se presenta en Fang et al. (2015), donde se reconfigura el punto de consigna del sistema de control si se diagnostica una falla considerada, con el fin de garantizar una operación segura de un sistema de posicionamiento dinámico de anclaje de embarcaciones. Una expansión de dicho trabajo, que considera fallas y daños adicionales, se presenta en Blanke y Nguyen (2018). Adicionalmente, Shahbaz y Amin (2021) proponen un esquema que compensa fallas en los sensores del sistema de control de la relación aire-combustible de un motor de combustión interna.

En lo referente al PFTC, una solución capaz de brindar seguimiento robusto en presencia de fallas puede ser encontrada en el principio de modelo interno (IMP, *internal model principle*) (Francis y Wonham, 1976), el cual contempla la inclusión del modelo de señales exógenas, referencia y perturbaciones, en el lazo de control. El diseño de servomecanismos con base en el IMP para sistemas lineales es abordado de forma extensa por Davison y Ferguson (1981). En el caso de sistemas no lineales, Khalil (2000) propone el uso de un controlador estabilizante no lineal junto al modelo de posibles señales exógenas en el lazo de control, mientras que Serrani et al. (2001) suponen incertidumbre en la frecuencia de la señal exógena, atacando dicho problema con un ajuste adaptable de los parámetros del modelo contenido en el control. Así, se puede establecer que la principal desventaja del enfoque IMP radica en el incremento del orden del controlador, o bien la necesidad de un ajuste en tiempo real, conforme se contempla un mayor número de señales para seguimien-

to y rechazo de perturbaciones. Entre los trabajos que han abordado el IMP en el diseño de controladores se pueden señalar los siguientes:

- Byrnes et al. (2003) cancelan las perturbaciones armónicas en un vehículo aéreo.
- Wang et al. (2013) demuestran la importancia del IMP para la regulación de ciertos sistemas con retardo.
- Wang et al. (2017) proponen un control para sistemas multivariables no lineales invertibles combinando el modelo interno y un controlador estabilizante basado en un observador de alta ganancia.
- Zuo et al. (2017) presentan el diseño de controladores basados en el IMP para la convergencia de la respuesta de una clase de sistemas multiagente.

Asimismo, vale la pena destacar que para sistemas no lineales con incertidumbre en el modelo y susceptibilidad a fallas, los métodos basados en control de estructura variable (VSC, *variable structure control*) representan una opción de gran utilidad dadas sus propiedades de rechazo de perturbaciones y seguimiento robusto con convergencia en tiempo finito. El uso de estos métodos para FD y FTC es abordado de forma extensa por Alwi et al. (2011). Adicionalmente, Liu et al. (2022) presentan un análisis de aplicaciones para sistemas Euler-Lagrange, sistemas multiagentes, y vehículos autónomos no tripulados, mientras que Mousavi et al. (2022) reseñan varios trabajos sobre el diseño de sistemas VSC para convertidores de energía eólica.

A pesar de las capacidades señaladas del VSC, el fenómeno de *chattering* causado por señales de control discontinuas en métodos como modos deslizantes de primer orden representa un inconveniente considerable, ya que puede producir daños en los actuadores (Utkin y Lee, 2006). Entre diversas alternativas para obtener una señal de control continua preservando las cualidades del VSC, Moreno (2020) propone un servocompensador no lineal (NSC, *nonlinear servocompensator*) que provee seguimiento robusto a una amplia clase de señales. Considerando esta cualidad, el NSC mencionado (denominado por Moreno (2020) como un PID discontinuo) puede ser considerado como un servocompensador generalizado,

ofreciendo las ventajas de la aplicación del IMP sin incrementar el orden del controlador ni la necesidad de actualizar parámetros del mismo en presencia de perturbaciones.

1.2.2. Control de Convertidores de Energía de Olas

Las bases teóricas para el estudio de convertidores de energía de olas se encuentran establecidas en Falnes (2002), contemplando el modelo dinámico planteado por Cummins (1962) para un flotador con seis grados de libertad bajo la incidencia de olas marinas. Otra referencia de gran utilidad puede ser encontrada en Faltinsen (1993).

A fin de maximizar la energía capturada por el flotador, su dinámica suele ser manipulada mediante la fuerza asociada a las corrientes del generador (Ringwood et al., 2014; Wu et al., 2008). A partir de las condiciones de máxima extracción de energía establecidas por Falnes (2002) señaladas en la Sección 1.1, Hals et al. (2011) plantean dos esquemas básicos de control:

- Control complejo conjugado aproximado (ACC, *approximate complex conjugate control*).
- Seguimiento de velocidad aproximado (AVT, *approximate velocity tracking*).

El AVT consiste en la implementación de un sistema de control para dar seguimiento a una referencia de velocidad construida a partir del oleaje incidente. Estos esquemas se han considerado con estrategias como control de modelo interno de la planta (Beirao et al., 2007), control adaptable (Davidson et al., 2018), y control predictivo basado en modelo (MPC, *model predictive control*) (Jama et al., 2018).

Si bien los esquemas basados en AVT pueden proporcionar un mejor rendimiento en presencia de oleaje irregular, la construcción de la referencia de velocidad requiere una estimación en tiempo real de la fuerza de excitación. Esto implica la dificultad de predecir el comportamiento de la ola marina. Varios métodos de predicción de la elevación del oleaje son comparados por Peña-Sanchez et al. (2020a), mientras que una comparación extensa de métodos de estimación de la fuerza de excitación es presentada por Peña-Sanchez et al. (2020b).

Por otro lado, los esquemas basados en ACC generalmente tienen mayor dependencia de la frecuencia del oleaje incidente, pero sin requerir estimaciones de la fuerza de excitación. Estos hechos justifican que los esquemas basados en ACC podrían ser adecuados para aplicaciones prácticas cuando se desea un diseño sencillo bajo la suposición de olas marinas con una frecuencia dominante cuasi-estacionaria. Una aplicación práctica de este enfoque se puede observar en Wu et al. (2008), mientras que Song et al. (2016) proponen un esquema con resonancia en múltiples frecuencias.

Con el fin de realizar un diseño de control capaz de lidiar con las características reales del WEC y el entorno marino, algunos trabajos han abordado los siguientes fenómenos no lineales:

- *Límites físicos en el movimiento del flotador y el actuador.* Las causas están asociadas con las restricciones en el movimiento del flotador, así como las señales mecánicas y eléctricas en el generador. Estas condiciones han sido abordadas mediante MPC por Genest y Ringwood (2016) y Zhan et al. (2017).
- *Variaciones en la superficie sumergida del flotador.* La situación producida por las variaciones de la superficie sumergida de flotadores superficiales se representa en el modelo como una fuerza de rigidez no lineal gobernada por la posición de dicho cuerpo. Nielsen et al. (2013) atacan este problema proponiendo un esquema basado en ACC que impone una dinámica lineal al flotador.
- *Amortiguamiento viscoso.* Esta situación generalmente se modela mediante una función cuadrática de la velocidad del flotador (Giorgi y Ringwood, 2017; Ringwood, 2020), y se señala la fuerza de arrastre causada por el flujo de agua como la causa principal de dicho amortiguamiento no lineal. La importancia de tomar en cuenta la fuerza no lineal causada por el amortiguamiento viscoso para maximizar la conversión de energía, incluso en ausencia de limitaciones de movimiento, ha sido demostrada por Mérigaud y Ringwood (2017). Un caso especial se puede encontrar en el prototipo de oscilación del AWS de 2004, donde el amortiguamiento no lineal se debe principalmente a un conjunto de frenos incluidos para proteger la estructura de fuerzas extremas en el fondo marino (Prado et al., 2006).

1.2.3. Diagnóstico y Control Tolerante a Fallas de Convertidores de Energía de Olas

A pesar de su importancia, el diagnóstico de fallas basado en modelos en los WECs ha sido poco estudiado. Sin embargo, hay investigaciones que analizan la fiabilidad y el diseño robusto en este tipo de sistemas, por ejemplo:

- Chandrasekaran y Raghavi (2015) muestran un análisis de modos y efectos de falla para un prototipo que incluye brazos de palanca y trenes de engranajes además del flotador, sin involucrar los parámetros físicos.
- Ambühl et al. (2015) describen estrategias de mantenimiento aplicadas al WEC Wavestar y evalúan la influencia de diferentes parámetros, como la tasa de ocurrencia de fallas, la calidad de inspección para los costos generales y el número de reparaciones necesarias durante su vida útil.
- Johanson et al. (2019) detallan una arquitectura de referencia para el monitoreo de condiciones de los WEC haciendo énfasis en las características de los sensores así como los equipos de comunicaciones y procesamiento computacional necesarios.
- Ringwood et al. (2020) presentan un análisis extenso sobre la sensibilidad y robustez de WECs descritos por un modelo lineal, incluyendo una comparación de los esquemas de control ACC y AVT.

La importancia del diseño de sistemas de FTC para WECs es destacada en Ringwood et al. (2023) como parte de un extenso análisis sobre la actualidad y futuro de dichos convertidores. Entre los trabajos que han hecho aportes en dicho sentido (adicionales a la investigación presentada en esta Tesis) se pueden señalar los siguientes:

- Rezaei Adaryani et al. (2021) muestran el diseño de un MPC para un sistema híbrido que incluye un WEC, el cual actúa como un control tolerante a fallas eléctricas en la etapa de potencia para preservar la estabilidad del sistema.
- Zhang et al. (2022) proponen un esquema FTC para compensar fallas estimadas en sensores y actuadores de un PA-WEC descrito por un modelo lineal.

- Xu et al. (2022) presentan un esquema de FTC conformado por un observador adaptable para estimar y compensar fallas en sensores y actuadores para un WEC que utiliza dos flotadores articulados.

1.3. Objetivo

En la revisión de la literatura mostrada en la Sección 1.2 se observó que las fallas en la estructura física del WEC no son tomadas en cuenta, en tanto los estudios se limitan a contemplar las que pueden ocurrir en sensores y actuadores. Asimismo, dichos trabajos utilizan, en general, una aproximación lineal del modelo del sistema.

Por lo tanto, dado un WEC basado en el prototipo del AWS descrito en Prado et al. (2006), el trabajo descrito en este documento buscó diseñar un esquema de diagnóstico y control tolerante a fallas con el fin de:

- Mejorar la conversión de energía en condición nominal tomando en cuenta el amortiguamiento no lineal del flotador.
- Detectar y aislar fallas en los frenos superiores e inferiores, así como en el generador y los sensores de posición, velocidad, y elevación de oleaje.
- Obtener un comportamiento tolerante a fallas en los frenos superiores e inferiores, dando prioridad al desplazamiento del flotador a fin de evitar daños en la estructura del WEC.
- Integrar los sistemas de diagnóstico y control tolerante, de forma tal que el último no enmascare la ocurrencia de las fallas.

Como se mencionó en la Sección 1.1, la exposición permanente al agua de mar hace que los frenos sean susceptibles a fallas por desgaste asociado a la oxidación, lo cual disminuye el amortiguamiento del desplazamiento del flotador. Vale la pena destacar que, si bien una disminución del amortiguamiento suministrado por los frenos produce un aumento de la energía capturada por el flotador, dicho comportamiento implica una disminución de la

seguridad de la estructura física del sistema. En consecuencia, se desea compensar esta posible pérdida de amortiguamiento mediante la acción de control.

Las fallas en los sensores fueron consideradas dada su importancia para el sistema de control y la supervisión del desempeño del WEC, así como la necesidad de determinar si una falla en los frenos puede ser aislada de alguna de estas. De igual forma, la falla del generador fue también considerada dado su papel en la conversión de energía y en la aplicación de la acción de control.

Por lo tanto, el objetivo general de este trabajo se planteó como se muestra a continuación.

Objetivo General

Dado un convertidor de energía de olas sumergido, se desea diseñar un sistema integrado por (i) un módulo para el diagnóstico de fallas en los frenos y (ii) un esquema de control tolerante a dichas fallas a fin de evitar que el movimiento del flotador cause daños a la estructura física del dispositivo.

1.4. Metodología y Contribuciones

Se señalan a continuación las principales etapas de la metodología de la investigación presentada en este documento. Seguidamente, se muestran las contribuciones realizadas en cada etapa destacando algunas de las publicaciones derivadas de la investigación.

1.4.1. Metodología

1. Se sintetizó el modelo de un convertidor de energía de olas con fallas en los frenos superiores e inferiores, el generador, los sensores de velocidad y posición del flotador y el sensor de elevación de oleaje.
2. Se determinó la diagnosticabilidad de las fallas contempladas mediante la técnica de análisis estructural y el diseño de generadores de residuos.

3. Se diseñó un subsistema de diagnóstico basado en un observador de entradas desconocidas para la detección, aislamiento y estimación de fallas en los frenos superiores e inferiores.
4. Se diseñó una señal de seguimiento para la posición del flotador que toma en cuenta el amortiguamiento no lineal introducido por los frenos.
5. Se diseñó el sistema de control tolerante basado en un servocompensador no lineal capaz de preservar el movimiento deseado del flotador en presencia de fallas en los frenos superiores e inferiores, sin afectar el diagnóstico.

1.4.2. Contribuciones

1. A partir de las descripciones del AWS dada por Prado et al. (2006) y Beirao (2007) se sintetizó el modelo dinámico del WEC. Asimismo, se desarrolló el modelo de fallas en los frenos, el generador y los sensores de velocidad y posición. Adicionalmente, se abordaron las peculiaridades del modelo del oleaje a partir de su descripción dada por Faltinsen (1993) y Falnes (2002). Estos tópicos son descritos de forma detallada en el Capítulo 2 de este trabajo.
2. Para determinar las propiedades de diagnóstico se realizó el análisis estructural (Staroswiecki et al., 2000) del WEC con fallas. Diseñando tres generadores de residuos se determinó la detectabilidad de todas las fallas así como la aislabilidad de las que afectan los sensores y el generador, observando que las fallas de los frenos superiores e inferiores no resultaron estructuralmente aislables entre sí, a pesar de poder ser aisladas del resto. Tomando en consideración las características de las fallas de los frenos, se determinó que las mismas podían ser utilizadas para su aislabilidad mediante residuos modificados. Los resultados del estudio fueron reportados en González E. et al. (2020) y se amplían en la Sección 3.1 de esta Tesis.
3. Utilizando un observador de entradas desconocidas (UIO, *unknown input observer*) basado en el propuesto por Utkin (1992), se logró estimar la desviación de la fuerza

de amortiguamiento provocada por las fallas en los frenos, lo cual fue reportado en González-Esculpi et al. (2021).

Posteriormente, se analizó el efecto de la estimación de la fuerza de excitación sobre el desempeño del UIO para el diagnóstico (dicha fuerza de excitación se supuso conocida en González-Esculpi et al. (2021)). Se determinó que el uso de una estimación retardada mejora significativamente el diagnóstico. Asimismo, se agregó un estimador de la magnitud de las fallas en los frenos. Los resultados fueron presentados en González-Esculpi et al. (2022). El diseño del UIO y su verificación mediante simulaciones se muestran en la Sección 3.2 de esta Tesis.

4. Se determinó un ajuste no lineal de la impedancia mecánica asociada a la dinámica del flotador, tomando en consideración el amortiguamiento no lineal introducido por los frenos. Para este fin se utilizó el método de la función descriptiva (DFM, *describing function method*) (Gelb y Vander Velde, 1968; Khalil, 2002). Dicho procedimiento para el ajuste de impedancia mecánica fue publicado en González-Esculpi et al. (2023a). A partir de dicho ajuste se determinó una señal de referencia para la posición del flotador que permite mejorar la captura de energía por el mismo, respecto a la obtenida con aproximación lineal del amortiguamiento. La descripción del procedimiento se presenta en la Sección 4.2 de este trabajo.
5. Se diseñó un control tolerante a fallas en los frenos del WEC basado en el NSC introducido por Moreno (2020) y utilizando el UIO previamente mencionado para el diagnóstico. Se demostró que el WEC en condición nominal y condición de falla satisface las condiciones necesarias para seguimiento robusto de la referencia de posición utilizando dicho controlador. Asimismo, se determinó que el NSC no afecta el desempeño del subsistema de diagnóstico, por lo que ambos subsistemas pueden ser diseñados de forma independiente. El sistema propuesto, que constituye la principal contribución de este trabajo, fue reportado en González-Esculpi et al. (2023b) y es abordado en la Sección 4.3. La validación del sistema mediante simulación numérica en diversos escenarios de fallas en los frenos se muestra en la Sección 4.4.

1.5. Publicaciones Realizadas

Los resultados de la investigación realizada a lo largo del proyecto fueron presentados en los siguientes artículos científicos:

- González E., Alejandro G., Verde, C., y Maya-Ortiz, P. (2019). Diagnosticabilidad de Fallas de un Sistema de Generación Undimotriz. Memorias del Congreso Nacional de Control Automático, pp. 19-24, 2019.
- González E., Alejandro G., Verde, C., y Maya-Ortiz, P. (2020). FDI Study for a Wave Energy Converter by Structural Analysis. IFAC-PapersOnLine, 53(2), pp. 13721-13726.
- González-Esculpi, A., Verde, C., y Maya-Ortiz, P. (2021). Fault-Tolerant Control for a Wave Energy Converter by Damping Injection. En 2021 IEEE Conference on Control Technology and Applications (CCTA) (pp. 673-678). IEEE.
- González-Esculpi, A., Verde, C., y Maya-Ortiz, P. (2021). Comparison of Optimal Control Approximations by Mechanical Impedance Adjustment for a Wave Energy Converter. Memorias del Congreso Nacional de Control Automático, pp. 189-195, 2021.
- González-Esculpi, A., Verde, C., y Maya-Ortiz, P. (2022). Comparison of Estimates of the Excitation Force for Fault Diagnosis in a Wave Energy Converter. IFAC-PapersOnLine, 55(6), pp. 396-401.
- González-Esculpi, A., Verde, C., y Maya-Ortiz, P. (2023). Nonlinear Servocompensator for Fault-Tolerant Control of a Wave Energy Converter. Journal of the Franklin Institute, 360(12), pp. 8339-8362.
- González-Esculpi, A., Verde, C., y Maya-Ortiz, P. (2023). Nonlinear Impedance Matching Control for a Submerged Wave Energy Converter. Aceptado para ser publicado en IET Control Theory & Applications.

1.6. Estructura del Trabajo

La estructura de los siguientes capítulos del trabajo es descrita a continuación.

- Capítulo 2: se describe el principio de funcionamiento del WEC así como su modelo, abarcando la descripción del entorno marino para el modelado del oleaje y presenta detalladamente la dinámica del flotador. Asimismo, incluye una descripción de las señales medidas así como el modelado de las fallas contempladas sobre el sistema.
- Capítulo 3: se muestra la formulación del problema de diagnóstico de fallas sobre el WEC. Se describe el análisis estructural contemplando las fallas contempladas así como el diseño de generadores de residuos para su detección y aislamiento. Posteriormente, se describe el diseño del subsistema de diagnóstico de fallas en los frenos utilizando un observador de entradas desconocidas. El Capítulo incluye validación numérica mediante simulaciones de los generadores de residuos así como del subsistema de diagnóstico de fallas en los frenos.
- Capítulo 4: se formula el problema de control tolerante a fallas en los frenos del WEC y se describe cada una de los módulos que conforman el esquema propuesto. En primer lugar, se aborda el diseño del subsistema para el ajuste de referencia de posición. Asimismo, se presenta el diseño del servocompensador no lineal (NSC) así como la demostración de su aplicabilidad sobre el WEC. Por último se muestra la validación numérica mediante simulaciones del NSC en presencia de oleaje irregular y diversos escenarios de fallas en los frenos, así como el desempeño del subsistema de diagnóstico presentado en el Capítulo 3 utilizado de forma simultanea con el NSC.
- Capítulo 5: se presentan las conclusiones del trabajo.

Adicionalmente se incluyen tres apéndices. El Apéndice A muestra la nomenclatura para denotar a las variables utilizadas en las ecuaciones y expresiones, mientras que el Apéndice B recopila las siglas y acrónimos empleados en el trabajo. Adicionalmente, el Apéndice C indica los valores asignados al modelo del WEC para las simulaciones numéricas, así como las condiciones contempladas para tal fin.

Capítulo 2

Convertidor de Energía de Olas basado en el Archimedes Wave Swing

En este capítulo se describe el sistema bajo estudio, el cual consiste en un convertidor de energía de olas (WEC, *wave energy converter*) basado en el prototipo del Archimedes wave swing analizado experimentalmente en 2004 con resultados reportados en Prado et al. (2006).

La estructura del capítulo es la siguiente: la Sección 2.1 presenta de forma general el principio de funcionamiento del sistema; la Sección 2.2 describe el entorno marino en el cual se instala el convertidor, con énfasis en los modelos de elevación del oleaje y la presión a diversas profundidades; la Sección 2.3 muestra las ecuaciones que modelan la dinámica del flotador, el cual captura la energía del oleaje; la Sección 2.4 indica las señales medidas y las señales manipulables asociadas a la dinámica del flotador; la Sección 2.5 describe las posibles fallas sobre el sistema contempladas en el estudio. Finalmente, la Sección 2.6 comenta las aportaciones del capítulo.

2.1. Principio de Funcionamiento del Sistema

El *Archimedes wave swing* (AWS) es un WEC instalado en el fondo del mar excitado por las variaciones de presión. La estructura del prototipo descrito por Prado et al. (2006) está principalmente compuesta por una cámara llena de aire, denominada tanque central,

cubierta por un flotador cuyo movimiento es gobernado por las fuerzas producidas por la presión del aire encerrado y las variaciones de presión hidrodinámica asociadas al oleaje. Al aumentar la masa de agua junto a la incidencia de una ola en la superficie el flotador es empujado hacia abajo, mientras que luego de pasar la ola la presión del aire encerrado empuja el flotador hacia arriba. Una estructura de soporte restringe dicho movimiento a la dirección vertical en un rango de 9 m. Como se ilustra en la Fig. 2.1, la estructura contiene el tanque central con aire y agua en su interior, un cilindro de nitrógeno, subsistemas de frenos inferiores y superiores, un generador lineal, y una plataforma que contiene mecanismos de bombeo, tuberías de agua y aire, así como tanques secundarios para ajustar la posición media y la frecuencia natural de oscilación del flotador.

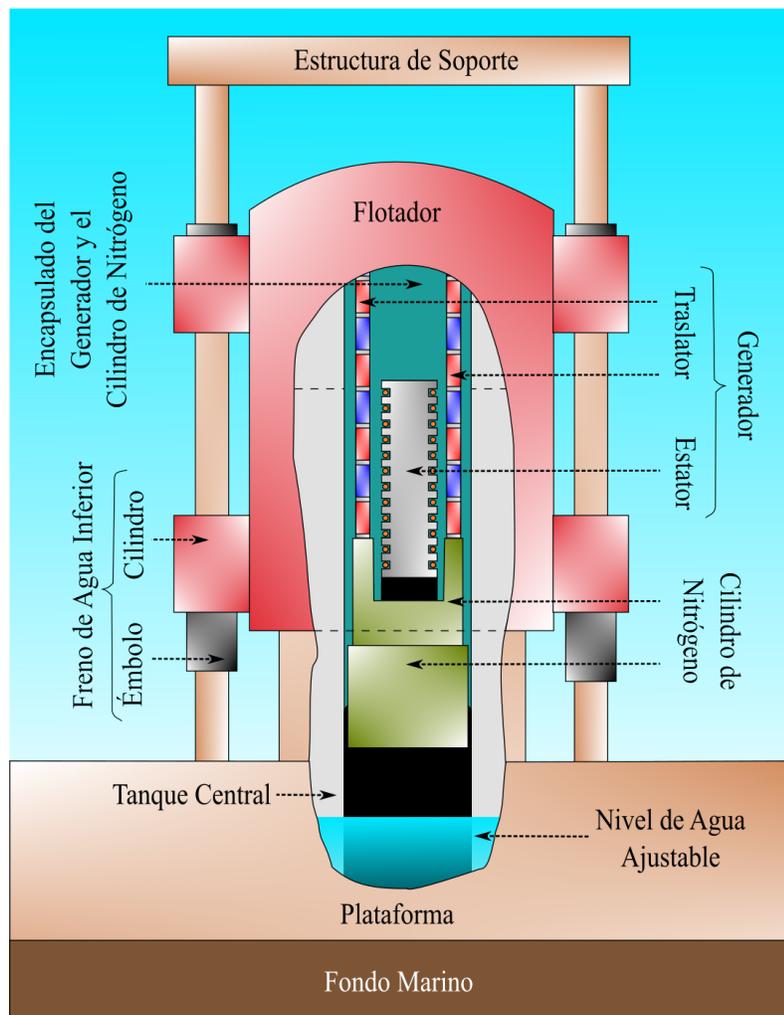


Fig. 2.1. Representación de los principales componentes del convertidor de energía de olas

En ausencia de oleaje, la posición de equilibrio del flotador es gobernada por su peso, las fuerzas producidas por la presión de la columna externa de agua y aire, así como las fuerzas producidas dentro del tanque central causadas por la presión del aire encerrado y el cilindro de nitrógeno. Por otro lado, en presencia de oleaje el movimiento del flotador es gobernado por las variaciones de presión sobre el mismo, el resorte de gas definido por el aire encerrado y el cilindro de nitrógeno, el amortiguamiento provisto por los frenos y la fuerza electromagnética producida por el generador lineal.

El oleaje produce fuerzas de magnitud significativa en la profundidad contemplada para la instalación del WEC, por lo que el rol desempeñado por los frenos de agua es de carácter fundamental para evitar colisiones del flotador con la estructura de soporte y así prolongar la vida útil del dispositivo. Con base en la Fig. 2.1, puede observarse que cada freno está conformado por un tubo interno (émbolo, fijo a la estructura de soporte) contenido en otro tubo (cilindro, fijo al flotador). El amortiguamiento es causado por el flujo forzado de agua de mar a través de dicho conjunto. Sin embargo, este principio de operación produce amortiguamiento significativo sólo cuando el émbolo empuja agua hacia adentro del cilindro. Por esta razón, se utilizan dos subsistemas de freno independientes: uno superior para movimiento ascendente y otro inferior para movimiento descendente (Beirao, 2007). El amortiguamiento provisto por cada freno puede ser ajustado mediante una válvula en el émbolo.

Para producir la energía eléctrica se utiliza un generador lineal de imán permanente (LPMG, *linear permanent magnet generator*). Este generador está conformado por un traslator de imanes permanentes (análogo al rotor en máquinas eléctricas rotacionales) unido físicamente al flotador y un estator trifásico. Dicho estator puede ser conectado a una carga activa definida por un convertidor *back-to-back* (b2b) (Wu et al., 2008) o una carga pasiva definida principalmente por resistencias (Prado et al., 2006). La ventaja del uso de una carga activa definida por un convertidor b2b radica en la capacidad de controlar el movimiento del flotador mediante el generador, lo cual permite maximizar la captura de energía. La principal ventaja del control del movimiento del flotador mediante el generador se encuentra en que los tiempos de respuesta del mismo son considerablemente menores a los requeridos por los mecanismos de bombeo mencionados para el ajuste de ω_n variando

el nivel de agua en el tanque central.

2.2. Descripción del Entorno Marino

El entorno marino en el que se utiliza el WEC determina factores como la elevación del oleaje, el nivel de la marea, y la presión atmosférica. Faltinsen (1993) indica que la descripción a corto plazo del entorno marino se limita a la elevación del oleaje, la cual es caracterizada como un proceso aleatorio que puede ser considerado estacionario dentro de intervalos de tiempo entre 30 minutos y 10 horas. Bajo dicha consideración, se asume que el nivel de la marea y la presión atmosférica tienen valores constantes. Asimismo, se asume que tales intervalos de tiempo son de gran magnitud respecto al régimen transitorio del movimiento del flotador.

En esta sección se describe el modelo de la elevación del oleaje y su relación con la presión de acuerdo a la profundidad del mar. Para tal fin se considera la representación mostrada en la Fig. 2.2, donde x_w representa el eje horizontal, z_w el eje vertical, y_w el eje perpendicular al plano $x_w - z_w$, h la profundidad del suelo marino respecto al nivel promedio del mar $z_w = 0$, y $\eta_w(x_w, y_w, t)$ la onda plana que se propaga en el eje x_w que caracteriza la elevación del oleaje.

2.2.1. Modelo de la Elevación del Oleaje

Con base en la descripción mostrada en Faltinsen (1993), la elevación del oleaje $\eta_w(x_w, y_w, t)$ alrededor de $z_w = 0$ es caracterizada mediante una señal aleatoria definida por un espectro de potencia cuasiestacionario $S(\omega)$ en el intervalo de frecuencias $[\omega_{min}, \omega_{max}]$

$$\eta_w(x_w, y_w, t) = \sum_{i=1}^N \eta_i \sin(\omega_i t - k_w(\omega_i)x_w + \varphi_i), \quad (2.1)$$

donde $\omega_i \in [\omega_{min}, \omega_{max}]$ representa N frecuencias sucesivas separadas por

$$\delta\omega = \frac{\omega_{max} - \omega_{min}}{N - 1},$$

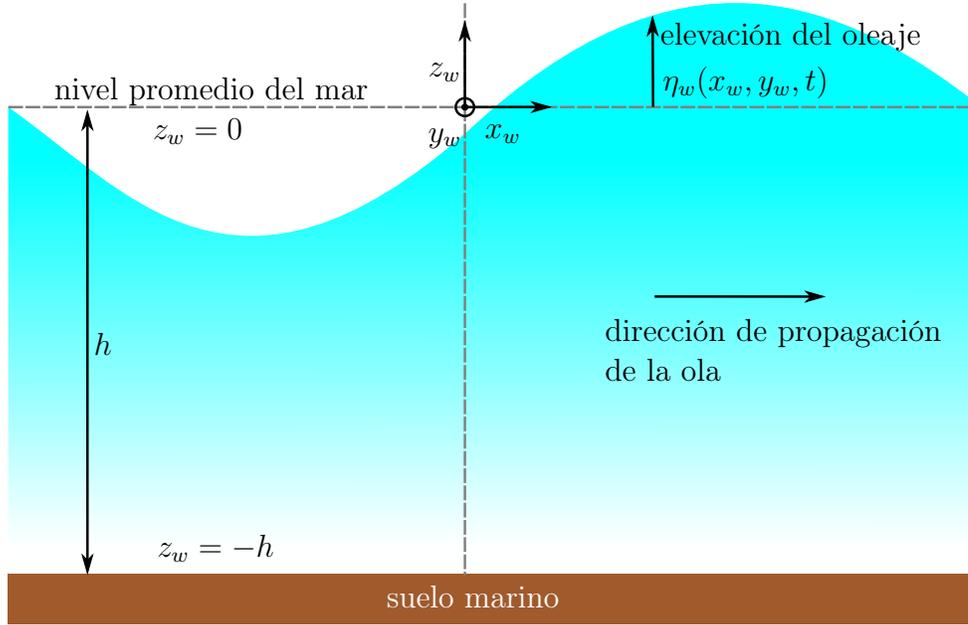


Fig. 2.2. Representación del oleaje mediante propagación de una onda plana unidireccional

mientras que $\eta_i = \sqrt{2 S(\omega_i) \delta\omega}$ y φ_i son la amplitud y fase del i -ésimo armónico de $\eta_w(t)$, así como $k_w(\omega_i)$ representa el número de onda asociado a la frecuencia ω_i . La naturaleza aleatoria del oleaje irregular es representada mediante los corrimientos de fase φ_i , en tanto cada uno de ellos toma valores aleatorios de acuerdo a una distribución uniforme en $[-\pi, \pi)$.

La densidad espectral de potencia $S(\omega)$ es usualmente determinada a partir de mediciones del oleaje en una ubicación particular durante un periodo de tiempo determinado. El espectro de potencia JONSWAP es uno de los más utilizados, el cual a partir del modelo dado por Faltinsen (1993) puede ser descrito a través de

$$S(\omega) = 320.38 \frac{H_1^2}{T_w^4 \omega^5} \exp\left(-\frac{1951.23}{T_w^4 \omega^4}\right) 3.3^{Y(T_w, \omega)}, \quad (2.2)$$

donde

$$T_w = \frac{2\pi}{\omega_p},$$

$$Y(T_w, \omega) = \exp \left\{ - \left(\frac{0.159\omega T_w - 1}{\sqrt{2}\sigma} \right)^2 \right\},$$

$$\sigma = \begin{cases} 0.07 & \text{para } \omega \leq \omega_p, \\ 0.09 & \text{para } \omega > \omega_p. \end{cases}$$

La frecuencia pico ω_p corresponde al valor de ω donde la magnitud de $S(\omega)$ alcanza su máximo valor, mientras que H_1 corresponde a la elevación significativa de oleaje, definida como la elevación promedio de un tercio de las olas de mayor amplitud. Se puede observar en (2.2) que el valor de H_1 afecta $S(\omega)$ de manera uniforme en todas las frecuencias, mientras que ω_p afecta el ancho de banda y el valor máximo de $S(\omega)$. Ambos efectos son visibles en la Fig. 2.3a y la Fig. 2.3b. La primera muestra el efecto de variaciones de H_1 y la segunda el efecto de variaciones de ω_p .

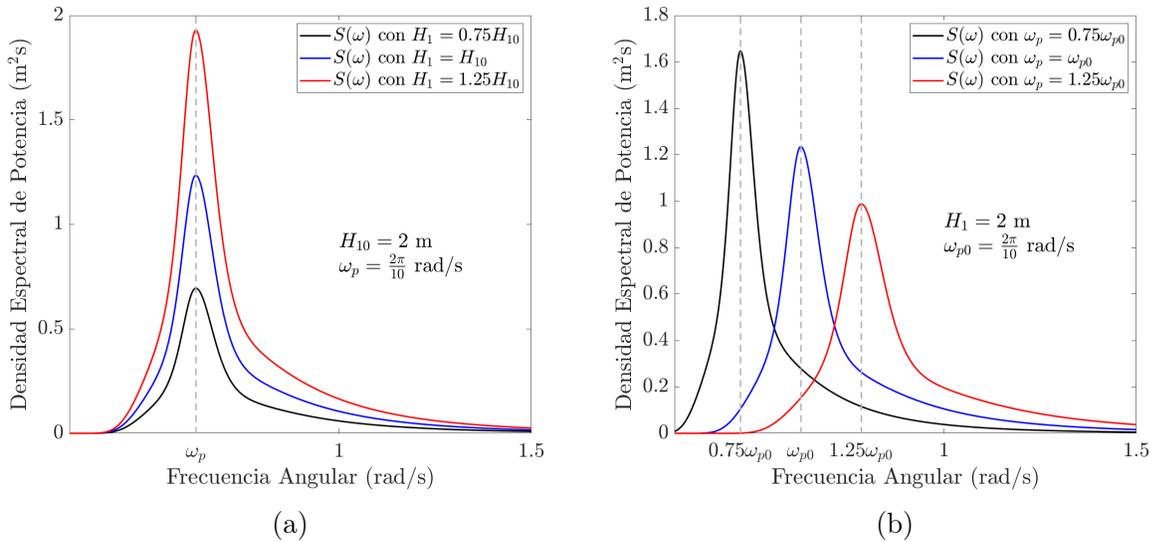


Fig. 2.3. Espectro de potencia JONSWAP con (a) valor fijo de $\omega_p = 2\pi/10$ y desviaciones de $\pm 25\%$ de la altura significativa H_1 respecto a $H_{10} = 2$ m y (b) valor fijo de $H_1 = 2$ m y desviaciones de $\pm 25\%$ de la frecuencia pico ω_p respecto a $\omega_{p0} = 2\pi/10$

2.2.2. Presión en el Fluido

Los desarrollos mostrados en Faltinsen (1993) y Falnes (2002) utilizan teoría lineal de ondas considerando el agua de mar como un fluido incompresible, de viscosidad despreciable, y flujo irrotacional. De esta forma, se puede determinar que la presión total en un punto del fluido (x_w, y_w, z_w) con $z_w < 0$ está dada por

$$p(x_w, y_w, z_w, t) = p_{hs}(z_w) + p_{hd}(x_w, y_w, z_w, t), \quad (2.3)$$

donde

$$p_{hs}(z_w) = p_{atm} - \rho g z_w, \quad (2.4)$$

corresponde a la presión hidrostática causada por la presión atmosférica, p_{atm} , y el nivel de agua promedio a una profundidad $-z_w$, donde ρ es la densidad de agua de mar y g la aceleración de gravedad. Por otro lado, el término $p_{hd}(x_w, y_w, z_w, t)$ corresponde a la variación hidrodinámica de presión. A partir de la aplicación de teoría lineal de ondas, y considerando la expresión del oleaje dada en (2.1), la presión dinámica viene dada por

$$p_{hd}(x_w, y_w, z_w, t) = \sum_{i=1}^N |H_{hd}(z_w, \omega_i)| \eta_i \sin[\omega_i t - k_w(\omega_i)x_w + \varphi_i + \angle H_{hd}(z_w, \omega_i)], \quad (2.5)$$

donde, bajo la suposición de aguas muy profundas, $h \rightarrow \infty$, se tiene que

$$k_w(\omega) = \frac{\omega^2}{g}, \quad (2.6)$$

$$H_{hd}(z_w, \omega) = \rho g \exp\left(\frac{\omega^2}{g} z_w\right). \quad (2.7)$$

Asimismo, dado un valor de $z_w < 0$ se tiene que $H_{hd}(z_w, \omega)$ es una señal en el dominio de la frecuencia, cuya transformada inversa de Fourier viene dada por

$$h_{hd}(z_w, t) = \rho g \frac{1}{2} \sqrt{-\frac{g}{\pi z_w}} \exp\left(\frac{gt^2}{4z_w}\right), \quad (2.8)$$

la cual es denotada en este trabajo como *kernel de presión dinámica*. De esta forma, la relación entre la presión dinámica y el oleaje puede ser expresada como

$$p_{hd}(x_w, y_w, z_w, t) = h_{hd}(z_w, t) * \eta_w(x_w, y_w, t), \quad (2.9)$$

donde el signo $*$ representa al operador convolución.

Si bien (2.9) relaciona la elevación del oleaje sobre un punto del fluido con la presión dinámica en el mismo, dicha ecuación no establece una relación causa-efecto entre ambas señales en tanto el kernel de presión dinámica no es una señal causal, ya que varía de forma simétrica en torno a $t = 0$ como se puede notar en (2.8). Falnes (2002) infiere que la causa principal de la presión en dicho punto del fluido corresponde a una excitación de origen distante, como una tormenta o un generador oscilatorio de oleaje.

Adicionalmente, en la Fig. 2.4 se muestra la evolución en tiempo del kernel de presión dinámica a profundidades de 5, 10, y 15 m con $h \rightarrow \infty$. Se puede notar que a mayor profundidad su valor máximo, en $t = 0$, tiende a disminuir, mientras que el intervalo de tiempo para el cual toma valores considerables tiende a aumentar. Esto último también puede ser deducido a partir de (2.8), de la cual se obtiene que para

$$|t| > \sqrt{\frac{4 \ln(0.02)}{g}} z_w, \quad (2.10)$$

donde $\ln(\cdot)$ denota la función logaritmo natural, el valor de $h_{hd}(z_w, t)$ es inferior al 2% de su valor máximo, el cual es obtenido en $t = 0$.

2.3. Dinámica del Flotador

Se considera que para el WEC bajo estudio el movimiento del flotador es predominantemente vertical como se representa en la Fig. 2.5, donde $z(t)$ es el desplazamiento vertical del flotador respecto a la posición media $z = 0$ entre los límites $\pm z_{max}$ impuestos por la estructura. Asimismo, d_f es la profundidad del flotador en la posición de equilibrio, h es la profundidad del suelo marino, y $\eta_w(t)$ es la elevación del oleaje sobre el flotador, la cual

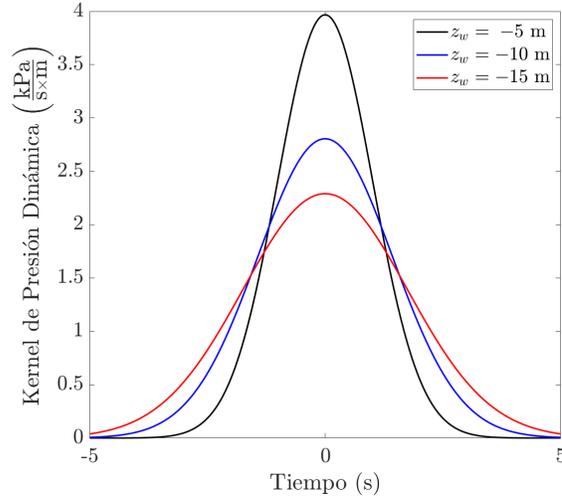


Fig. 2.4. Evolución en tiempo del kernel de presión dinámica a diversas profundidades

corresponde a $\eta_w(x_w, y_w, t)$ con $x_w = 0$ y $y_w = 0$ de acuerdo al modelo dado en la Sección 2.2. Los valores de d_f , h , y $\eta_w(t)$ tienen como referencia el nivel promedio del mar. Además, se puede notar que considerando los ejes definidos en la Fig. 2.2 la posición del flotador está dada por $x_w = 0$, $y_w = 0$, y $z_w = -d_f$.

De acuerdo a los resultados experimentales descritos por Prado et al. (2006) la dinámica del flotador del WEC entre los límites de movimiento impuestos por la estructura ($|z| \leq z_{max}$) en torno a la posición media $z = 0$ es descrita por

$$\begin{aligned} \dot{z}(t) &= v(t), \\ \dot{v}(t) &= \frac{1}{m_f} \left\{ F_k(z(t)) + F_b(v(t)) + F_r(v(t), \dot{v}(t)) + F_{gen}(t) + F_w(t) \right\}, \end{aligned} \quad (2.11)$$

donde $z(t)$ y $v(t)$ representan el desplazamiento y la velocidad vertical del flotador, mientras que m_f es la masa física del flotador. El término $F_w(t)$ corresponde a la fuerza de excitación relacionada con la elevación del oleaje incidente sobre el flotador, $\eta_w(t)$. Asimismo, $F_r(v(t), \dot{v}(t))$ es la fuerza de radiación causada por el desplazamiento del flotador. Los términos $F_k(z(t))$ y $F_b(v(t))$ representan las fuerzas elásticas y de amortiguamiento, respectivamente, mientras que $F_{gen}(t)$ es la fuerza del generador eléctrico, la cual se relaciona

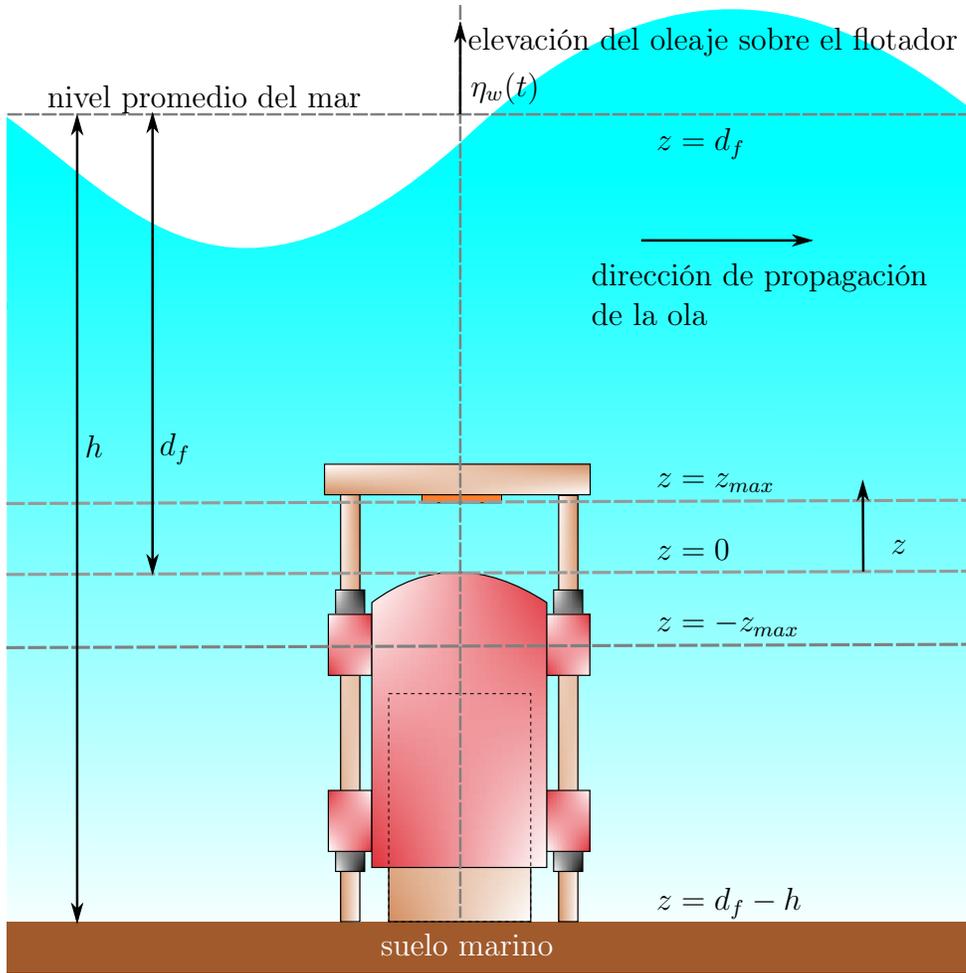


Fig. 2.5. Representación de la ubicación del WEC

con la potencia y la energía capturadas por el WEC por medio de

$$P_{wec}(t) = -F_{gen}(t)v(t), \quad (2.12)$$

$$E_{wec} = \int_T P_{wec}(t) dt, \quad (2.13)$$

donde T representa un periodo de operación del WEC.

Las siguientes subsecciones describen los modelos de las fuerzas que actúan sobre el flotador bajo las siguientes suposiciones:

- A1 : El flotador es un cilindro truncado de eje vertical de área transversal S_f , cuyas dimensiones son despreciables respecto a la longitud de onda del oleaje incidente.

A2 : La profundidad del suelo marino es de gran magnitud ($h \rightarrow \infty$).

A3 : La posición media del flotador $z = 0$ coincide con su posición de equilibrio en ausencia de oleaje.

2.3.1. Fuerza de Excitación

La fuerza de excitación $F_w(t)$ es la causa principal del movimiento del flotador en presencia de oleaje incidente. Dicha fuerza es producida por la distribución de la presión dinámica del fluido sobre la superficie del flotador, por lo que también depende de la geometría del mismo.

Tomando en cuenta las suposiciones A1, A2, A3, y la descripción de la presión dinámica en el fluido ($p_{hd}(x_w, y_w, z_w, t)$ para $z_w < 0$) mostrada en la subsección 2.2.2, suponiendo que el desplazamiento vertical del flotador se corresponde con pequeñas variaciones alrededor de la posición de equilibrio $z = 0$ ($z_w = -d_f$) se tiene que la fuerza de excitación viene dada por

$$F_w(t) = -S_f p_{hd}(0, 0, -d_f, t), \quad (2.14)$$

donde el signo negativo se debe a que una presión dinámica positiva empuja el flotador hacia abajo, mientras que una presión dinámica negativa implica una disminución de la presión total sobre el flotador, ocasionando que el mismo se mueva hacia arriba.

Como se puede ver en varios trabajos, como Falnes (1995); Peña-Sanchez et al. (2020b); Prado et al. (2006); Ringwood et al. (2014, 2020) entre otros, la relación entre el oleaje incidente y la fuerza de excitación es usualmente caracterizada por

$$F_w(t) = h_w(t) * \eta_w(t), \quad (2.15)$$

donde $h_w(t)$, denominado en este trabajo como *kernel de la fuerza de excitación*, se relaciona con el kernel de presión dinámica definido en (2.8) mediante

$$h_w(t) = -S_f h_{hd}(-d_f, t). \quad (2.16)$$

La representación de esta relación en el dominio de la frecuencia viene dada por

$$H_w(\omega) = -S_f H_{hd}(-d_f, \omega). \quad (2.17)$$

Adicionalmente, a partir del modelo de la elevación del oleaje en (2.1) y utilizando $H_w(\omega)$ es posible sintetizar una expresión de la fuerza de excitación dada por

$$F_w(t) = - \sum_{i=1}^N |H_w(\omega_i)| \eta_i \sin(\omega_i t + \varphi_i). \quad (2.18)$$

2.3.2. Fuerza de Radiación

La fuerza de radiación $F_r(v(t), \dot{v}(t))$ es causada por la oscilación del flotador en el agua en ausencia de oleaje incidente. Falnes (2002) representa esta fuerza en el dominio de la frecuencia mediante

$$\mathcal{F}\{F_r(v(t), \dot{v}(t))\} = -Z_r(\omega)V(\omega), \quad (2.19)$$

donde $\mathcal{F}\{\cdot\}$ representa el operador de la transformada de Fourier, $V(\omega)$ es la transformada de Fourier de la velocidad del flotador (es decir, $V(\omega) = \mathcal{F}\{v(t)\}$), y $Z_r(\omega)$ denota a la impedancia de radiación, dada por

$$Z_r(\omega) = B_r(\omega) + j\omega M_r(\omega), \quad (2.20)$$

donde j es la unidad imaginaria, mientras que $B_r(\omega) \in \Re$ y $M_r(\omega) \in \Re$ son denominados como coeficiente de amortiguamiento agregado (o resistencia de radiación) y masa agregada, respectivamente. De las relaciones de Kramers-Kronig, se obtiene que los valores de $B_r(\omega)$ y $M_r(\omega)$ están vinculados mediante

$$\begin{aligned} M_r(\omega) - M_r(\infty) &= -\frac{2}{\pi} \int_0^\infty \frac{B_r(\xi)}{\omega^2 - \xi^2} d\xi, \\ B_r(\omega) &= \frac{2\omega^2}{\pi} \int_0^\infty \frac{M_r(\xi) - M_r(\infty)}{\omega^2 - \xi^2} d\xi. \end{aligned} \quad (2.21)$$

Al igual que el kernel de la fuerza de excitación y su representación en frecuencia, $B_r(\omega)$ y $M_r(\omega)$ dependen de la geometría del flotador. Bajo las suposición A1, que considera una

geometría simple del flotador, la suposición A2, y utilizando la relación de Haskind (Falnes, 2002) se puede determinar que el vínculo entre el coeficiente de amortiguamiento agregado y la representación en frecuencia del kernel de la fuerza de excitación es

$$B_r(\omega) = \frac{\omega^3 |H_w(\omega)|^2}{2\rho g^3}. \quad (2.22)$$

Asimismo, dado $b_r(t) = \mathcal{F}^{-1}\{B_r(\omega)\}$ y tomando en cuenta la relación causal entre el movimiento del flotador y la fuerza de radiación, Falnes (2002) muestra que dicha fuerza puede ser expresada en el dominio del tiempo mediante

$$F_r(v(t), \dot{v}(t)) = -h_r(t) * v(t) - m_\infty \dot{v}(t), \quad (2.23)$$

donde $h_r(t)$, el *kernel de fuerza de radiación*, está dado por

$$h_r(t) = \begin{cases} 0 & \text{para } t < 0, \\ b_r(0) & \text{para } t = 0, \\ 2b_r(t) & \text{para } t > 0, \end{cases} \quad (2.24)$$

mientras que

$$m_\infty = M_r(\infty) \quad (2.25)$$

corresponde a la asíntota de $M_r(\omega)$ para $\omega \rightarrow \infty$.

Adicionalmente, la convolución en (2.23) puede ser expresada como un sistema lineal con función de transferencia

$$H_r(s) = \mathcal{L}\{h_r(t)\} = C_{rr}[sI - A_{rr}]^{-1}B_{rr} + D_{rr}, \quad (2.26)$$

donde $s = \sigma + j\omega$ representa la frecuencia compleja del dominio de Laplace, $\mathcal{L}\{\cdot\}$ es el operador de transformada de Laplace, las matrices $\{A_{rr}, B_{rr}, C_{rr}, D_{rr}\}$ definen una realización en espacio de estado de $H_r(s)$ (ver Chen (1999)), e I es la matriz identidad de las mismas dimensiones de A_{rr} . De esta forma, el término de convolución en (2.23) puede ser

sustituido por una variable $\mu_r(t)$ tal que

$$\begin{aligned}\dot{\xi}(t) &= A_{rr}\xi(t) + B_{rr}v(t), \\ \mu_r(t) &= C_{rr}\xi(t) + D_{rr}v(t),\end{aligned}\tag{2.27}$$

donde $\xi(t)$ es el vector de estado.

2.3.3. Fuerza Elástica

La fuerza elástica $F_k(z(t))$ agrupa los efectos de las presiones dentro del tanque central, la columna de agua y aire sobre el flotador, así como el peso del mismo. De esta forma esta fuerza es modelada mediante

$$F_k(z(t)) = -m_f g + F_{hs}(z(t)) + F_{air}(z(t)) + F_{nitro}(z(t)).\tag{2.28}$$

El primer término corresponde al peso del flotador, mientras que

$$F_{hs}(z(t)) = -S_f \left\{ \rho g [d_f - z(t)] + p_{atm} \right\},\tag{2.29}$$

es la fuerza asociada a la presión hidrostática causada por la columna de agua y aire sobre el flotador ($p_{hs}[-d_f + z(t)]$ de acuerdo a la definición en la subsección 2.2.2) donde S_f corresponde a la superficie de la base superior del flotador, ρ es la densidad del agua de mar, g la aceleración de gravedad, y p_{atm} la presión atmosférica.

Asimismo, $F_{air}(z(t))$ representa la fuerza asociada a la presión del aire encerrado en el tanque central, la cual bajo la consideración de expansión y compresión adiabática viene dada por

$$F_{air}(z(t)) = S_f p_a^0 \left(\frac{V_a^0}{V_{a0} - S_f h_{ct} + S_f z(t)} \right)^\gamma,\tag{2.30}$$

donde V_a^0 y p_a^0 representan el volumen y la presión del aire en el tanque para $z = 0$, V_{a0} el volumen total interno del tanque para $z = 0$, h_{ct} el nivel de agua dentro del tanque central,

mientras que el γ representa la relación de calores específicos (Cengel et al., 2011)

$$\gamma = \frac{\text{calor específico a presión constante}}{\text{calor específico a volumen constante}}, \quad (2.31)$$

la cual para el aire a temperatura ambiente tiene un valor aproximado de 1.4.

Adicionalmente, el término $F_{nitro}(z(t))$ representa la fuerza asociada a la presión del cilindro de nitrógeno, la cual es descrita mediante

$$F_{nitro}(z(t)) = -S_n p_n^0 \left(\frac{V_n^0}{V_n^0 - S_n z(t)} \right)^\gamma, \quad (2.32)$$

donde S_n es el área de la sección transversal del cilindro de nitrógeno, V_n^0 y p_n^0 el volumen y la presión del gas para $z = 0$. Al igual que para el aire, para el nitrógeno se utiliza la aproximación $\gamma = 1.4$.

Se puede notar que la suposición de coincidencia de la posición de equilibrio del flotador y la posición media en $z = 0$ indicada en la suposición A3 implica un equilibrio de las fuerzas que conforman $F_k(z(t))$ en (2.28) en ausencia de fuerzas externas sobre el flotador. Así, la suposición A3 es válida si se satisface la condición

$$-m_f g - S_f \left\{ \rho g d_f + p_{atm} \right\} + S_f p_a^0 - S_n p_n^0 = 0, \quad (2.33)$$

que se puede resumir como $F_k(0) = 0$. Vale la pena destacar que satisfacer dicha condición resulta deseable a fin de garantizar máxima excursión simétrica del flotador en presencia de oleaje. Este fin puede lograrse mediante el ajuste de p_a^0 a través de los mecanismos de bombeo de agua y aire del WEC, en tanto el resto de los parámetros dependen de factores ambientales así como características físicas del sistema y aspectos relativos a su instalación.

Asimismo, mediante expansión por serie de Taylor de $F_k(z(t))$ en torno a $z = 0$ es posible obtener la aproximación

$$F_k(z(t)) \approx -k_s z(t), \quad (2.34)$$

donde

$$k_s = -\rho g S_f + \gamma S_f^2 \frac{p_a^0}{V_{a0} - S_f h_{ct}} + \gamma S_n^2 \frac{p_n^0}{V_n^0}. \quad (2.35)$$

Tomando en cuenta (2.34), se debe satisfacer $k_s > 0$ para garantizar la estabilidad del punto de equilibrio. Asimismo, la frecuencia de resonancia del flotador viene dada por

$$\omega_n = \sqrt{\frac{k_s}{m_f + M_r(\omega_p)}}. \quad (2.36)$$

Se puede notar que tanto la posición de equilibrio del flotador como la frecuencia de resonancia pueden ser ajustados mediante p_a^0 y h_{ct} .

2.3.4. Fuerza de Amortiguamiento

La fuerza de amortiguamiento $F_b(v(t))$ sobre el desplazamiento vertical del flotador es provista principalmente por los frenos de agua de la estructura. Cada uno de estos frenos está compuesto por un conjunto cilindro-émbolo, en el cual cada cilindro (tubo externo) forma parte del flotador, mientras que cada émbolo (tubo interno) se encuentra fijado a la estructura de soporte (ver Fig. 2.1). Así, el amortiguamiento es producido por el flujo de agua forzado a través de dichas estructuras al moverse el flotador. Bajo el principio de funcionamiento descrito, el amortiguamiento es de magnitud significativa únicamente cuando el movimiento del flotador hace fluir el agua hacia afuera del conjunto cilindro-émbolo, por lo que se utilizan dos grupos de frenos de agua: uno para movimiento ascendente y otro para movimiento descendente. De esta manera, la fuerza de amortiguamiento es modelada mediante

$$F_b(v(t)) = F_{up}(v(t)) + F_{dw}(v(t)), \quad (2.37)$$

donde $F_{up}(v(t))$ y $F_{dw}(v(t))$ representan las fuerzas de amortiguamiento provistas por los frenos superiores e inferiores, las cuales vienen dadas por

$$\begin{aligned} F_{up}(v(t)) &= -\beta H(v(t))v(t)|v(t)|, \\ F_{dw}(v(t)) &= -\beta H(-v(t))v(t)|v(t)|, \end{aligned} \quad (2.38)$$

donde β es la constante de amortiguamiento de los frenos y $H(\cdot)$ la función escalón unitario de Heaviside.

El amortiguamiento del flotador también es afectado por la fuerza de arrastre ejercida por el agua, así como los cojinetes entre el flotador y la estructura de soporte. De acuerdo al modelo utilizado, los efectos de dichas fuerzas tienen un efecto despreciable sobre la dinámica del flotador.

2.3.5. Fuerza del Generador

La fuerza del generador $F_{gen}(t)$ es gobernada por los campos electromagnéticos asociados a las corrientes trifásicas del estator, así como los enlaces de flujo magnético asociado a los imanes permanentes en el traslator (Wu et al., 2008). Para el modelado de esta variable se supone despreciable la dinámica del generador dado que es mucho más rápida que la del flotador.

La clasificación mostrada en la sección 2.7 en Desoer y Kuh (1969) establece que la carga eléctrica conectada al circuito del estator puede ser pasiva o activa. El modelo de la fuerza del generador en cada caso se indica a continuación.

Carga Pasiva

El uso de una carga pasiva se encuentra documentado en los experimentos reportados en Prado et al. (2006). En dicho trabajo se contempla una conexión con una carga predominantemente resistiva, lo que causa que la fuerza del generador tenga un efecto de amortiguamiento sobre el flotador aproximado mediante

$$F_{gen}(t) \approx -b_{gen}v(t), \quad (2.39)$$

donde el valor de b_{gen} depende de la resistencia eléctrica de la carga.

Carga Activa

El uso de una carga activa permite manipular $F_{gen}(t)$ para incidir sobre el movimiento del flotador, como se muestra en varios trabajos (Nielsen et al., 2013; Ringwood et al., 2014,

2020; Ringwood, 2020; Wu et al., 2008). Este caso es abordado con mayor profundidad en Wu et al. (2008), donde la carga está dada por un convertidor de potencia *back-to-back* que hace de interfaz entre el circuito del estator y la red eléctrica. En dicho trabajo, las corrientes del generador son manipuladas mediante un esquema de control de campo orientado. Dado que la dinámica del lazo de control del generador es considerablemente más rápida que la descrita por (2.11), la fuerza del generador es aproximada como

$$F_{gen}(t) \approx u(t), \quad (2.40)$$

donde $u(t)$ representa la ley de control sobre el flotador. Dicha aproximación es utilizada en los trabajos mencionados, así como en otros que abordan el control de WECs para maximizar la captura de energía por el flotador.

2.3.6. Síntesis del Modelo

Con base en las descripciones mostradas de las fuerzas sobre el flotador y definiendo

$$m = m_f + m_\infty \quad (2.41)$$

como la *masa total del flotador*, la dinámica dada por (2.11) puede ser reescrita como

$$\begin{aligned} \dot{z}(t) &= v(t), \\ \dot{v}(t) &= \frac{1}{m} \left\{ F_k(z(t)) - \beta v(t)|v(t)| + F_{gen}(t) - \mu_r(t) + h_w(t) * \eta_w(t) \right\}, \\ \dot{\xi}(t) &= A_{rr}\xi(t) + B_{rr}v(t), \\ \mu_r(t) &= C_{rr}\xi(t) + D_{rr}v(t). \end{aligned} \quad (2.42)$$

La validez de (2.42) está sujeta a la suposición de pequeños desplazamientos del flotador en torno a la posición de equilibrio $z = 0$, bajo la cual se define $h_w(t)$ dada la profundidad media d_f del flotador respecto al nivel del mar (subsección 2.3.1).

2.4. Señales Medidas

Para el diseño de los sistemas de diagnóstico y control presentados en este trabajo se asume la disponibilidad de ciertas mediciones así como de dos estimaciones de la fuerza de excitación: una en tiempo real y otra con retardo. Los elementos mencionados se describen a continuación.

2.4.1. Mediciones Disponibles

Se supone la disponibilidad de sensores que permiten obtener mediciones de la posición y velocidad del flotador, así como de la elevación del oleaje sobre el mismo. Dichas mediciones son representadas mediante

$$y_1(t) = z(t), \quad (2.43)$$

$$y_2(t) = v(t), \quad (2.44)$$

$$y_3(t) = \eta_w(t). \quad (2.45)$$

Prado et al. (2006) señalan que las mediciones de posición y velocidad se pueden obtener de señales eléctricas del generador, mediciones de la presión de aire dentro del tanque central, así como mediciones de presión en el tope del flotador. Asimismo, ambas mediciones pueden ser determinadas a partir de integración de datos obtenidos de acelerómetros en el flotador. Por otro lado, Peña-Sanchez et al. (2020a) describen diversos arreglos de sensores en flotadores en la superficie del mar para mediciones de la elevación del oleaje.

Adicionalmente, se consideran disponibles las mediciones de las corrientes del estator, las cuales se relacionan con la fuerza del generador y la posición del traslator (Wu et al., 2008). Así, la medición de una de estas corrientes ($i_a(t)$, $i_b(t)$, $i_c(t)$,) puede ser representada mediante

$$y_4(t) = i_m(F_{gen}(t), z(t)). \quad (2.46)$$

En el caso de una carga activa conectada al estator, la manipulación de $F_{gen}(t)$ de acuerdo a la ley de control $u(t)$ diseñada para incidir en la dinámica del flotador corresponde también a una señal conocida. De esta forma, se puede definir el conjunto de señales

conocidas como

$$\mathcal{K} = \{y_1(t), y_2(t), y_3(t), y_4(t)\} \cup \{u(t)\}. \quad (2.47)$$

De igual manera, se supone el conocimiento de los valores de los parámetros físicos presentes en las ecuaciones del modelo del WEC descrito en la Sección 2.3.

2.4.2. Estimación en Tiempo Real de la Fuerza de Excitación

Para estimar en tiempo real la fuerza de excitación $F_w(t)$ a partir de mediciones de la elevación del oleaje sobre el flotador $\eta_w(t)$ mediante (2.15), se requieren predicciones de esta última variable. Este hecho se debe a la no causalidad del kernel de la fuerza de excitación $h_w(t)$, proporcional al kernel de presión dinámica dado por (2.8). De acuerdo a diversos trabajos, como Guo et al. (2018) y Peña-Sanchez et al. (2020b), tal estimación de $F_w(t)$ se puede plantear como

$$\hat{F}_w(t) = \int_0^{t+t_c} h_c(t-\tau) \hat{\eta}_w(\tau) d\tau, \quad (2.48)$$

donde

$$h_c(t) = \begin{cases} 0 & \text{si } t < 0, \\ h_w(t-t_c) & \text{si } t \geq 0 \end{cases} \quad (2.49)$$

es una aproximación retardada de $h_w(t)$ la cual es realizable mediante un sistema causal, t_c es el tiempo de retardo, $\hat{\eta}_w(\tau) = \eta_w(\tau)$ para $\tau \leq t$, y $\hat{\eta}_w(\tau)$ toma valores predichos de $\eta_w(t)$ para $t < \tau \leq t + t_c$. Si bien la relación (2.10) permite establecer un criterio para asignar t_c , se debe tener en cuenta que la selección de dicho parámetro incide directamente sobre la incertidumbre de los valores predichos de $\eta_w(t)$ ya que representa un aumento del horizonte de predicción requerido. Así, mientras mayor sea el valor de t_c se obtiene una mejor aproximación de $h_w(t)$, pero se incrementa el horizonte de predicción.

Peña-Sanchez et al. (2020a) comparan diversas estrategias para obtener predicciones de $\eta_w(t)$. De acuerdo a dicho trabajo, la elevación del oleaje puede ser considerada como un proceso aleatorio estacionario al considerar intervalos de tiempo cortos respecto a los intervalos típicos para los cuales cambia la condición del mar, cuya duración habitual se

encuentra entre 30 min y 3 h. Asimismo, también considera al oleaje como un proceso Gaussiano ergódico con valor medio nulo.

2.4.3. Estimación con Retardo de la Fuerza de Excitación

En casos en los cuales no se requiere conocer $F_w(t)$ en tiempo real, es posible obtener una mejor estimación utilizando únicamente mediciones de $\eta_w(t)$ prescindiendo de las predicciones. De esta forma, una estimación retardada de $F_w(t)$ puede ser planteada mediante

$$\hat{F}_w^d(t - t_d) = \int_0^t h_d(t - \tau) \eta_w(\tau) d\tau, \quad (2.50)$$

donde t_d representa un tiempo de retardo asignado y

$$h_d(t) = \begin{cases} 0 & \text{si } t < 0, \\ h_w(t - t_d) & \text{si } t \geq 0 \end{cases} \quad (2.51)$$

es una aproximación con retardo del kernel de la fuerza de excitación $h_w(t)$. Si bien la expresión de $h_d(t)$ tiene la misma forma que la correspondiente a $h_c(t)$ en (2.49), la diferencia radica en el criterio de selección de los intervalos de retardo t_c y t_d . Para la selección de t_c se requiere tomar en cuenta la fiabilidad de la predicción de $\eta_w(t)$ y la minimización del error de aproximación

$$e_c = \int_0^\infty |h_w(t - t_c) - h_c(t)| dt. \quad (2.52)$$

Así, se puede notar que para mayores valores de t_c el valor de e_c tiende a disminuir, pero dado que el horizonte de predicción aumenta también disminuye la fiabilidad de la predicción de $\eta_w(t)$. De esta forma, pudiese ser necesario seleccionar t_c sin satisfacer el criterio (2.10). Por otro lado, t_d puede ser escogido de forma tal que satisfaga el criterio (2.10), lo cual garantiza la minimización del error de aproximación

$$e_d = \int_0^\infty |h_w(t - t_d) - h_d(t)| dt. \quad (2.53)$$

Por lo tanto, la fiabilidad de $\hat{F}_w^d(t)$ no depende de predicciones de $\eta_w(t)$. El costo de la asignación de t_d recae únicamente sobre el retardo de la estimación de $F_w(t)$.

Otra opción para la estimación de $F_w(t)$ es el uso de observadores sobre la dinámica del flotador (Peña-Sanchez et al., 2020b). Sin embargo, en este trabajo se considera que dicha alternativa no es confiable en presencia de fallas en el WEC, ya que las mismas afectan el modelo contemplado para el diseño del observador.

2.5. Fallas en el Sistema

Debido a las condiciones climáticas, al medio donde opera el sistema y al propio uso, existen diferentes situaciones que pueden provocar fallas en el sistema. A continuación se presentan las contempladas en este trabajo.

2.5.1. Fallas en los Frenos

Debido a la exposición permanente de los frenos al agua de mar, los mismos se encuentran sujetos a corrosión y oxidación, lo cual puede incidir sobre sus características físicas. Tomando en cuenta (2.38) la ocurrencia de fallas en los frenos superiores e inferiores del WEC es modelada mediante

$$\begin{aligned} F_{up}(v(t)) &= -\{1 + f_{up}(t)\}\beta H(v(t))v(t)|v(t)|, \\ F_{dw}(v(t)) &= -\{1 + f_{dw}(t)\}\beta H(-v(t))v(t)|v(t)|, \end{aligned} \tag{2.54}$$

donde las variables f_{up} y f_{dw} representan desgaste gradual de los frenos superiores e inferiores, respectivamente, tal que

$$\begin{aligned} -f_{max} &\leq f_{up} \leq 0, \\ -f_{max} &\leq f_{dw} \leq 0, \end{aligned} \tag{2.55}$$

donde $0 < f_{max} < 1$ representa el máximo desgaste admisible para los frenos. En lo referente a la velocidad de degradación de los frenos, se asume que

$$\left| \dot{f}_{up}(t) \right| \leq L_f \quad \text{y} \quad \left| \dot{f}_{dw}(t) \right| \leq L_f, \quad (2.56)$$

donde el valor de $L_f > 0$ depende de factores como la salinidad del agua de mar en la ubicación del WEC, así como de los materiales utilizados para la construcción de los frenos.

Así, los efectos de las fallas sobre el amortiguamiento total del flotador pueden ser representados como

$$F_b(v(t)) = -\beta v(t)|v(t)| + \Delta_f(t), \quad (2.57)$$

donde $\Delta_f(t)$ representa la desviación de amortiguamiento producida por las fallas en los frenos,

$$\Delta_f(t) = -\beta v(t)|v(t)| \left\{ f_{up}(t)H(v(t)) + f_{dw}(t)H(-v(t)) \right\}. \quad (2.58)$$

Asimismo, la desviación del amortiguamiento causada por separado en los frenos superiores puede ser expresada como

$$\begin{aligned} \Delta_{up}(t) &= f_{up}(t)\beta H(v(t))v(t)|v(t)|, \\ \Delta_{dw}(t) &= f_{dw}(t)\beta H(-v(t))v(t)|v(t)|. \end{aligned} \quad (2.59)$$

2.5.2. Fallas en los Sensores

Diversas circunstancias en la operación del WEC pueden ocasionar fallas en los sensores, además del propio desgaste de los mismos. En general, estas fallas son modeladas a través de

$$\begin{aligned} y_1(t) &= \{1 + f_{S1}^m(t)\}z(t) + f_{S1}^a(t), \\ y_2(t) &= \{1 + f_{S2}^m(t)\}v(t) + f_{S2}^a(t), \\ y_3(t) &= \{1 + f_{S3}^m(t)\}\eta_w(t) + f_{S3}^a(t), \end{aligned} \quad (2.60)$$

donde $f_{S_i}^m(t)$ y $f_{S_i}^a(t)$ con $i \in \{1, 2, 3\}$ denotan fallas multiplicativas y aditivas que afectan las mediciones de las variables $z(t)$, $v(t)$, y $\eta_w(t)$.

2.5.3. Falla en el Generador

Las fallas en el generador pueden ser ocasionadas por diversos factores, tales como desgaste y daños en el imán permanente del generador así como en la electrónica de potencia. Este tipo de fallas pueden ser descritas mediante

$$F_{gen}(t) = -\{1 + f_g^m(t)\}b_{gen}v(t) + f_g^s(t), \quad (2.61)$$

en el caso de carga pasiva, y

$$F_{gen}(t) = \{1 + f_g^m(t)\}u(t) + f_g^s(t), \quad (2.62)$$

en el caso de carga activa, donde $f_g^m(t)$ y $f_g^s(t)$ denotan las fallas multiplicativas y aditivas que afectan la fuerza del generador.

2.6. Comentarios

La descripción del modelo del convertidor de energía de olas presentada en este capítulo establece las bases para el diseño de los sistemas de diagnóstico de fallas y control tolerante a ser presentados en los capítulos 3 y 4, respectivamente.

El modelo no causal que relaciona la elevación del oleaje y la fuerza de excitación sobre el flotador, siendo la primera de estas señales la única medible, resulta ser una de las principales peculiaridades de estos sistemas en general. Tal singularidad permite inferir que una estimación retardada de la fuerza de excitación pudiese contribuir a la fiabilidad del diagnóstico, ya que elimina la necesidad de predicciones de la elevación del oleaje requeridas para una estimación en tiempo real. Por otro lado, en el caso de un sistema de control diseñado para maximizar la captura de energía el uso de estimaciones en tiempo real de la fuerza de excitación toma mayor importancia.

En lo referente a la dinámica del flotador, el amortiguamiento introducido por los frenos de agua representa la principal no linealidad, lo cual fue verificado experimentalmente en Prado et al. (2006). Tomando en cuenta el modelo verificado en dicho trabajo se conside-

raron despreciables otras fuerzas que contribuyen al amortiguamiento del WEC, como la fuerza de arrastre y la fuerza causada por los cojinetes entre el flotador y la estructura de soporte. Si bien los frenos de agua son un aspecto peculiar del convertidor bajo estudio, la no linealidad que caracteriza al amortiguamiento introducido por dichos frenos resulta similar al efecto causado por la fuerza de arrastre señalado en Ringwood (2020).

Capítulo 3

Diagnóstico de Fallas del Convertidor de Energía de Olas

En este capítulo se describe el diseño del subsistema de diagnóstico de fallas del WEC. Para este fin, en la Sección 3.1 se aborda el problema contemplando las seis fallas sobre el sistema descritas en la Sección 2.5, las cuales afectan los frenos superiores e inferiores, los sensores de posición, velocidad, elevación del oleaje, y el generador. Así, la técnica de análisis estructural es utilizada para determinar condiciones para la detectabilidad y aislabilidad de cada falla. Los residuos diseñados mediante dicho análisis permiten establecer la detectabilidad de todas las fallas, así como la aislabilidad de las fallas en el generador y los sensores de posición y velocidad. Asimismo, las fallas en los frenos superiores e inferiores junto a la falla en el sensor de elevación de oleaje no resultan estructuralmente aislables entre sí. No obstante, la evolución transitoria de los residuos permite inferir la aislabilidad práctica de las fallas en los frenos.

Tomando en consideración los resultados del análisis estructural, la Sección 3.2 describe el diseño del sistema de diagnóstico de fallas en los frenos contemplando la incertidumbre en la fuerza de excitación calculada a partir de las mediciones de elevación de oleaje. Para tal fin se utiliza un observador de entradas desconocidas para la detección de la desviación de la fuerza de amortiguamiento causada por las fallas, así como la obtención de señales de síntomas sensibles a las fallas en los frenos superiores e inferiores, y finalmente la estimación de la magnitud de cada una de ellas. En lo referente al conocimiento de la

fuerza de excitación se analizaron tres casos: fuerza de excitación conocida, fuerza de excitación determinada en tiempo real, y fuerza de excitación determinada con retardo.

Por último, la Sección 3.3 comenta las aportaciones del contenido mostrado en el capítulo.

3.1. Determinación de Diagnosticabilidad de Fallas en el WEC

3.1.1. Formulación del Problema de Diagnostico

El problema de diagnóstico del WEC se sustenta en la detectabilidad y aislabilidad de las fallas contempladas en el sistema. Para este fin se toma en consideración en la teoría descrita por Blanke et al. (2016), la cual permite establecer lo siguiente.

Dado un conjunto de fallas $\mathcal{F} = \{f_1, \dots, f_n\}$ que representan variaciones de los valores de los parámetros del sistema Σ , una falla $f_x \in \mathcal{F}$ es *detectable* si existe un *residuo* $r_i(t)$ construido a partir de las variables conocidas tal que durante un intervalo de operación $[t_1, t_2]$

$$f_x(t) \neq 0 \quad \text{para algún } t \in [t_1, t_2] \quad \Rightarrow \quad r_i(t) \neq 0 \quad \text{para algún } t \in [t_1, t_2]. \quad (3.1)$$

La implicación en (3.1) no es bidireccional debido a que un residuo puede detectar más de una falla. Teniendo esto en cuenta, dados dos conjuntos \mathcal{R}_x y \mathcal{R}_y conformados por residuos que satisfacen la condición (3.1) para dos fallas $\{f_x(t), f_y(t)\} \subseteq \mathcal{F}$, respectivamente, se puede establecer que dichas fallas son *aislables* si

$$\mathcal{R}_x \not\subseteq \mathcal{R}_y \quad \text{y} \quad \mathcal{R}_y \not\subseteq \mathcal{R}_x. \quad (3.2)$$

Con base en las condiciones (3.1) y (3.2), considerando el conjunto de señales medidas y entradas (por simplicidad se omite la dependencia del tiempo t)

$$\mathcal{K} = \{y_1, y_2, y_3, y_4, u\}, \quad (3.3)$$

el problema de diagnóstico del WEC es reducido al diseño de residuos que permitan establecer la detectabilidad y aislabilidad de las fallas descritas en la Sección 2.5, agrupadas en el conjunto

$$\mathcal{F} = \{f_{up}, f_{dw}, f_g, f_{S1}, f_{S2}, f_{S3}\}, \quad (3.4)$$

donde $f_g, f_{S1}, f_{S2}, f_{S3}$ contemplan ambos casos de fallas, aditivas y multiplicativas, representados en (2.60) y (2.61).

Siguiendo la metodología presentada en González E. et al. (2020), el diseño de los residuos es abordado utilizando la técnica de *análisis estructural*. Dicho análisis permite determinar condiciones necesarias para la detectabilidad y aislabilidad de las fallas contempladas. Adicionalmente, se verifica el desempeño de los residuos mediante simulación numérica en presencia de las fallas así como oleaje irregular. Así, la subsección 3.1.2 muestra un resumen de las bases teóricas del análisis estructural, la subsección 3.1.3 presenta la aplicación del análisis estructural al modelo del WEC, y la subsección 3.1.4 muestra la validación numérica de los residuos diseñados.

3.1.2. Preliminares del Análisis Estructural

El análisis estructural (SA, *structural analysis*) (Staroswiecki et al., 2000) es una herramienta que permite simplificar el estudio de sistemas no lineales permitiendo determinar condiciones generales sobre algunas de sus propiedades, como la detectabilidad y aislabilidad de fallas. Siguiendo el marco de referencia mostrado en Blanke et al. (2016), las ecuaciones diferenciales y algebraicas que describen el modelo del sistema son representadas mediante restricciones \mathcal{C} , las cuales se vinculan con las variables $\mathcal{Z} = \mathcal{K} \cup \mathcal{X}$ mediante un grafo bipartita $\mathcal{G} = \{\mathcal{C}, \mathcal{Z}\}$, donde $\mathcal{K} = \mathcal{U} \cup \mathcal{Y}$ denota al subconjunto de variables conocidas, compuesto por las entradas \mathcal{U} y las mediciones \mathcal{Y} , mientras que \mathcal{X} denota las variables desconocidas. De esta forma, \mathcal{G} puede ser representado por una matriz de incidencia M_I . Así, dado el conjunto de fallas \mathcal{F} , se considera que una violación de la restricción $c_i \in \mathcal{C}$ es causado por $f_j \in \mathcal{F}$.

El procedimiento para determinar condiciones estructurales sobre la detectabilidad y aislabilidad de fallas contempla la descomposición canónica del grafo bipartita, la deter-

minación de conjuntos mínimos sobre-restringidos, la definición de relaciones redundantes analíticas, y finalmente la implementación de generadores de residuos, señales sensibles a las fallas, como se detalla a continuación.

Descomposición Canónica del Grafo Bipartita

Utilizando la descomposición definida por Dulmage y Mendelsohn (1958) de la matriz de incidencia del sistema, M_I , considerando el subconjunto de variables desconocidas, \mathcal{X} , y sus relaciones con las restricciones, \mathcal{C} . Así, reordenando M_I como se muestra en la Tabla 3.1, el grafo \mathcal{G} puede ser descompuesto en los siguientes subgrafos:

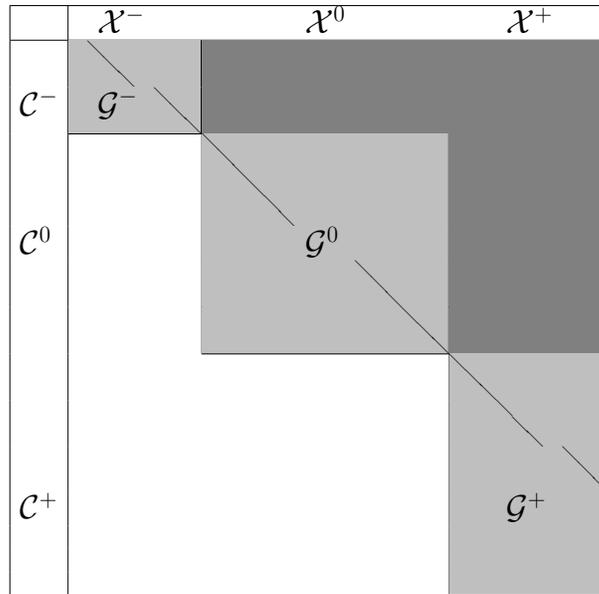
- Grafo sub-restringido $\mathcal{G}^- = \{\mathcal{C}^-, \mathcal{X}^- \cup \mathcal{X}^0 \cup \mathcal{X}^+\}$: contiene menor número de restricciones respecto al número de variables.
- Grafo justo-restringido $\mathcal{G}^0 = \{\mathcal{C}^0, \mathcal{X}^0 \cup \mathcal{X}^+\}$: contiene igual número de restricciones y variables.
- Grafo sobre-restringido $\mathcal{G}^+ = \{\mathcal{C}^+, \mathcal{X}^+\}$: contiene mayor número de restricciones respecto al número de variables variables.

En lo referente al diagnóstico, \mathcal{G}^+ es el único subgrafo que contiene restricciones asociadas a fallas estructuralmente detectables. Esto debido a que si $f_i \in \mathcal{F}$ afecta $c_j \in \mathcal{C}^+$, las variables asociadas a dicho subgrafo pueden ser determinadas a partir de $\{\mathcal{C}^+ \setminus \{c_j\}, \mathcal{X}^+\}$ (el resto de las restricciones excluyendo c_j). Esto no es posible si $f_i \in \mathcal{F}$ afecta una restricción $c_j \in \mathcal{C}^-$ o $c_j \in \mathcal{C}^0$, ya que en ambos casos el número de ecuaciones resulta inferior al número de variables.

Si $\mathcal{G} = \mathcal{G}^+$, el grafo \mathcal{G} es denominado *propiaemente estructuralmente sobre-restringido* (PSO, *proper structurally overconstrained*), y su *medida estructural de redundancia* es definida mediante

$$\varrho(\mathcal{G}^+) = |\mathcal{C}^+| - |\mathcal{X}^+|. \quad (3.5)$$

Tabla 3.1: Representación general de la descomposición Dulmage-Mendelsohn del grafo bipartita \mathcal{G}



Conjuntos Mínimos Estructuralmente Sobre-Restringidos (MSO)

Los conjuntos mínimos estructuralmente sobre-restringidos (MSO, *minimal structurally overconstrained sets*) son subconjuntos de \mathcal{G}^+ tales que $\varrho\{MSO_i\{\mathcal{C}_i, \mathcal{X}_i\}\} = 1$. Un MSO permite construir una relación redundante analítica (ARR, *analytical redundancy relation*) escogiendo una restricción como *relación de consistencia* a fin de comparar los resultados calculados del conjunto justo-restringido remanente. Un algoritmo desarrollado por Kry-sander et al. (2007) puede ser utilizado para determinar candidatos a MSOs contenidos en \mathcal{G}^+ .

Dada la selección de $c_r \in \mathcal{C}_i$ como la relación de consistencia, si el sistema de ecuaciones definido por $\{\mathcal{C}_i \setminus \{c_r\}, \mathcal{X}_i\}$ tiene un conjunto solución único dado por \mathcal{X}_i^S , entonces c_r puede ser utilizada para definir una ARR. Zhang y Rizzoni (2014) proponen representar el procedimiento para calcular \mathcal{X}_i^S como una secuencia computacional (CS, *computation sequence*).

Una vez asignada ARR_i , la relación redundante analítica asociada al i -ésimo MSO en

\mathcal{G}^+ , el residuo $r_i(t)$ es una señal tal que

$$\begin{aligned} r_i(t) &= 0 && \text{si se satisface } \text{ARR}_i, \\ r_i(t) &\neq 0 && \text{si no se satisface } \text{ARR}_i. \end{aligned}$$

Asimismo, se requiere que el residuo $r_i(t)$ sea acotado para fallas $f_j \in \mathcal{F}$ acotadas. El uso de residuos diseñados mediante el procedimiento descrito para establecer la detectabilidad y aislabilidad estructural del fallas es descrito a continuación.

Detectabilidad Estructural y Aislabilidad Estructural

Las siguientes condiciones se deben satisfacer para la detectabilidad y aislabilidad estructural de una falla f_j (Blanke et al., 2016):

- Una falla $f_j \in \mathcal{F}$ que produce una violación de la restricción $c_i \in \mathcal{C}$ es *estructuralmente detectable* si y sólo si afecta a algún residuo r .
- Una falla $f_j \in \mathcal{F}$ que produce una violación de la restricción $c_i \in \mathcal{C}$ es *estructuralmente aislable* si y sólo si el conjunto de residuos afectado por la falla es único (el conjunto de residuos afectados por f_j es denominado *firma de la falla* f_j).

3.1.3. Análisis Estructural del WEC

Se aplica el análisis estructural al WEC contemplando el modelo del sistema descrito en la Sección 2.3, las mediciones señaladas en la Sección 2.4 y las fallas definidas en la Sección 2.5. Para tal fin se considera el caso de carga pasiva conectada el generador descrito por (2.39) y se asume que el amortiguamiento asociado a la fuerza de radiación es despreciable ($\mu_r(t) = 0$) y que la fuerza de excitación $F_w(t)$ puede ser directamente obtenida de las mediciones de elevación del oleaje $\eta_w(t)$, omitiendo la necesidad de estimaciones detallada en la Sección 2.4. Esta última suposición es relajada mas adelante dada la importancia de la fiabilidad de tal estimación para el diagnóstico y el control.

Siguiendo el marco de referencia establecido en Blanke et al. (2016), para la definición del grafo bipartita del WEC, \mathcal{G}_{WEC} , se contemplan las siguientes variables (se omite la

dependencia del tiempo de las mismas a fin de simplificar la notación en el análisis):

- Variables desconocidas: $\mathcal{X} = \{z, v, \dot{z}, \dot{v}, F_k, F_b, F_{up}, F_{dw}, F_{gen}, F_w, \eta_w\}$.
- Variables conocidas: $\mathcal{K} = \{y_1, y_2, y_3, y_4\}$.
- Fallas: $\mathcal{F} = \{f_{up}, f_{dw}, f_g, f_{S1}, f_{S2}, f_{S3}\}$.

Las variables $f_g, f_{S1}, f_{S2}, f_{S3}$ contemplan los casos de fallas aditivas y multiplicativas definidas en (2.60) y (2.61). Para la asignación de restricciones se consideran las ecuaciones del modelo descrito en el Capítulo 2. Dado que el uso de derivadas explícitas en el modelo implica la necesidad de describir el operador de diferenciación como una relación entre una variable y su derivada temporal, también se consideran como restricciones

$$\begin{aligned}\dot{z}(t) &= \frac{d}{dt}z(t), \\ \dot{v}(t) &= \frac{d}{dt}v(t).\end{aligned}\tag{3.6}$$

De esta forma, las restricciones son asignadas como se muestra en la Tabla 3.2, indicando las ecuaciones asociadas a cada una de ellas. La presencia de variables en cada restricción es indicada con puntos (\bullet), por lo que la Tabla 3.2 también representa la matriz de incidencia de \mathcal{G}_{WEC} .

La descomposición canónica de \mathcal{G}_{WEC} , obtenida utilizando el algoritmo de Dulmage y Mendelsohn (1958) mediante la función `dmperm()` en MATLAB (2018), se muestra en la Tabla 3.3. Se observa que \mathcal{G}_{WEC} es un grafo propiamente sobre-restringido ($\mathcal{G}_{\text{WEC}} = \mathcal{G}_{\text{WEC}}^+$) lo que permite establecer que el análisis estructural puede ser empleado para el estudio de las fallas contempladas.

Utilizando el Toolbox SaTool (Blanke y Lorentzen, 2006; Wolf, 2013) para MATLAB, seleccionando el algoritmo de Krysander et al. (2007) se determinaron los MSOs de \mathcal{G}_{WEC} . Las restricciones que forman parte de cada uno de 13 MSOs obtenidos son indicadas en la Tabla 3.4. Adicionalmente, la relación de cada MSO con cada falla se muestra de forma explícita en la Tabla 3.5.

Si bien es necesario mostrar la viabilidad de la construcción de generadores de residuos para establecer la detectabilidad y aislabilidad estructural de las fallas, la Tabla 3.5 permite

Tabla 3.2: Asignación de restricciones y matriz de incidencia del modelo del WEC. Se resaltan las restricciones con fallas

Ecuación	Restricción	Variables Desconocidas										Mediciones				
		z	\dot{z}	v	\dot{v}	F_k	F_b	F_{up}	F_{dw}	F_{gen}	F_w	η_w	y_1	y_2	y_3	y_4
(2.42)	c_1		•	•												
(2.42)	c_2				•	•	•			•	•					
(2.15)	c_3										•	•				
(2.28)	c_4	•				•										
(2.37)	c_5						•	•	•							
(2.54)	c_6			•				•								
(2.54)	c_7			•				•								
(2.61)	c_8			•					•							
(3.6)	d_1	•	•													
(3.6)	d_2			•	•											
(2.60)	m_1	•										•				
(2.60)	m_2			•									•			
(2.60)	m_3													•		
(2.46)	m_4	•							•							•

Tabla 3.3: Descomposición Dulmage-Mendelsohn de la matriz de incidencia del WEC

	z	\dot{z}	v	\dot{v}	F_k	F_b	F_{up}	F_{dw}	F_{gen}	F_w	η_w
d_1	•	•									
c_1		•	•								
c_6			•				•				
d_2			•	•							
c_4	•				•						
c_2				•	•	•			•	•	
c_5						•	•	•			
c_7			•				•				
c_8			•					•			
c_3									•	•	
m_3											•
m_1	•										
m_2			•								
m_4	•							•			

inferir que las 6 fallas bajo estudio son estructuralmente detectables, mientras que sólo las fallas en los sensores de posición y velocidad, f_{S1} y f_{S2} , así como la falla en el generador, f_g , son estructuralmente aislables. Asimismo, se puede establecer que las fallas de ambos frenos y la falla del sensor de elevación de oleaje, f_{up} , f_{dw} , y f_{S3} , no son estructuralmente aislables entre sí.

Tabla 3.4: Restricciones presentes en los MSOs obtenidos de \mathcal{G}_{WEC}

MSO	Restricciones
MSO_1	c_8, m_1, m_2, m_4
MSO_2	$c_2, c_3, c_4, c_5, c_6, c_7, d_2, m_1, m_2, m_3, m_4$
MSO_3	$c_2, c_3, c_4, c_5, c_6, c_7, c_8, d_2, m_2, m_3, m_4$
MSO_4	$c_2, c_3, c_4, c_5, c_6, c_7, c_8, d_2, m_1, m_3, m_4$
MSO_5	$c_2, c_3, c_4, c_5, c_6, c_7, c_8, d_2, m_1, m_2, m_3$
MSO_6	c_1, d_1, m_1, m_2
MSO_7	c_1, c_8, d_1, m_2, m_4
MSO_8	c_1, c_8, d_1, m_1, m_4
MSO_9	$c_1, c_2, c_3, c_4, c_5, c_6, c_7, d_1, d_2, m_2, m_3, m_4$
MSO_{10}	$c_1, c_2, c_3, c_4, c_5, c_6, c_7, d_1, d_2, m_1, m_3, m_4$
MSO_{11}	$c_1, c_2, c_3, c_4, c_5, c_6, c_7, c_8, d_1, d_2, m_3, m_4$
MSO_{12}	$c_1, c_2, c_3, c_4, c_5, c_6, c_7, c_8, d_1, d_2, m_2, m_3$
MSO_{13}	$c_1, c_2, c_3, c_4, c_5, c_6, c_7, c_8, d_1, d_2, m_1, m_3$

 Tabla 3.5: Relación entre las fallas y los MSOs de \mathcal{G}_{WEC}

	f_{up}	f_{dw}	f_g	f_{S1}	f_{S2}	f_{S3}
MSO_1			•	•	•	
MSO_2	•	•		•	•	•
MSO_3	•	•	•		•	•
MSO_4	•	•	•	•		•
MSO_5	•	•	•	•	•	•
MSO_6				•	•	
MSO_7			•		•	
MSO_8			•	•		
MSO_9	•	•			•	•
MSO_{10}	•	•		•		•
MSO_{11}	•	•	•			•
MSO_{12}	•	•	•		•	•
MSO_{13}	•	•	•	•		•

La detectabilidad estructural de las 6 fallas, así como la aislabilidad estructural de f_{S1} , f_{S2} , y f_g , está sujeta al diseño de residuos estructurados que resulten útiles para la construcción de una matriz de firma de fallas. Para tal fin se seleccionan MSO_5 , MSO_6 , y MSO_8 , ya que permiten la implementación de residuos mediante secuencias computacionales a partir de las señales conocidas, por lo que se obtiene la matriz de firma de fallas mostrada en la Tabla 3.6. Se describe a continuación un posible diseño para los residuos r_1 , r_2 , y r_3 , asociados a los MSOs indicados.

Tabla 3.6: Matriz de firma de fallas

		f_{up}	f_{dw}	f_g	f_{S1}	f_{S2}	f_{S3}
r_1	MSO_5	•	•	•	•	•	•
r_2	MSO_6				•	•	
r_3	MSO_8			•	•		

Para generar el residuo a partir de MSO_5 se escoge c_2 como relación de consistencia, por lo que la secuencia computacional para determinar las variables resulta

$$\begin{aligned}
 CS_1 = \{ & (m_1, z), (m_2, v), (d_2, \dot{v}), (m_3, \eta_w), (c_3, F_w), (c_6, F_{up}), \\
 & (c_7, F_{dw}), (c_5, F_b), (c_4, F_k), (c_8, F_{gen}) \}, \tag{3.7}
 \end{aligned}$$

donde la notación (*restricción, variable*) indica que la *variable* es calculada a partir de la *restricción* dadas las variables conocidas o determinadas previamente en la secuencia. Así, se propone el residuo

$$r_1(t) = g_1 \left\{ \dot{y}_2(t) - \frac{1}{m} \left[F_k^{CS}(t) + F_b^{CS}(t) + F_{gen}^{CS}(t) + F_w^{CS}(t) \right] \right\}, \tag{3.8}$$

donde g_1 representa una ganancia constante, a ser definida de acuerdo al diseño del residuo, y el superíndice CS es utilizado para denotar a las variables calculadas a partir de la secuencia computacional.

Para generar el residuo a partir de MSO_6 se escoge c_1 como relación de consistencia, por lo que la secuencia computacional planteada está dada por

$$CS_2 = \{ (m_1, z), (m_2, v), (d_1, \dot{z}) \}, \tag{3.9}$$

De esta forma, el residuo propuesto resulta

$$r_2(t) = g_2 \left\{ \dot{y}_1(t) - y_2(t) \right\}, \tag{3.10}$$

donde g_2 representa una ganancia asignada de acuerdo al diseño del residuo.

La generación del residuo a partir de MSO_8 es realizada asignando m_4 como relación

de consistencia y planteando la secuencia computacional

$$CS_3 = \{(m_1, z), (d_1, \dot{z}), (c_1, v), (c_8, F_{gen})\}. \quad (3.11)$$

De esta forma, se propone el residuo

$$r_3(t) = g_3 \left\{ i_s(y_1(t), -b_{gen}\dot{y}_1(t)) - y_4(t) \right\}, \quad (3.12)$$

donde g_3 representa una ganancia asignada de acuerdo al diseño del residuo, mientras que la función $i_s(\cdot, \cdot)$ relaciona una de las corrientes del estator con la posición y la fuerza del generador, como se indica en (2.46).

Los residuos propuestos en (3.8), (3.10), y (3.12) corroboran las firmas de falla indicadas en la Tabla 3.6. Dichos residuos pueden ser implementados a partir de las mediciones disponibles y las derivadas en la secuencia computacional pueden ser realizadas numéricamente. El efecto del ruido de medición sobre las derivadas puede ser mitigado mediante diversas herramientas de procesamiento como filtros pasabanda. Asimismo, el efecto de la incertidumbre en el modelo y las mediciones implica la necesidad del diseño de umbrales para la detectabilidad y aislabilidad de fallas mediante los residuos mostrados. Respecto al diagnóstico de fallas en los frenos, el análisis estructural muestra que el mismo está sujeto a la fiabilidad de la medición del oleaje, por lo que resulta conveniente la inclusión de sensores redundantes para la medición de dicha variable. Adicionalmente, si bien el análisis estructural indica que las fallas de los frenos no son estructuralmente aislables entre sí, en la sección siguiente se muestra un procedimiento que permite aislarlas e incluso estimar su magnitud.

3.1.4. Validación Numérica

A fin de validar las propiedades estructurales de las fallas bajo estudio se realizó una simulación del WEC y los generadores de residuos en presencia de las mismas. Las simulaciones fueron realizadas en MATLAB[®]/Simulink[®] (MATLAB, 2018), ajustando los parámetros del WEC de acuerdo a lo indicado en el Apéndice C, considerando el caso

de carga pasiva en el estator modelado en (2.39) con $b_{gen} = 275 \text{ kN s/m}$. En todos los casos se simulan únicamente fallas multiplicativas. Para las ganancias de los residuos se asignó $g_1 = 2$, $g_2 = 5$, y $g_3 = 0.1$. El perfil de oleaje utilizado en la simulación es caracterizado por la elevación y la fuerza de excitación mostradas en la Fig. 3.1. La evolución transitoria de los residuos $r_1(t)$, $r_2(t)$, y $r_3(t)$, se muestra en las figuras 3.2a, 3.2b, y 3.2c, dada la secuencia de activación y desactivación de las fallas mostrada en la Fig. 3.2d.

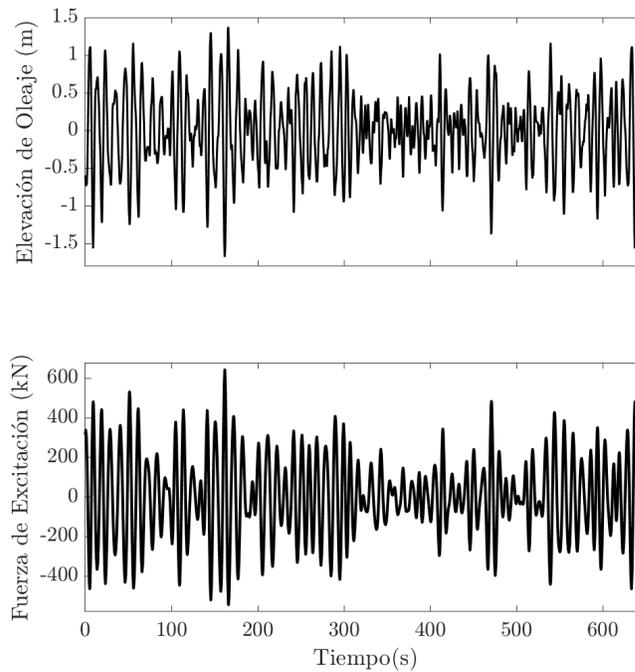


Fig. 3.1. Perfiles simulados de la elevación de oleaje y la fuerza de excitación

Los resultados en la Fig. 3.2 permiten notar lo siguiente:

- Las fallas contempladas son detectables, como se determinó del análisis estructural.
- Los residuos responden ante las fallas de acuerdo a lo indicado en la matriz de firma mostrada en la Tabla 3.6, lo que corrobora los resultados de aislabilidad estructural.
- Las respuestas de los residuos ante las fallas son oscilatorias, y su magnitud está directamente relacionada con la de la fuerza de excitación asociada al oleaje incidente.
- Las fallas en los frenos superiores e inferiores tienen efectos de signos opuestos sobre $r_1(t)$.

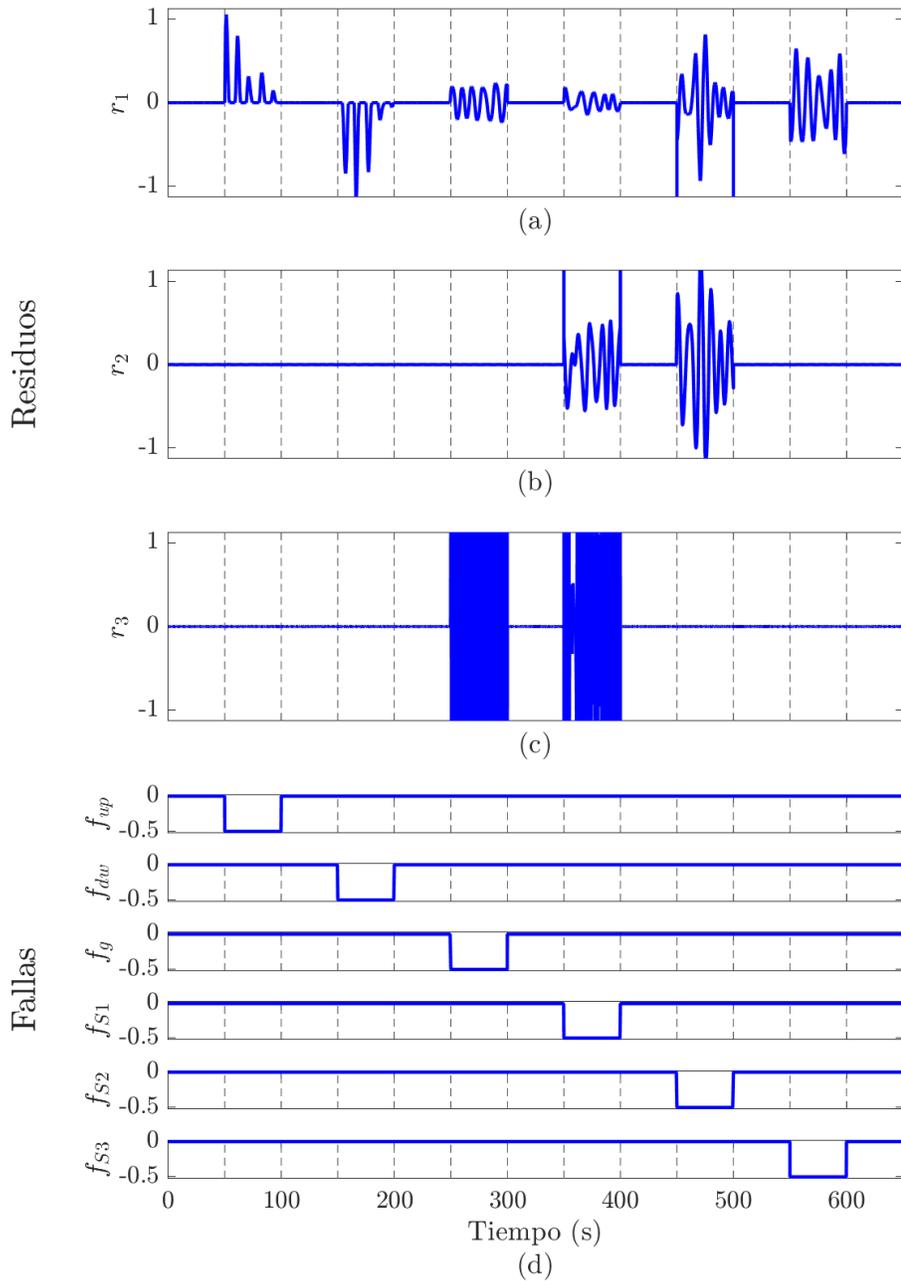


Fig. 3.2. Evolución transitoria de los residuos (a) $r_1(t)$, (b) $r_2(t)$, y (c) $r_3(t)$ en presencia de los escenarios de falla mostrados en (d) con carga pasiva conectada al generador

Los resultados permiten inferir que las fallas sobre los frenos superiores e inferiores pudiesen ser aisladas mediante procesamiento adicional de las señales medidas. Asimismo, la fiabilidad de la estimación de la fuerza de excitación juega un rol importante para tal

fin, ya que la falla sobre el sensor de medición de oleaje no es aislable de las fallas sobre los frenos. Estos aspectos destacan la importancia de estudiar el diagnóstico de fallas en los frenos en presencia de incertidumbre en el cálculo de la fuerza de excitación, lo cual es abordado en la siguiente sección.

3.2. Diseño del Subsistema de Diagnóstico de Fallas en los Frenos

3.2.1. Estructura del Subsistema de Diagnóstico

Si bien las fallas en los frenos superiores e inferiores no son estructuralmente aislables entre sí, se busca su aislamiento teniendo en cuenta que, como observa en (2.59) y los resultados en la subsección 3.1.4, las fallas en los frenos superiores se manifiestan cuando el movimiento del flotador es ascendente, mientras que las de los frenos inferiores lo hacen cuando el movimiento es descendente.

Por lo tanto, considerando únicamente las fallas en los frenos y la disponibilidad de una estimación fiable de la fuerza de excitación $F_w(t)$, se propone estimar la desviación de amortiguamiento causada por fallas en los frenos $\Delta_f(t)$, descrita por (2.58), obtener señales de síntoma $s_{up}(t)$ y $s_{dw}(t)$ para los frenos superiores e inferiores, respectivamente, y finalmente estimar $f_{up}(t)$ y $f_{dw}(t)$. Nótese que tales señales de síntoma y estimaciones pueden ser consideradas residuos sensibles a las fallas en los frenos.

Con base en lo anterior, se propone el subsistema de diagnóstico de fallas en los frenos mostrado en la Fig. 3.3, el cual consiste en un módulo de estimación de la fuerza de excitación, un módulo de detección y aislamiento que genera la estimación de $\Delta_f(t)$ y las señales de síntoma, y un módulo para la estimación de las magnitudes de las fallas en cada conjunto de frenos.

En tanto la estimación de la fuerza de excitación puede ser realizada de la manera indicada en las subsecciones 2.4.2 y 2.4.3, las siguientes subsecciones describen el diseño del módulo para detección y aislamiento de fallas, así como el módulo para la estimación de sus magnitudes. Asimismo, se muestra la validación numérica mediante simulaciones

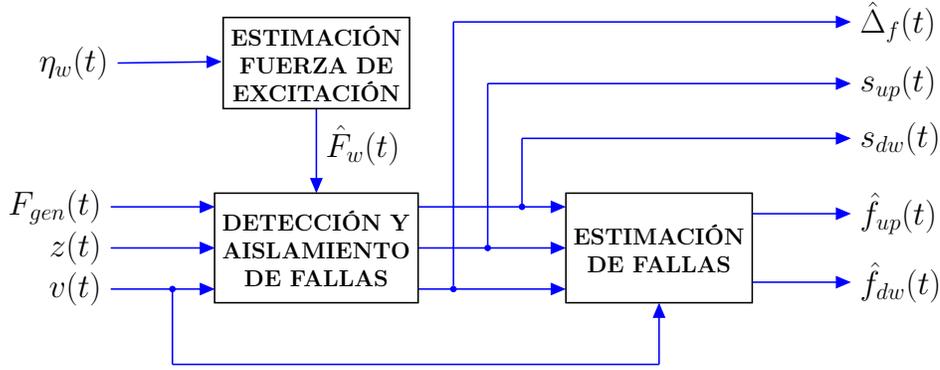


Fig. 3.3. Esquema del subsistema de diagnóstico de fallas en los frenos del WEC

del desempeño del subsistema de diagnóstico.

3.2.2. Módulo de Detección y Aislamiento de Fallas

A fin de detectar las fallas en los frenos mediante una estimación de la desviación de la fuerza de amortiguamiento $\Delta_f(t)$, la dinámica del WEC (2.42) es reescrita como

$$\begin{aligned} \dot{z}(t) &= v(t), \\ \dot{v}(t) &= \frac{1}{m} \left\{ \Phi_1(t) + \Delta_f(t) \right\}, \end{aligned} \quad (3.13)$$

donde el término

$$\Phi_1(t) = F_k(z(t)) - \beta v(t)|v(t)| - \mu_r(t) + F_{gen}(t) + F_w(t) \quad (3.14)$$

puede ser calculado a partir de las señales conocidas $F_{gen}(t)$, $z(t)$, y $v(t)$, así como la estimación de $F_w(t)$ obtenida de las mediciones de $\eta_w(t)$. Considerando $\Delta_f(t)$ como una perturbación en la dinámica del WEC, se diseña un observador de entradas desconocidas (UIO, *unknown input observer*) de acuerdo al Hecho 1, basado en Utkin (1992).

Hecho 1 *Considere el sistema*

$$\dot{\zeta}(t) = f(\zeta(t)) + \Delta(t), \quad (3.15)$$

donde $\zeta(t) \in \mathfrak{R}$ es un estado medible, $f(\zeta(t))$ es una función no lineal Lipschitz, y $\Delta(t)$ es

una función del tiempo desconocida pero acotada. Así, el sistema

$$\dot{\hat{\zeta}}(t) = f(\zeta(t)) + \varpi(t) \quad \text{con} \quad \varpi(t) = \xi \operatorname{sgn}(e_o(t)) \quad (3.16)$$

estima $\zeta(t)$ con error de estimación $e_o(t) = \zeta(t) - \hat{\zeta}(t)$ dada una constante positiva ξ . Si $\xi > |\Delta(t)| \forall t$, $e_o(t)$ converge a cero en tiempo finito, se puede obtener una estimación de $\Delta_f(t)$ filtrando la señal conmutada $\varpi(t)$ (Utkin, 1992). Más aún, de acuerdo a Alwi et al. (2011), $\Delta(t)$ puede ser también directamente estimada de $\varpi(t)$ mediante la aproximación

$$\operatorname{sgn}(e_o(t)) \approx \frac{e_o(t)}{|e_o(t)| + \delta} \quad (3.17)$$

dado $\delta > 0$ lo suficientemente pequeño. ■

Con base en el Hecho 1, el estimador de $v(t)$ está dado por

$$\dot{\hat{v}}(t) = \frac{1}{m} \Phi_1(t) + \varpi(t) \quad \text{con} \quad \varpi(t) = \xi \operatorname{sgn}(e_o(t)), \quad (3.18)$$

donde $e_o(t) = \hat{v}(t) - v(t)$ es el error de estimación. De los límites de las fallas indicados en (2.55), se debe asignar ξ tal que

$$\xi > \frac{f_{\max} \beta v_{\max}^2}{m}, \quad (3.19)$$

donde f_{\max} representa la máxima amplitud contemplada para las fallas definidas en (2.55) y v_{\max} el valor máximo supuesto para $v(t)$. Utilizando (3.17), la estimación de $\Delta_f(t)$ resulta

$$\hat{\Delta}_f(t) = m\varpi(t). \quad (3.20)$$

Dado que las mediciones de $v(t)$ se encuentran disponibles, para aislar las fallas en los frenos superiores e inferiores se asignan las señales de síntoma

$$\begin{aligned} s_{up}(t) &= \hat{\Delta}_f(t)H(v(t)), \\ s_{dw}(t) &= \hat{\Delta}_f(t)H(-v(t)), \end{aligned} \quad (3.21)$$

las cuales corresponden a estimaciones de $\Delta_{up}(t)$ y $\Delta_{dw}(t)$, que representan los efectos

individuales de las fallas sobre los frenos superiores e inferiores descritos en (2.59).

3.2.3. Módulo de Estimación de Fallas

A fin de estimar las magnitudes de las fallas en los frenos superiores e inferiores, $f_{up}(t)$ y $f_{dw}(t)$, se propone procesar $s_{up}(t)$ y $s_{dw}(t)$. En el caso de $f_{up}(t)$, para diseñar el estimador su dinámica es descrita mediante

$$\begin{aligned}\dot{f}_{up}(t) &= \psi(t), \\ s_{up}(t) &= C_{up}(v(t))f_{up}(t) + \varepsilon_{up}(t),\end{aligned}\tag{3.22}$$

con condición inicial $f_{up}(0) = 0$, $\varepsilon_{up}(t) = s_{up}(t) - \Delta_{up}(t)$, $\psi(t)$ es una perturbación interna asociada a la falla, y

$$C_{up}(v(t)) = -\beta v(t)|v(t)|H(v(t)).\tag{3.23}$$

Dado que $C_{up}(v(t)) = 0$ para $v(t) \leq 0$, no es posible determinar $f_{up}(t)$ directamente, incluso si $\varepsilon_{up}(t)$ es despreciable. A fin de preservar la estimación de $f_{up}(t)$ durante los intervalos donde $C_{up}(v(t)) = 0$, en este trabajo se contempla un filtro de Kalman (KF, *Kalman filter*) como una opción adecuada para el estimador. Siguiendo la descripción del KF dada por Meditch (1969), para diseñar el estimador se utiliza la siguiente representación en tiempo discreto de (3.22):

$$\begin{aligned}f_{up}(i+1) &= f_{up}(i) + T_s \psi(i), \\ s_{up}(i) &= C_{up}(v(i))f_{up}(i) + \varepsilon_{up}(i),\end{aligned}\tag{3.24}$$

donde $i = 0, 1, 2, \dots$ denota al i -ésimo intervalo de tiempo dado el tiempo de muestreo T_s ($t = iT_s$). Considerando Q y R como las varianzas de las señales aleatorias $\psi(i)$ y $\varepsilon_{up}(i)$, se tiene que, dado $\hat{f}_{up}(0|0)$, el KF estima $f_{up}(t)$ mediante

$$\begin{aligned}\hat{f}_{up}(i|i) &= \hat{f}_{up}(i-1|i-1) + K(i)e_{up}(i), \\ e_{up}(i) &= s_{up}(i) - C_{up}(v(i))\hat{f}_{up}(i-1|i-1),\end{aligned}\tag{3.25}$$

donde $\hat{f}_{up}(i|i)$ representa la estimación de $f_{up}(t)$ dados los valores de $s_{up}(t)$ hasta la i -ésima muestra, mientras que la ganancia $K(i)$ es actualizada de acuerdo a

$$K(i) = \frac{P(i|i-1)C_{up}(v(i))}{P(i|i-1)C_{up}^2(v(i)) + R}, \quad (3.26)$$

$$P(i|i-1) = P(i-1|i-1) + Q, \quad (3.27)$$

$$P(i|i) = \{1 - K(i)C_{up}(v(i))\}P(i|i-1), \quad (3.28)$$

donde $P(i|i)$ y $P(i|i-1)$ son las varianzas de los errores de estimación y predicción, respectivamente, dado $P(0|0)$.

El procedimiento para estimar $f_{dw}(t)$ es análogo al descrito para $f_{up}(t)$ sustituyendo $C_{up}(v(i))$ por

$$C_{dw}(v(i)) = -\beta v(t)|v(t)|H(-v(t)), \quad (3.29)$$

y tomando en cuenta que $C_{dw}(v(t)) = 0$ para $v(t) \geq 0$. De esta forma, se obtienen señales $\hat{f}_{up}(t)$ y $\hat{f}_{dw}(t)$ que permiten conocer las magnitudes de las fallas en los frenos superiores e inferiores.

3.2.4. Validación Numérica

A fin de validar el sistema de diagnóstico propuesto, se realizan diversos análisis en simulaciones. En primer lugar, se muestra el comportamiento del WEC con carga pasiva en el generador en condición nominal así como en diversos escenarios de fallas en los frenos. Posteriormente, se muestra el desempeño del sistema de diagnóstico en tales condiciones, analizando la evolución transitoria de las señales de síntomas generadas por el subsistema de diagnóstico en presencia de las condiciones de falla simuladas, así como la estimación de las magnitudes de las fallas.

Las simulaciones fueron realizadas en MATLAB[®]/Simulink[®] (MATLAB, 2018), ajustando los parámetros del WEC de acuerdo a lo indicado en el Apéndice C considerando el caso de carga pasiva en el estator modelado en (2.39).

Se consideraron cuatro escenarios de operación del WEC, uno correspondiente a la condición nominal y otros tres con la presencia de fallas escalón con amplitudes y tiempos

de activación y desactivación señalados en la Tabla 3.7.

Tabla 3.7: Descripción de las condiciones de falla simuladas

Falla	Tiempo de Activación (s)	Tiempo de Desactivación (s)	Escenario 1	Escenario 2	Escenario 3
f_{up}	10	60	-0.1	-0.25	-0.5
f_{dw}	30	80	-0.1	-0.25	-0.5

Adicionalmente, la elevación del oleaje $\eta_w(t)$ fue simulada mediante el espectro JONSWAP (Faltinsen, 1993) definiendo $S(\omega)$ con altura significativa de 2 m y un periodo característico de 10 s, de acuerdo a lo mostrado en la Fig. 2.3. La fuerza de excitación $F_w(t)$ fue obtenida de (2.18) utilizando un kernel de fuerza de excitación $h_w(t)$ proporcional a un kernel de presión dinámica $h_d(z_w, t)$ de acuerdo a lo mostrado en la Fig. 2.4 con $z_w = -10$ m. Los perfiles simulados de $\eta_w(t)$ y $F_w(t)$ se muestran en la Fig. 3.4.

En lo referente al subsistema de diagnóstico, el UIO descrito en la Sección 3.2 fue diseñado con $\xi = 10$ y $\delta = 10^{-3}$. Respecto a la disponibilidad de la fuerza de excitación, se consideraron 3 casos:

C1: Fuerza de excitación conocida, $F_w(t)$.

C2: Estimación en tiempo real de la fuerza de excitación $\hat{F}_w(t)$ dada por (2.48).

C3: Estimación con retardo de la fuerza de excitación $\hat{F}_w^d(t)$ dada por (2.50).

Para la estimación en tiempo real de la fuerza de excitación, $\hat{F}_w(t)$ dada por (2.48), se asignó un horizonte de predicción $t_c = 3$ s. Para la estimación con retardo de la fuerza de excitación, $\hat{F}_w^d(t)$ dada por (2.50), se seleccionó un retardo $t_d = 10$ s, el cual también se aplica a todas las mediciones procesadas.

Comportamiento del WEC con Fallas en los Frenos

La evolución transitoria de las variables principales del WEC durante 100 s de los experimentos se muestra en la Fig. 3.5. Los escenarios simulados son mostrados como referencia en la Fig. 3.5e. Las variables en la Fig. 3.5a corresponden a la posición del

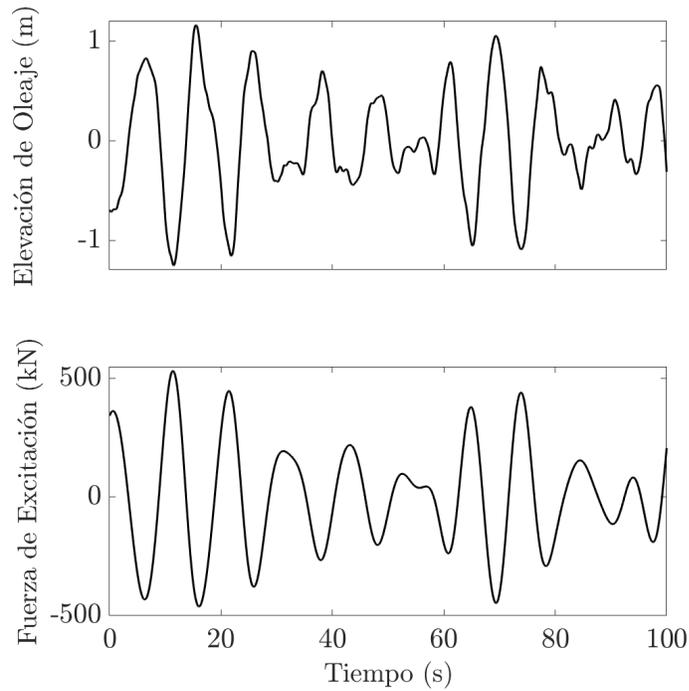


Fig. 3.4. Perfiles simulados de la elevación de oleaje y la fuerza de excitación

flotador, en la Fig. 3.5b se muestra la velocidad del flotador, y en la Fig. 3.5c se muestra la fuerza del generador, tanto en condición nominal como en los casos de falla. Para estas tres variables se observa que conforme aumenta la magnitud de las fallas, mayor resulta la desviación respecto a su evolución transitoria en condición nominal.

Asimismo, la energía convertida en condición nominal y en los escenarios de falla se muestra en la Fig. 3.5d. Los resultados indican que la reducción del amortiguamiento causada por las fallas en los frenos produce un incremento en la fuerza del generador y en la energía convertida. Sin embargo, tal aumento de la energía acarrea mayores riesgos de seguridad de la estructura, en tanto el flotador continua en operación con mayor desplazamiento respecto a la posición media. Este resultado resalta la importancia de un sistema de control capaz de mantener la trayectoria del flotador en presencia de fallas, así como un sistema de diagnóstico capaz de alertar dicha situación al operador.

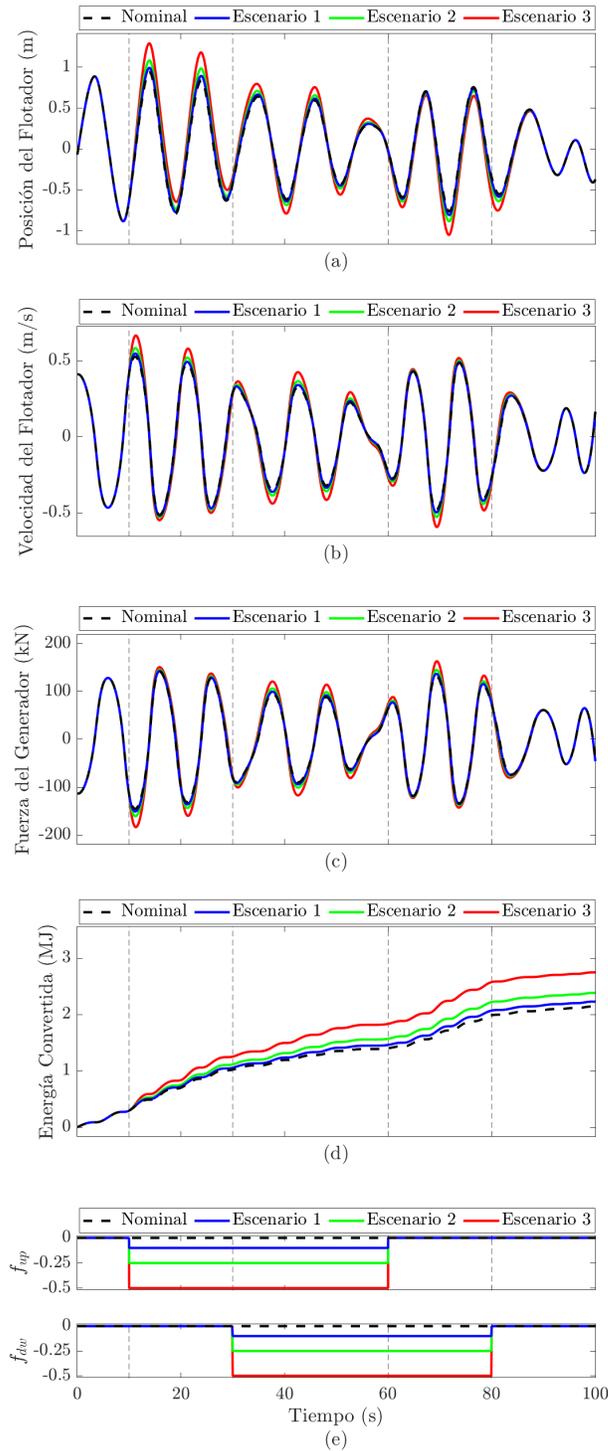


Fig. 3.5. Evolución transitoria de la (a) posición, (b) velocidad, (c) fuerza del generador, y (d) energía convertida en presencia de los escenarios de falla mostrados en (e) con carga pasiva conectada al generador

Desempeño del Subsistema de Diagnóstico de Fallas en los Frenos

La evolución transitoria de las señales de síntoma durante 100 s de los experimentos para los casos C1, C2, y C3 se muestra en las Fig. 3.6a, 3.6b, y 3.6c, respectivamente. Los escenarios de falla son mostrados en la Fig. 3.6d. Asimismo, las estimaciones de las fallas en ambos frenos para los casos C1, C2, y C3 se muestran en las Fig. 3.7a, 3.7b, y 3.7c, respectivamente. La comparación de los síntomas para los tres casos muestra lo siguiente.

- El diagnóstico ideal con $F_w(t)$ conocida arroja señales de síntomas que describen de forma precisa la desviación del amortiguamiento en cada conjunto de frenos. La magnitud de ambas señales de síntoma es afectada directamente por la magnitud de las fallas en cada caso. A pesar de que que las amplitudes de los síntomas se reducen cuando la magnitud de la velocidad del flotador es baja, el conocimiento de ésta última puede ser utilizado para una reconstrucción precisa de las fallas, como la mostrada en la Fig. 3.7a.
- Las señales de síntoma obtenidas con el diagnóstico en tiempo real, utilizando $\hat{F}_w(t)$, muestran una evolución transitoria con cierta similitud a la obtenida en el diagnóstico ideal. Sin embargo, ambas señales de síntoma son afectadas por fluctuaciones causadas por la incertidumbre en $\hat{F}_w(t)$, la cual está relacionada con las predicciones requeridas de $\eta_w(t)$ en (2.48). Asimismo, la distorsión en los síntomas afecta la estimación de las fallas en forma considerable, como se muestra en la Fig. 3.7b, lo cual resulta particularmente inconveniente en presencia de fallas de baja magnitud.
- El diagnóstico retardado utilizando $\hat{F}_w^d(t)$ muestra señales de síntoma con evolución transitoria con mayor similitud a los obtenidos con el diagnóstico ideal, a expensas del tiempo de retardo introducido. Si bien algunas fluctuaciones ruidosas continúan presentes en este caso, sus amplitudes son considerablemente inferiores a las observadas con el diagnóstico en tiempo real. La importancia de esto último se corrobora en la estimación de fallas mostrada en la Fig. 3.7c, las cuales muestran mayor similitud con las obtenidas en el diagnóstico ideal y presentan un menor riesgo de falsas alarmas respecto al diagnóstico en tiempo real, así como menores dificultades para estimación de fallas de baja amplitud.

Respecto al diagnóstico retardado, vale la pena destacar que el tiempo de retardo asignado, $t_d = 10$ s, es despreciable en comparación con la operación a largo plazo del WEC, así como con los tiempos requeridos para mantenimiento y reparaciones eventuales. Asimismo, la evolución temporal de los tres síntomas permite establecer que mientras mayor es el daño en los frenos y la velocidad del flotador, mayor es la amplitud del síntoma. Entre los casos considerados, este último factor resulta de mayor importancia para la estimación de fallas en tiempo real.

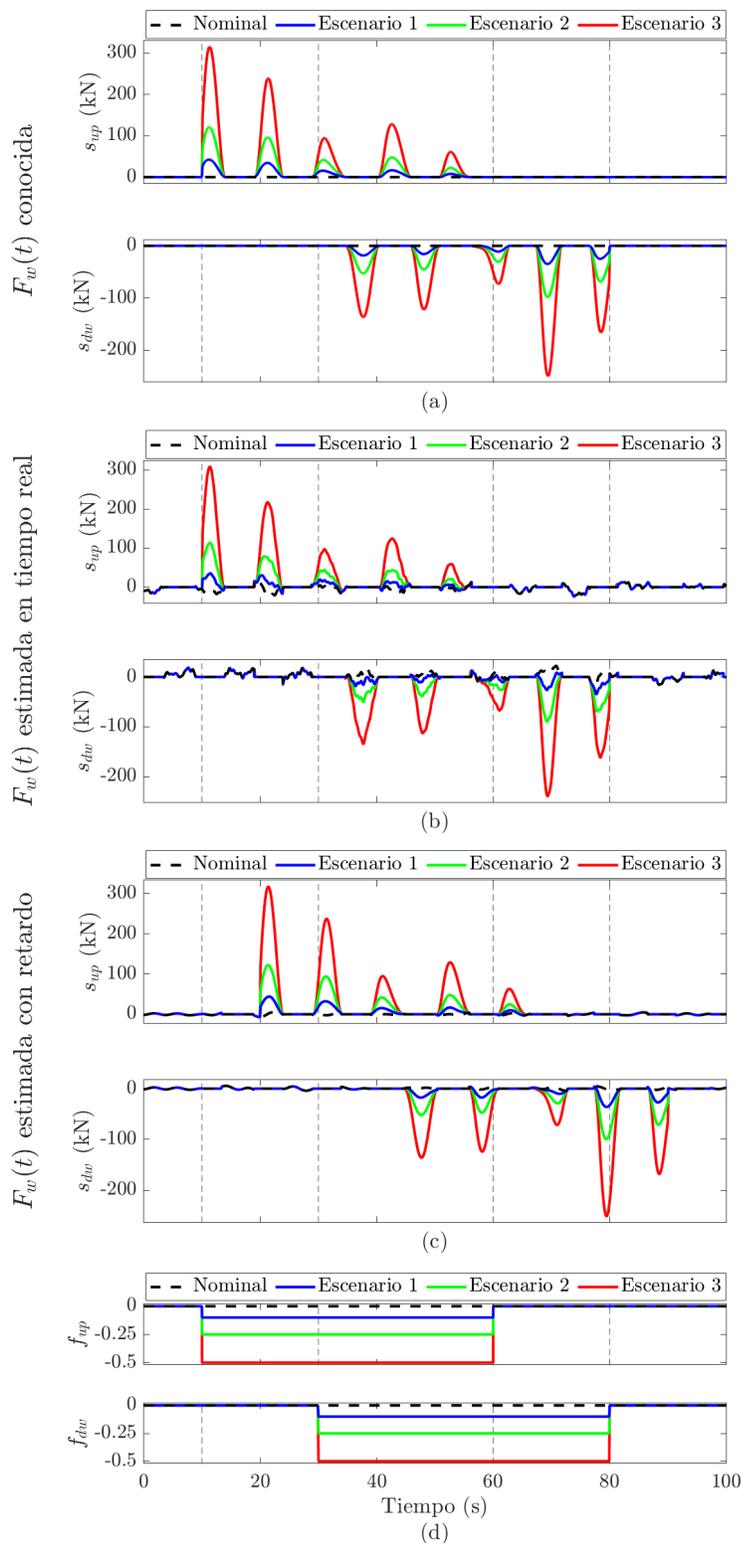


Fig. 3.6. Evolución transitoria de las señales de síntoma asumiendo la fuerza de excitación (a) conocida, (b) estimada en tiempo real, y (c) estimada con retardo. Los escenarios de falla se muestran en (d)

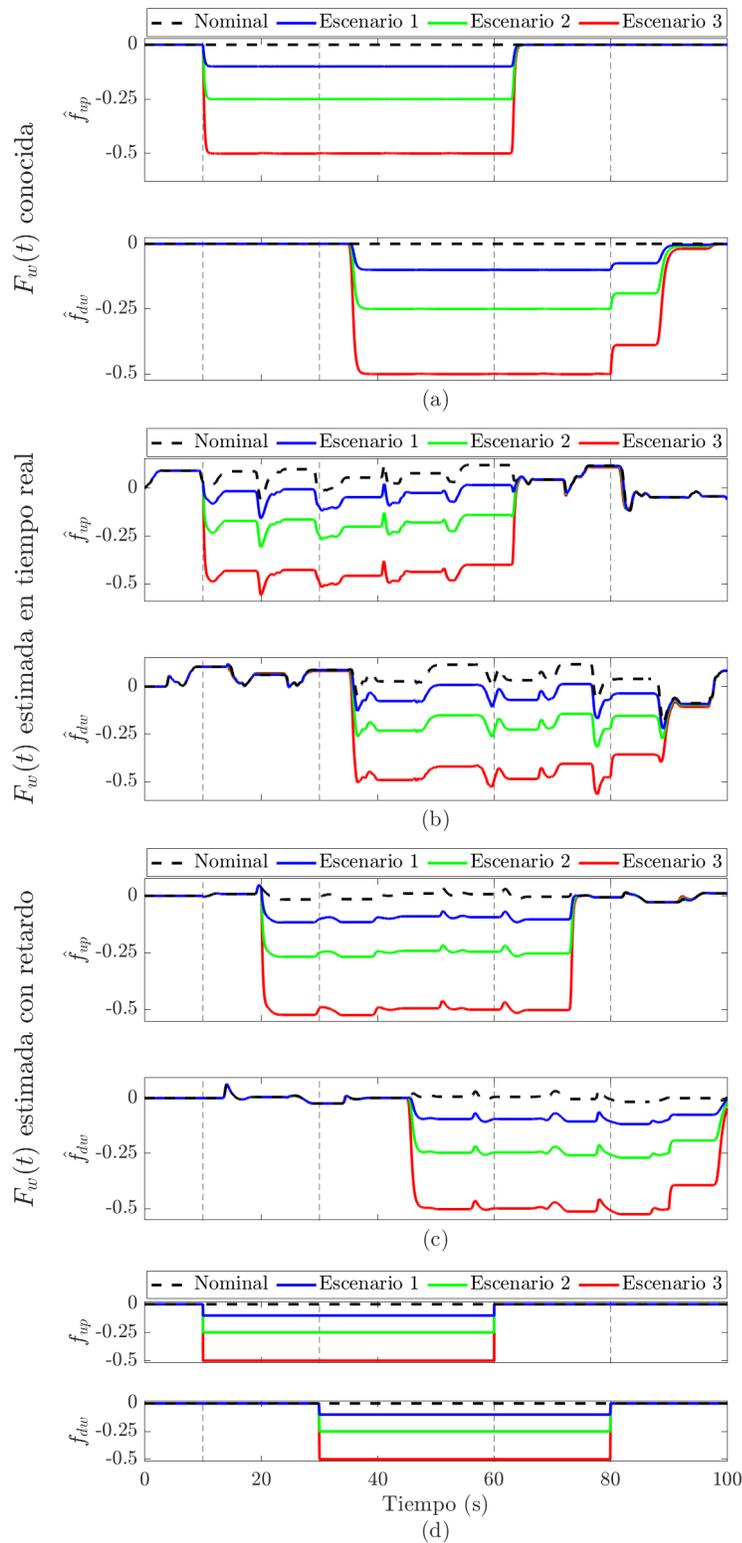


Fig. 3.7. Estimación de las fallas en los frenos asumiendo la fuerza de excitación (a) conocida, (b) estimada en tiempo real, y (c) estimada con retardo. Los escenarios de falla se muestran en (d)

3.3. Comentarios

El análisis estructural del WEC con las fallas contempladas determinó la importancia de la fiabilidad de la medición de la elevación del oleaje para el aislamiento de las fallas en los frenos. Adicionalmente, si bien el análisis estructural estableció que las fallas entre los subsistemas de frenos superiores e inferiores no son aislables entre sí, a partir de propiedades de la desviación de la fuerza de amortiguamiento causada por las fallas se logró el aislamiento mediante síntomas obtenidos a partir de un observador de entradas desconocidas. Más aún, utilizando un filtro de Kalman lineal se logró la estimación de ambas fallas, incluso en escenarios en los que se simuló su acción de forma simultánea.

Asimismo, se observó que un bajo nivel de incertidumbre en la estimación de la fuerza de excitación tiene un efecto considerable sobre el diagnóstico, el cual puede enmascarar fallas de baja magnitud así como generar falsas alarmas. Para evitar tal inconveniente se propuso un diagnóstico con retardo con el propósito de prescindir de las predicciones de la elevación del oleaje requeridas para la estimación en tiempo real de la fuerza de excitación. Los resultados mostraron que dicha propuesta permite disminuir considerablemente la incertidumbre en el diagnóstico. Se puede establecer así que la estimación de la fuerza de excitación juega un papel de gran importancia en el diagnóstico de fallas en el convertidor de energía de olas, por lo cual es recomendable el uso de mediciones redundantes de la elevación del oleaje así como el uso de mediciones con retardo a fin de evitar la necesidad de predicciones.

Por otro lado, si bien un sistema de control pudiese permitir incrementar la energía convertida en condición nominal, la tolerancia a fallas es un factor importante para disminuir riesgos sobre la estructura física del WEC. El diseño de un sistema de control tolerante a fallas en los frenos del WEC es abordado en el siguiente capítulo.

Capítulo 4

Control Tolerante a Fallas

En este capítulo se describe el sistema de control tolerante a fallas en los frenos del WEC. El primer paso para dicho propósito consiste en proponer una trayectoria de referencia del flotador para maximizar la energía convertida en condición nominal, contemplando la dinámica no lineal descrita en el Capítulo 2. Así, el control tolerante a fallas busca preservar el seguimiento a la trayectoria propuesta para minimizar el daño sobre la estructura física del sistema. Dicho fin es alcanzado diseñando un servocompensador no lineal (NSC, *nonlinear servocompensator*) basado en el introducido en Moreno (2020).

La estructura del capítulo es la siguiente. El problema de control tolerante a fallas en los frenos es formulado en la Sección 4.1. El diseño de la posición de referencia para maximizar la energía convertida en condición nominal se describe en la Sección 4.2. Las condiciones para la implementación del NSC para el WEC con fallas en los frenos son detalladas en la Sección 4.3. El desempeño del NSC ante diversos escenarios de fallas en los frenos, así como su diagnóstico con el sistema retroalimentado, es evaluado mediante el análisis de simulaciones numéricas, lo cual se presenta en la Sección 4.4. Finalmente, se comenta sobre las aportaciones del capítulo en la Sección 4.5.

4.1. Formulación del Problema de Control Tolerante a Fallas

Con base en las condiciones establecidas por Falnes (2002) para máxima captura de energía, en el presente trabajo se considera que un control de posición del flotador representa la opción más adecuada para el WEC, a fin de buscar movimiento dentro de los límites impuestos por la estructura física al mismo tiempo que se manipula la velocidad. De esta forma, se requiere un subsistema para determinar la señal de referencia de posición $z_R(t)$ y un servocompensador robusto capaz de minimizar el error de seguimiento

$$e_1(t) = z(t) - z_R(t) \quad (4.1)$$

en presencia de oleaje irregular, así como ante la ocurrencia de fallas en los frenos.

El subsistema de ajuste de la referencia de posición requiere conocer la fuerza de excitación $F_w(t)$, para lo cual es necesario estimar dicha variable en tiempo real a partir de las mediciones de la elevación del oleaje $\eta_w(t)$ como se indicó en la Sección 2.4. Asimismo, el método para determinar $z_R(t)$ debe considerar la dinámica no lineal del WEC.

De acuerdo a lo indicado en la Sección 2.3 se supone el uso de una carga activa, por lo que la acción de control $u(t)$ es aplicada mediante la fuerza del generador $F_{gen}(t)$ como se muestra en la aproximación (2.40).

Con base en el planteamiento descrito, el esquema global propuesto corresponde al mostrado en la Fig. 4.1, donde el bloque del WEC incluye el modelo del sistema sujeto a fallas en los frenos, mientras que el bloque de ajuste de referencia calcula $z_R(t)$ procesando mediciones de $\eta_w(t)$. El bloque del servocompensador genera $u(t)$ como referencia para la fuerza del generador, y el bloque de diagnóstico de fallas es un subsistema de jerarquía superior que produce señales de síntoma relacionadas con las fallas procesando las mediciones disponibles, como se indica en el Capítulo 3.

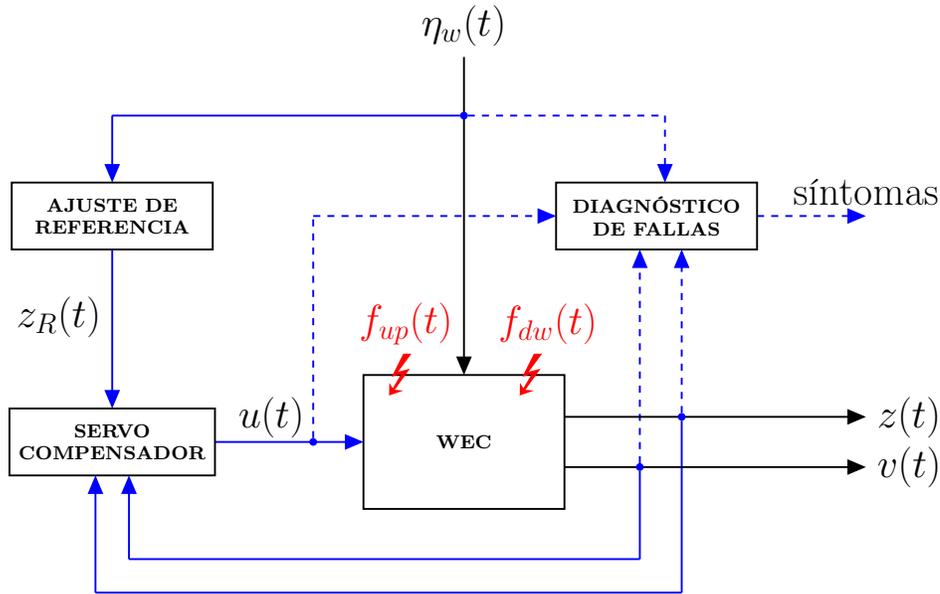


Fig. 4.1. Esquema del control de posición tolerante a fallas y diagnóstico del WEC

4.2. Diseño del Subsistema para Ajuste de Referencia

Falnes (2002) establece condiciones para la maximización de la energía capturada por el flotador de forma análoga al teorema de máxima transferencia de potencia para circuitos lineales con fuente sinusoidal, el cual es detallado en Desoer y Kuh (1969) (Sección 7.4). Así, establece condiciones de amplitud y fase las cuales pueden ser alcanzadas mediante un ajuste de impedancia mecánica del WEC, o mediante seguimiento a una referencia de velocidad para el flotador. Ambos enfoques son clasificados en Ringwood (2020) como complejo conjugado aproximado (ACC, *approximate complex conjugate*) y seguimiento de velocidad aproximado (AVT, *approximate velocity tracking*).

Dado que las condiciones planteadas por Falnes (2002) son válidas para flotadores con dinámica lineal bajo excitación monocromática, en este trabajo se plantea un procedimiento análogo contemplando el amortiguamiento no lineal presente en la dinámica del flotador descrita en la Sección 2.3. Para tal fin, se deduce una respuesta en frecuencia aproximada para obtener las condiciones de ajuste de impedancia mecánica mediante $u(t)$, lo que permite establecer condiciones sobre el movimiento del flotador para diseñar la señal de referencia para su posición. El procedimiento se muestra a continuación.

4.2.1. Formulación del Problema de Maximización de la Energía Convertida

A partir de (2.13) y (2.40), la potencia promedio durante un periodo T convertida por el flotador es

$$P = -\frac{1}{T} \int_T u(t)v(t) dt. \quad (4.2)$$

Bajo la suposición de régimen sinusoidal permanente con una fuerza de excitación dada por

$$F_w(t) = F \sin(\omega_p t) \quad (4.3)$$

con amplitud F y frecuencia angular $\omega_p = 2\pi/T$, se desea ajustar la impedancia mecánica del flotador mediante

$$u(t) = -k_u z(t) - b_u v(t) - \beta_u v(t)|v(t)|, \quad (4.4)$$

donde b_u y β_u ajustan el amortiguamiento del flotador, mientras que k_u complementa la fuerza de amortiguamiento $F_k(z(t))$ mediante el generador.

Considerando el modelo (2.42) y la ley de control (4.4), el sistema retroalimentado puede ser representado mediante el diagrama de bloques mostrado en la Fig. 4.2, donde la dinámica lineal en la ecuación de estado es agrupada en la función de transferencia

$$G(s) = \frac{s}{ms^2 + [H_r(s) + b_u]s + k} \quad (4.5)$$

donde $k = k_s + k_u$, con k_s dada por la aproximación lineal de la fuerza elástica (2.35), mientras que los términos no lineales son agrupados en la función

$$\psi(v(t)) = (\beta + \beta_u)v(t)|v(t)|. \quad (4.6)$$

De esta forma, el procedimiento propuesto para el ajuste de impedancia consiste en diseñar k , b_u , y β_u tal que P sea maximizada dada la respuesta en frecuencia aproximada del sistema retroalimentado mostrado en la Fig. 4.2. Para este fin, se utiliza el método de la

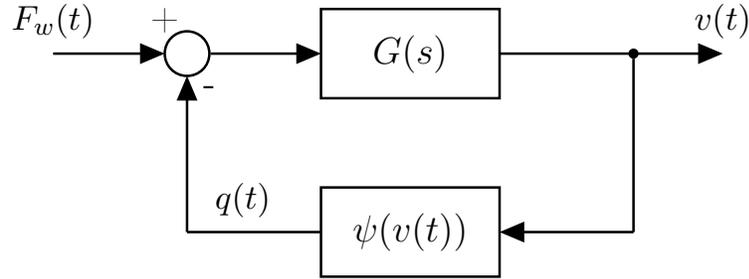


Fig. 4.2. Interconexión de la dinámica lineal y no lineal del flotador

función descriptiva (DFM, *describing function method*) explicado en Gelb y Vander Velde (1968) así como en Khalil (2002). La función descriptiva de $\psi(v(t))$ es determinada en la siguiente subsección para establecer la respuesta en frecuencia aproximada del WEC.

4.2.2. Respuesta en Frecuencia Aproximada del WEC

La suposición principal para obtener una aproximación de la función $\psi(v(t))$ consiste en que $G(s)$ es un filtro de banda estrecha alrededor de la frecuencia ω_p , atenuando considerablemente en el lazo los armónicos introducidos por el término no lineal. Así, para ω alrededor de ω_r , la velocidad en régimen sinusoidal permanente puede ser escrita como

$$v(t) \approx V \sin(\omega t + \varphi), \quad (4.7)$$

donde $V > 0$ representa la amplitud de la velocidad del flotador y φ su corrimiento de fase respecto a $F_w(t)$. Bajo esta condición, la señal a la salida del bloque no lineal resulta

$$q(t) = \sum_{i=0}^{\infty} Q_i \sin(i\omega t + \vartheta_i), \quad (4.8)$$

donde $Q_i \geq 0$ y ϑ_i son la amplitud y el corrimiento de fase del i -ésimo armónico de la representación en serie de Fourier de $q(t)$. La aproximación (4.7) contempla la suposición de $G(s)$ como un filtro de banda estrecha en torno a ω_r , lo que implica que sólo el primer armónico domina la respuesta del sistema. De esta forma, el término no lineal puede ser aproximado como

$$\psi(v(t)) \approx \Psi(V)v(t), \quad (4.9)$$

donde $\Psi(V)$ representa la función descriptiva de $\psi(v(t))$, la cual viene dada por

$$\begin{aligned}\Psi(V) &= \frac{2\omega}{\pi V} \int_0^{\frac{\pi}{\omega}} (\beta + \beta_u) V^2 \sin(\omega t - \varphi) |\sin(\omega t - \varphi)| \sin(\omega t) dt \\ &= \frac{8}{3\pi} (\beta + \beta_u) V.\end{aligned}\quad (4.10)$$

Con base en lo anterior, de la interconexión de $G(s)$ y $\Psi(V)$ las amplitudes V y F se relacionan mediante

$$\frac{V}{F} = \frac{\omega}{\sqrt{[k - m_T(\omega)\omega^2]^2 + \omega^2[b_T(\omega) + \frac{8}{3\pi}\beta_T V]^2}},\quad (4.11)$$

donde

$$\begin{aligned}m_T(\omega) &= m_f + M_r(\omega), \\ b_T(\omega) &= B_r(\omega) + b_u, \\ \beta_T &= \beta + \beta_u,\end{aligned}\quad (4.12)$$

con $M_r(\omega)$ y $B_r(\omega)$ definidos en la subsección 2.3.2, mientras que el corrimiento de fase está dado por

$$\varphi = \frac{\pi}{2} - \angle \left\{ k - m_T(\omega)\omega^2 + j\omega \left[b_T(\omega) + \frac{8}{3\pi}\beta_T V \right] \right\},\quad (4.13)$$

donde $\angle\phi$ corresponde a la fase del número complejo ϕ .

Manipulando (4.11) se obtiene

$$f(V) - F\omega = 0,\quad (4.14)$$

donde

$$f(V) = V \sqrt{[k - m_T(\omega)\omega^2]^2 + \omega^2 \left[b_T(\omega) + \frac{8}{3\pi}\beta_T V \right]^2}.\quad (4.15)$$

Dado que $\partial f(V)/\partial V > 0$ para todo $V > 0$ para cualquier conjunto de parámetros del sistema, $f(V)$ es una función monótona creciente en V que también satisface $f(0) = 0$ y

$f(V) \rightarrow \infty$ para $V \rightarrow \infty$. Estas propiedades permiten establecer que (4.14) tiene solución única positiva en V , la cual junto a φ define la respuesta en frecuencia aproximada del WEC.

Si bien el único valor positivo de V puede ser calculado de (4.14) mediante métodos numéricos para ecuaciones no lineales, se puede obtener una solución algebraica considerando la siguiente ecuación polinomial, obtenida de (4.11):

$$a_4V^4 + a_3V^3 + a_2V^2 + a_1V + a_0 = 0, \quad (4.16)$$

con

$$\begin{aligned} a_0 &= -\frac{9\pi^2}{64}F^2, \\ a_1 &= 0, \\ a_2 &= \left(\frac{9\pi^2}{64}\right) \frac{b_T^2(\omega)\omega^2 + [k - m_T(\omega)\omega^2]^2}{\omega^2}, \\ a_3 &= \frac{3\pi}{4}b_T(\omega)(\beta + \beta_u), \\ a_4 &= (\beta + \beta_u)^2. \end{aligned} \quad (4.17)$$

La ecuación (4.16) tiene cuatro posibles soluciones en V que dependen de los parámetros del sistema y de la fuerza de excitación, pero sólo la solución real positiva que también satisface (4.14) tiene significado físico. A pesar de que el procedimiento para obtener dicha solución puede ser complicado y extenso, los coeficientes en (4.17) resultan útiles para determinar las condiciones para maximizar P , como se muestra en la siguiente subsección.

4.2.3. Maximización de la Potencia Convertida

El punto de partida para maximizar la energía convertida consiste en determinar la potencia promedio convertida, P , en función de los parámetros a optimizar. Así, considerando la aproximación de la velocidad (4.7) y la ley de control (4.4), para $T = 2\pi/\omega$, P

puede ser expresada mediante

$$P \approx \frac{1}{2}b_u V^2 + \frac{4}{3\pi}\beta_u V^3. \quad (4.18)$$

A fin de implementar el ajuste de impedancia mecánica, la maximización de P es obtenida ajustando los coeficientes de elasticidad y amortiguamiento, lo que implica que se debe satisfacer la condición

$$\frac{\partial P}{\partial k} = 0, \quad \frac{\partial P}{\partial b_u} = 0, \quad \frac{\partial P}{\partial \beta_u} = 0. \quad (4.19)$$

Para el coeficiente de elasticidad k , por regla de la cadena se obtiene

$$\frac{\partial P}{\partial k} = \frac{\partial P}{\partial V} \frac{\partial V}{\partial k} = 0, \quad (4.20)$$

por lo que el conjunto de valores de k es obtenido de la condición

$$\frac{\partial V}{\partial k} = 0. \quad (4.21)$$

Para obtener el conjunto de valores de k que satisface (4.21) sin determinar $V > 0$ se toma en consideración el hecho enunciado a continuación.

Hecho 2 (Frank, 1978) Considere la ecuación polinomial de orden n

$$\sum_{i=0}^n a_i(\theta) V^i = 0, \quad (4.22)$$

donde cada coeficiente $a_i(\theta)$ es una función diferenciable respecto al conjunto de parámetros

$$\theta = [\theta_1 \ \cdots \ \theta_m]^\top. \quad (4.23)$$

Así, la derivada parcial de la l -ésima raíz de (4.22) respecto al q -ésimo parámetro θ_q está

dada por

$$\frac{\partial V_l}{\partial \theta_q} = - \frac{\sum_{i=0}^n \left(\frac{\partial a_i}{\partial \theta_q} \right) V_l^i}{\sum_{i=0}^n i a_i V_l^{i-1}}. \quad \blacksquare \quad (4.24)$$

De esta manera, del conjunto de coeficientes (4.17), se obtiene

$$\begin{aligned} \frac{\partial a_2}{\partial k} &= \left(\frac{9\pi^2}{32} \right) \frac{k - m_T(\omega)\omega^2}{\omega^2}, \\ \frac{\partial a_i}{\partial k} &= 0 \quad \text{para } i \neq 2, \end{aligned} \quad (4.25)$$

por lo que P se maximiza si

$$k = k_0 = m_T(\omega_p) \omega_p^2, \quad (4.26)$$

donde ω_p corresponde a la frecuencia del oleaje incidente. La condición (4.26) implica que ω_r debe ser sincronizada con ω_p , lo cual coincide con la condición de fase para maximización de la energía convertida establecida por Falnes (2002) para un flotador con dinámica lineal. Esta condición también coincide con el ajuste sugerido en Prado et al. (2006); Wu et al. (2008) para el WEC bajo estudio. Vale la pena destacar que el ajuste de k debe ser actualizado ante posibles variaciones de ω_p . En el caso de incidencia de oleaje irregular, ω_p pudiese representar la frecuencia dominante de la densidad espectral relacionada con un estado del mar cuasiestacionario. Bajo tal condición, el valor de V resulta

$$V|_{k=k_0} = \frac{-3\pi b_T(\omega_p) + \sqrt{9\pi^2 b_T^2(\omega_p) + 96\pi\beta_T F}}{16\beta_T}. \quad (4.27)$$

Por lo tanto, sustituyendo (4.27) en (4.18), la condición para maximizar P respecto a b_u y β_u está dada por

$$b_u = \frac{(2\beta - \beta_u)\sqrt{\pi B_r^2(\omega_p) + 8F\beta} + \sqrt{\pi} B_r(\omega_p)(\beta + \beta_u)}{3\beta\sqrt{\pi}}. \quad (4.28)$$

De la condición (4.28) se puede establecer lo siguiente:

- Si bien cualquier par de valores de b_u y β_u que satisface (4.28) maximiza P , única-

mente la selección

$$\beta_u = 2\beta \quad \text{y} \quad b_u = B_r(\omega_p), \quad (4.29)$$

arroja una ley de control $u(t)$ independiente de la amplitud de la fuerza de excitación F , la cual está relacionada con el estado marino. En general, el valor de F tiene cierto grado de incertidumbre, incluso en casos en los cuales la suposición de oleaje regular puede ser considerada confiable.

- Una ley de control que sólo contemple amortiguamiento lineal (es decir, $\beta_u = 0$) requiere estimar F para actualizar el valor de b_u . Tal estimación es también necesaria si se impone amortiguamiento lineal sobre el flotador asignando $\beta_u = -\beta$.

Así, el ajuste de impedancia para maximizar la energía convertida por el WEC viene dado por (4.26) y (4.29). Como se muestra en la siguiente subsección, el ajuste de impedancia mostrado es la base para definir una señal de referencia de posición para el flotador que contempla el amortiguamiento no lineal.

4.2.4. Señal de Referencia para la Posición del Flotador

Prado et al. (2006) indican que la resistencia de radiación del WEC bajo estudio tiene un valor despreciable (es decir, $B_r(\omega) \approx 0$). Así, considerando $k_u = 0$ y k_s ajustado de acuerdo a la condición (4.26), en presencia de oleaje regular de frecuencia ω_p se tiene que

$$m\dot{v}(t) \approx kz(t), \quad (4.30)$$

por lo que la dinámica del flotador se reduce a la relación estática

$$-(\beta + \beta_u)v(t)|v(t)| - b_uv(t) + F_w(t) = 0. \quad (4.31)$$

Si además β_u y b_u satisfacen la condición (4.29), se obtiene

$$-3\beta v(t)|v(t)| + F_w(t) = 0. \quad (4.32)$$

De esta forma, se determina que la velocidad del flotador que maximiza la captura de

energía, $v^*(t)$, resulta

$$v^*(t) = \left[\frac{F_w(t)}{3\beta} \right]^{\frac{1}{2}}, \quad (4.33)$$

donde $[\cdot]^q = \text{sgn}(\cdot)|\cdot|^q \forall q \in \mathfrak{R}$. Sin embargo, debido al operador $[\cdot]^{1/2}$ la derivada temporal de $v^*(t)$ definida en (4.33) no es acotada para $F_w(t) = 0$. Para evitar los inconvenientes que esto puede causar en la construcción de la señal de control requerida para el seguimiento robusto, en este trabajo se sugiere determinar $v^*(t)$ utilizando una aproximación suave de $[\cdot]^{1/2}$ dada por

$$[\zeta(t)]^{1/2} \approx \sum_{i=1}^N A_i \cos\left(\frac{\pi}{\zeta_M} \zeta(t) - \psi_i\right) \quad \text{para} \quad -\zeta_M \leq \zeta(t) \leq \zeta_M, \quad (4.34)$$

con

$$\zeta(t) = \frac{F_w(t)}{3\beta},$$

donde A_i y ψ_i corresponden a las amplitudes y fases de los armónicos de la serie de Fourier de $[\zeta(t)]^{1/2}$ dentro del intervalo $-\zeta_M \leq \zeta(t) \leq \zeta_M$.

El uso de un servocompensador que permita imponer $v^*(t)$ al flotador mediante $u(t)$ evita la necesidad de ajustar k ante variaciones de la frecuencia del oleaje incidente. Si bien $v^*(t)$ maximiza la energía convertida en presencia de oleaje regular, se puede considerar que ofrece una buena aproximación en presencia de oleaje irregular caracterizado por una frecuencia dominante y ancho de banda estrecho, como en el caso del espectro JONSWAP representado en la Fig. 2.3.

Adicionalmente, a partir de las mediciones de elevación del oleaje sobre el flotador, $\eta_w(t)$, se utiliza la estimación en tiempo real de la fuerza de excitación, $\hat{F}_w(t)$, dada por (2.48). Así, la señal de referencia para la posición del flotador es definida mediante

$$z_R(t) = z^*(t) - \bar{z}^*, \quad (4.35)$$

donde

$$z^*(t) = \int_0^t v^*(\tau) d\tau \quad (4.36)$$

adecúa $\dot{z}_R(t)$ de acuerdo a (4.33), con la aproximación (4.34), y \bar{z}^* es una estimación de

promedio móvil de $z^*(t)$, a fin de buscar que el movimiento del flotador sea entorno a la posición media de la estructura $z = 0$.

4.3. Diseño del Servocompensador

A fin de garantizar seguimiento robusto a la señal de referencia en presencia de oleaje irregular. así como en condición de falla en los frenos, en este trabajo se contempla el principio de modelo interno (IMP, *internal model principle*) en el lazo de retroalimentación. El diseño de servocompensadores de acuerdo a dicho principio ha sido desarrollada en trabajos como Davison y Ferguson (1981); Francis y Wonham (1976); Khalil (2000); Serrani et al. (2001), y Wieland et al. (2011), entre otros. La principal ventaja de dichos controladores radica en la obtención de un seguimiento robusto si la dinámica de la señal de referencia y las perturbaciones son conocidas. No obstante, en lo referente al movimiento del flotador se requiere compensadores de alto orden para dar seguimiento a una referencia asociada al oleaje irregular.

El problema de seguimiento robusto para el WEC excitado por oleaje irregular en presencia de fallas es abordado en este trabajo mediante el servocompensador no lineal (NSC, *nonlinear servocompensator*) recientemente introducido en Moreno (2020), el cual posee una estructura simple que provee seguimiento robusto en presencia de incertidumbre del modelo de la planta y perturbaciones. Dicho desempeño es alcanzado obteniendo una señal de control continua a partir de una señal discontinua con una estructura realimentada simple que generaliza el IMP para una clase de señales. Las condiciones para la existencia de este control, clasificado como un control tolerante a fallas pasivo (PFTC, *passive fault-tolerant control*) debido a su robustez en presencia de fallas, se muestran en la subsección 4.3.1, mientras que su aplicabilidad al WEC contemplado en el estudio es determinada en la subsección 4.3.2.

4.3.1. Servocompensador No Lineal (NSC)

El NSC introducido en Moreno (2020) (denominado en dicho trabajo como un PID discontinuo) tiene como base la teoría de sistemas \mathbf{r} -homogéneos, aprovechando propiedades

de estabilidad de los mismos. A fin de identificar tales sistemas, dado un vector $x \in \mathfrak{R}^n$ el operador de dilatación $\Delta_\varepsilon^{\mathbf{r}}$ es definido para todo $\varepsilon > 0$ mediante

$$\Delta_\varepsilon^{\mathbf{r}}x = [\varepsilon^{r_1} x_1 \quad \cdots \quad \varepsilon^{r_n} x_n]^\top, \quad (4.37)$$

donde $\mathbf{r} = [r_1 \quad \cdots \quad r_n]$ con $r_i > 0$ es denominado *vector de pesos*. Así, un campo vectorial $f : \mathfrak{R}^n \rightarrow \mathfrak{R}^n$ es clasificado como \mathbf{r} -homogéneo de grado $\ell \in \mathfrak{R}$ si satisface la relación

$$f(\Delta_\varepsilon^{\mathbf{r}}x) = \varepsilon^\ell \Delta_\varepsilon^{\mathbf{r}}f(x). \quad (4.38)$$

De forma análoga, una función $V : \mathfrak{R}^n \rightarrow \mathfrak{R}$ es \mathbf{r} -homogénea de grado $\ell \in \mathfrak{R}$ si $V(\Delta_\varepsilon^{\mathbf{r}}x) = \varepsilon^\ell \Delta_\varepsilon^{\mathbf{r}}V(x)$.

Así, una propiedad importante de un sistema $\dot{x}(t) = f(x(t))$ \mathbf{r} -homogéneo de grado ℓ (es decir, en el que $f(\cdot)$ satisface (4.38)) radica en que la estabilidad local del punto de equilibrio implica estabilidad global del mismo. Más aún, si $\ell < 0$ la estabilidad asintótica implica estabilidad en tiempo finito (Bernuau et al., 2014). Con base en lo anterior, el NSC propuesto por Moreno (2020) es definido de acuerdo al siguiente teorema.

Teorema 1 (Moreno, 2020)

Considere un sistema de la forma

$$\begin{aligned} \dot{x}(t) &= f(x(t), \theta, d(t)) + g(x(t), \theta, d(t))u(t), \\ y(t) &= h(x(t), \theta), \\ e_1(t) &= y(t) - y_R(t), \end{aligned} \quad (4.39)$$

donde $x(t) \in \mathfrak{R}^n$ es el vector de estado, $u(t) \in \mathfrak{R}$ es la entrada de control, $y(t) \in \mathfrak{R}$ es la salida medida, $d(t) \in \mathfrak{R}^p$ es una entrada de perturbación variante en tiempo, $e_1(t) \in \mathfrak{R}$ es el error de seguimiento, y θ es un vector de parámetros desconocidos perteneciente a un conjunto compacto. Asimismo, las funciones $f(\cdot)$, $g(\cdot)$, y $h(\cdot)$ dependen de forma continua de θ y son suficientemente suaves en $x(t)$ y $d(t)$ para cada θ . Así, dado

$e(t) = [e_1(t) \ \dot{e}_1(t) \ \cdots \ e_1^{(r-1)}(t)]^\top$, sea

$$\begin{aligned}\dot{\zeta}(t) &= \phi_0(\zeta(t), e(t), \mu(t), \theta), \\ \dot{e}_i(t) &= e_{i+1}(t), \quad 1 \leq i \leq r-1, \\ \dot{e}_r(t) &= b_0(\zeta(t), e(t), \mu(t), \theta) + a_0(\zeta(t), e(t), \mu(t), \theta)u(t)\end{aligned}\tag{4.40}$$

el modelo de error de (4.39) con grado relativo r , donde $\zeta(t) \in \mathfrak{R}^{n-r}$ está asociado a la dinámica interna del sistema, $a_0(\zeta(t), e(t), \mu(t), \theta)$ y $b_0(\zeta(t), e(t), \mu(t), \theta)$ son funciones del vector de incertidumbre θ y los vectores acotados $\mu(t)$ y $e(t)$, los cuales contienen señales de seguimiento y perturbaciones así como sus derivadas en tiempo.

Bajo estas condiciones, el sistema (4.39) con la ley de control

$$\begin{aligned}u(t) &= -k_1 [e_1(t) + k_2 [e_2(t)]^{\frac{3}{2}}]^{\frac{1}{3}} - k_3 \sigma(t), \\ \dot{\sigma}(t) &= [e_1(t)]^0,\end{aligned}\tag{4.41}$$

donde $[\cdot]^q = \text{sgn}(\cdot) |\cdot|^q$ para $q \in \mathfrak{R}$, alcanza $e(t) = 0$ en tiempo finito dadas las ganancias k_1, k_2, k_3 apropiadamente asignadas, si se satisfacen las siguientes suposiciones:

S1: El grado relativo es $r = 2$ y el vector de error $e(t) = [e_1(t) \ e_2(t)]^\top$ es conocido.

S2: El subsistema $\dot{\zeta}(t) = \phi_0(\zeta(t), 0, \mu(t), \theta)$ tiene trayectorias acotadas para entradas acotadas $(\mu(t), \theta)$.

S3: La función $a_0(\zeta(t), e(t), \mu(t), \theta)$ es acotada y mantiene su signo para cualquier valor de $\zeta(t)$, $e(t)$, $\mu(t)$ y θ .

S4: La derivada temporal de la función

$$\varphi(\zeta(t), e(t), \mu(t), \theta) = \frac{b_0(\zeta(t), e(t), \mu(t), \theta)}{a_0(\zeta(t), e(t), \mu(t), \theta)}\tag{4.42}$$

es acotada, es decir $|\dot{\varphi}(\zeta(t), e(t), \mu(t), \theta)| \leq L$ para algún $L \in \mathfrak{R}^+$. ■

La demostración del teorema está dada por Moreno (2020), verificando que el único punto de equilibrio del sistema retroalimentado es $e_1 = 0, e_2 = 0$ si $k_3 > L$. Asimismo,

utilizando el teorema de Lyapunov para inclusiones diferenciales, dicho trabajo muestra que la estabilidad asintótica del punto de equilibrio se está sujeta a los valores de k_1 y k_2 , lo que permite establecer criterios de ajuste para dichas ganancias. La demostración contempla que el sistema retroalimentado bajo tales condiciones es \mathbf{r} -homogéneo de grado negativo ($\ell = -1$ para $\mathbf{r} = [3 \ 2 \ 1]^\top$) por lo que la estabilidad asintótica implica estabilidad en tiempo finito, como se indicó previamente.

Para el controlador (4.41), la estructura del servocompensador es representada en la Fig. 4.3.

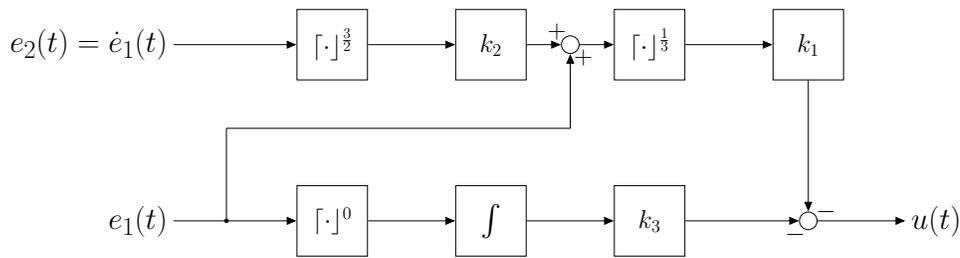


Fig. 4.3. Estructura del servocompensador no lineal

4.3.2. Aplicabilidad del NSC al WEC

El NSC descrito puede ser utilizado para el diseño de un control robusto para la posición del flotador del WEC, ya que la dinámica del mismo satisface las suposiciones del Teorema 1 como se muestra a continuación.

Dados el error de seguimiento de posición y su derivada,

$$\begin{aligned} e_1(t) &= z(t) - z_R(t), \\ e_2(t) &= v(t) - \dot{z}_R(t), \end{aligned} \tag{4.43}$$

a partir de (2.11) se obtiene el modelo de error

$$\begin{aligned} \dot{e}_1(t) &= e_2(t), \\ \dot{e}_2(t) &= b_0(t) + a_0 u(t) \end{aligned} \tag{4.44}$$

con

$$a_0 = \frac{1}{m}, \quad (4.45)$$

$$b_0(t) = \frac{1}{m} \left\{ F_k(z(t)) - \beta[v(t)]^2 [1 + f_{up}(t)H(v(t)) + f_{dw}(t)H(-v(t))] + F_w(t) \right\} - \ddot{z}_R(t). \quad (4.46)$$

Se puede notar así que $\dot{e}_2(t) = \ddot{e}_1(t)$ es la derivada de menor orden de $e_1(t)$ afectada directamente por la entrada de control $u(t)$, por lo que se obtiene $r = 2$ como el grado relativo del sistema (4.44) asignando $e_1(t)$ como salida. Además, $e_1(t)$ y $e_2(t)$ están disponibles ya que $z(t)$ y $v(t)$ son variables medidas, mientras que la señal de referencia $z_R(t)$ y sus derivadas son determinadas por el bloque de ajuste de referencia. Por lo tanto, *A1* se satisface.

En tanto el sistema es completamente descrito por (4.44), no se contempla dinámica interna, por lo que no es necesario contemplar *A2*. Asimismo, de (4.45) se puede observar que a_0 corresponde a un parámetro constante de signo bien definido, por lo que *A3* se satisface.

Adicionalmente, la suposición *A4* se satisface debido a que la función

$$\dot{\varphi}(t) = \frac{\dot{b}_0(t)}{a_0} \quad (4.47)$$

es acotada tanto en condición normal como en presencia de fallas en los frenos, como se muestra a continuación.

Considerando (2.58) y (4.46), se puede reescribir $b_0(t)$ como

$$b_0(t) = b_0^N(t) + \frac{1}{m} \Delta_f(t), \quad (4.48)$$

donde $\Delta_f(t)$ es la desviación de la fuerza de amortiguamiento causada por las fallas, y

$$b_0^N(t) = \frac{1}{m} \left\{ F_k(z(t)) - \beta[v(t)]^2 + F_w(t) \right\} - \ddot{z}_R(t) \quad (4.49)$$

representa la evolución transitoria de $b_0(t)$ en condición nominal, cuya derivada en tiempo viene dada por

$$\dot{b}_0^N(t) = \frac{1}{m} \left\{ \frac{\partial F_k(t)}{\partial z} v(t) - 2\beta |v(t)| \dot{v}(t) + \dot{F}_w(t) \right\} - \ddot{z}_R(t). \quad (4.50)$$

Como se puede notar en (2.18), $F_w(t)$ y sus derivadas son acotadas. Asimismo, el término $\beta |v(t)| \dot{v}(t)$ también es acotado en tanto es definido por la velocidad y la aceleración del flotador, que son señales acotadas. Además,

$$\begin{aligned} \frac{\partial F_k(t)}{\partial z} = & S_f \rho g - S_n^2 p_n^0 \gamma \frac{(V_n^0)^{\gamma-1}}{(V_{n0} - S_n z(t))^{\gamma+1}} \\ & - S_f^2 p_a^0 \gamma \frac{(V_a^0)^{\gamma-1}}{(V_{a0} - S_f h_w + S_f z(t))^{\gamma+1}} \end{aligned} \quad (4.51)$$

es también acotada ya que los términos $(V_{n0} - S_n z(t))$ y $(V_{a0} - S_f h_w + S_f z(t))$ sólo toman valores positivos dado el movimiento del flotador dentro de los límites impuestos por la estructura física del WEC. De igual forma, $\ddot{z}_R(t)$ es una función acotada del tiempo debido a su relación con la función suave (4.34). Así, se puede establecer que $\dot{b}_0^N(t)$ es acotado.

En lo referente a la presencia de fallas en los frenos modelados por (2.57), dado que $[v(t)]^2 \delta(v(t)) = 0$ (Dirac, 1981), se obtiene

$$\begin{aligned} \dot{b}_0(t) = & \dot{b}_0^N(t) - 2 \frac{\beta}{m} |v(t)| \dot{v}(t) \left\{ f_{up}(t) H(v(t)) + f_{dw}(t) H(-v(t)) \right\} \\ & - \frac{\beta}{m} [v(t)]^2 \left\{ \dot{f}_{up}(t) H(v(t)) + \dot{f}_{dw}(t) H(-v(t)) \right\}, \end{aligned} \quad (4.52)$$

la cual es acotada ya que $f_{up}(t)$ y $f_{dw}(t)$ se relacionan con el desgaste gradual de los frenos mostrado en (2.55) y (2.56).

Se puede establecer entonces que el sistema en condición nominal y en condición de falla satisface $A4$, lo cual implica que

$$|\dot{\varphi}(t)| = \left| m \dot{b}_0^N(t) + \dot{\Delta}_f(t) \right| < L \quad (4.53)$$

para algún $L > 0$ sujeto a los parámetros físicos del WEC, así como la velocidad de

desgaste de los frenos.

En tanto las suposiciones del Teorema 1 se satisfacen para el WEC contemplado en este estudio, se puede establecer el siguiente hecho para describir el diseño del NSC.

Hecho 3 *Dada la dinámica del WEC (2.42) con desviación de amortiguamiento $\Delta_f(t)$ descrita por (2.58) en condición de falla, y sea $z_R(t)$ la señal de seguimiento de posición con derivadas acotadas hasta tercer orden, con $e_1(t)$ y $e_2(t)$ el error de posición y su derivada, se tiene el sistema realimentado con la ley de control*

$$\begin{aligned} u(t) &= -k_1 [e_1(t) + k_2 [e_2(t)]^{\frac{3}{2}}]^{\frac{1}{3}} - k_3 \sigma(t), \\ \dot{\sigma}(t) &= [e_1(t)]^0 \end{aligned} \quad (4.54)$$

alcanza convergencia al origen $[e_1(t) \ e_2(t)]^\top = 0$ en tiempo finito, si se asignan valores apropiados a las ganancias k_1, k_2, k_3 dado

$$L > \left| \frac{\partial F_k(t)}{\partial z} v(t) - 2\beta |v(t)| \dot{v}(t) + \dot{F}_w(t) - m \ddot{z}_R(t) + \dot{\Delta}_f(t) \right|. \quad (4.55)$$

■

El Hecho 3 implica que el valor de L , y en consecuencia los valores de las ganancias k_1, k_2 , y k_3 , están sujetos a los valores del modelo del WEC.

De esta manera, el criterio utilizado en este trabajo para ajustar las ganancias del servocompensador es descrito mediante los pasos siguientes:

Paso 1: Asignar $k_3 > L$, donde L satisface (4.55).

Paso 2: Asignar $k_1 \gg k_3$.

Paso 3: Asignar $k_2 > 0$ tal que

$$\gamma_1 > k_2^{-\frac{2}{3}}, \quad (4.56)$$

$$\frac{3}{5} \gamma_1 |\zeta_1|^{\frac{5}{3}} + \zeta_1 \zeta_2 + \frac{2}{5} k_2 |\zeta_2|^{\frac{5}{2}} + \frac{1}{5} |\zeta_3|^5 > 0, \quad (4.57)$$

con $\gamma_1 \in \mathbb{R}^+, \zeta_i \in \mathbb{R}, i = \{1, 2, 3\}$.

4.4. Validación del Sistema de Diagnóstico y Control Tolerante

A fin de validar el esquema propuesto se realizan diversos análisis en simulaciones. En primer lugar, las propiedades de seguimiento del NSC son comparadas con un servocompensador lineal (LSC). En el segundo experimento se contemplan los escenarios de fallas sobre los frenos inferiores y superiores descritos en la Sección 3.2.4. Finalmente, se analiza el desempeño del subsistema de diagnóstico del sistema con el NSC en presencia de las condiciones de falla simuladas.

4.4.1. Configuración de la Simulación

Las simulaciones fueron realizadas en MATLAB[®]/Simulink[®] (MATLAB, 2018), ajustando los parámetros del WEC de acuerdo a lo indicado en el Apéndice C. Se consideró una carga activa conectada al generador como se indica en (2.40), lo que permite la implementación del NSC para controlar el movimiento del flotador.

Para el ajuste del NSC se asignaron las ganancias $k_1 = 9.28$, $k_2 = 1.58$, y $k_3 = 5$ de acuerdo al procedimiento compuesto por los pasos indicados en la Sección 4.3. Para el cálculo de la señal de referencia para la posición se utilizó una estimación en tiempo real de la fuerza de excitación, $\hat{F}_w(t)$, dada por (2.48) con un horizonte de predicción $t_c = 3$ s. El sistema de diagnóstico fue configurado la manera indicada en la subsección 3.2.4.

4.4.2. Validación del Seguimiento en Condición Nominal

Las propiedades de seguimiento robusto del NSC propuesto fueron comparadas con un servocompensador lineal (LSC). Siguiendo el procedimiento descrito en el capítulo 5 de Doyle et al. (1990) para el diseño de controladores estabilizantes, utilizando una aproximación lineal del modelo del flotador en torno a $z = 0$ el LSC fue diseñado para seguimiento de señales sinusoidales de frecuencia $\omega_P = 2\pi/10$ rad/s, la cual es la dominante en el espectro de potencia del oleaje irregular contemplado.

A partir de la función descriptiva del amortiguamiento del flotador dada por (4.10), la

aproximación del amortiguamiento producido por los frenos,

$$F_b(v(t)) \approx -bv, \quad (4.58)$$

es realizada de acuerdo al coeficiente

$$b = \frac{8}{3\pi}V, \quad (4.59)$$

donde V representa la amplitud de la velocidad del flotador bajo la suposición de fuerza de excitación monocromática de amplitud de 0.9 MN. Asimismo, la fuerza elástica total sobre el flotador es aproximada mediante

$$F_k(z(t)) = -k_s z(t), \quad (4.60)$$

donde k_s es determinado a partir de (2.35). De esta forma, el modelo lineal del WEC puede ser representado mediante la ecuación de estado

$$\begin{aligned} \dot{z}(t) &= v(t), \\ \dot{v}(t) &= \frac{1}{m} \left\{ -k_s z(t) - bv(t) + u(t) + F_w(t) \right\}. \end{aligned} \quad (4.61)$$

De esta forma, la función de transferencia que relaciona la posición del flotador con la señal de control viene dada por

$$\frac{Z(s)}{U(s)} = \frac{1}{ms^2 + bs + k_s}, \quad (4.62)$$

donde $Z(s) = \mathcal{L}\{z(t)\}$ y $U(s) = \mathcal{L}\{u(t)\}$.

A partir de la parametrización de controladores estabilizantes mostrada en Doyle et al. (1990), dados los valores de los parámetros del modelo del flotador, el LSC es descrito mediante la función de transferencia

$$G_{\text{LSC}}(s) = -7.36 \times 10^6 \frac{(s - 0.04)(s^2 + 1.23s + 0.39)}{(s + 11.23)(s^2 + 0.39)}, \quad (4.63)$$

y su entrada corresponde al error de posición $e_1(t)$. Nótese que $G_{LSC}(s)$ contiene el modelo interno de la fuerza de excitación suponiendo la misma como una señal monocromática de frecuencia angular $2\pi/10$ rad/s.

La comparación entre el NSC y el LSC es realizada mostrando los errores de seguimiento de posición y velocidad, $e_1(t)$ y $e_2(t)$, así como la energía convertida $E_{WEC}(t)$. La evolución transitoria de estas variables se muestra en la Fig. 4.4.

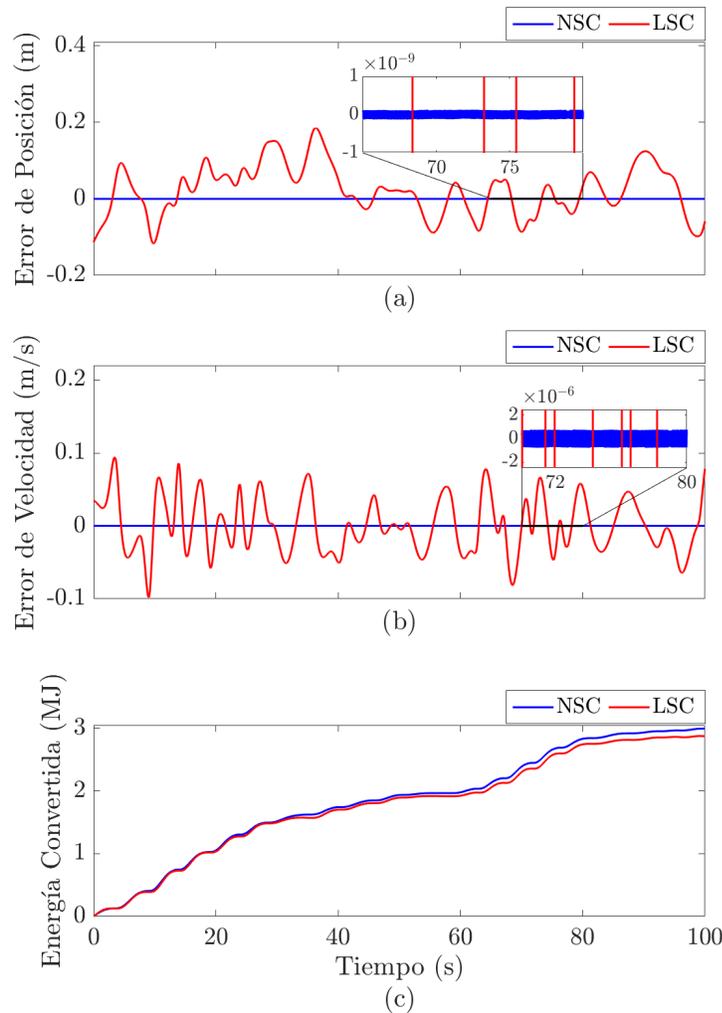


Fig. 4.4. Evolución transitoria de los errores de seguimiento de (a) posición y (b) velocidad, así como (c) la energía convertida utilizando un LSC y el NSC propuesto

Los resultados muestran que el uso de ambos controladores en el WEC logran incrementar la energía convertida respecto al WEC sin control (con carga pasiva) reportado en la subsección 3.2.4 (Fig. 3.5). En el caso particular del NSC, se obtiene posición y velocidad

del flotador mas cercanas a sus valores deseados, además de ofrecer una mayor cantidad de energía convertida durante el tiempo de simulación.

4.4.3. Desempeño del Esquema de Control Tolerante a Fallas y Diagnóstico

La evolución transitoria de las variables principales del sistema de control durante 100 s de los experimentos se muestra en la Fig. 4.5. Los escenarios simulados son mostrados como referencia en la Fig. 4.5e. Las variables en la Fig. 4.5a corresponden a la posición del flotador y la referencia $z_R(t)$, mientras que en la Fig. 4.5b se muestra la velocidad del flotador y $\dot{z}_R(t)$ tanto en condición nominal como en condiciones de falla. Se alcanza un desempeño robusto del controlador en tanto ambos errores son despreciables en presencia de oleaje irregular así como en los escenarios de falla. Los datos numéricos muestran errores de seguimiento de orden inferior a 10^{-4} .

La fuerza del generador y la energía convertida en condición nominal y en los escenarios de falla se muestran en la Fig. 4.5c y la Fig. 4.5d, respectivamente. Se observa que la reducción del amortiguamiento causada por las fallas en los frenos produce un incremento en la fuerza del generador y en la energía convertida. No obstante, este aparente beneficio implica riesgos de seguridad de la estructura, en tanto el flotador continua en operación sin ninguna alerta. De esta forma, este experimento muestra que, a pesar del seguimiento robusto, se mantiene la necesidad de un sistema de diagnostico capaz de alertar la presencia de fallas al operador, como se indicó en la subsección 3.2.4.

Como un experimento complementario, los valores de energía convertida $E_{WEC}(t)$ fueron determinados en simulaciones bajo la suposición de conocimiento de $F_w(t)$ para el cálculo de $z_R(t)$, así como utilizando la estimación $\hat{F}_w(t)$ dada por (2.48). Los resultados son indicados en la Tabla 4.1 para el escenario nominal y los escenarios de falla, mostrando que el uso de $\hat{F}_w(t)$ tiene un efecto despreciable sobre el desempeño del sistema respecto a lo obtenido bajo la suposición ideal de $F_w(t)$ conocida.

En lo referente al diagnóstico de fallas, los resultados mostrados en las Fig. 4.6 y 4.7 muestran que el NSC no afecta en modo considerable el desempeño del subsistema de

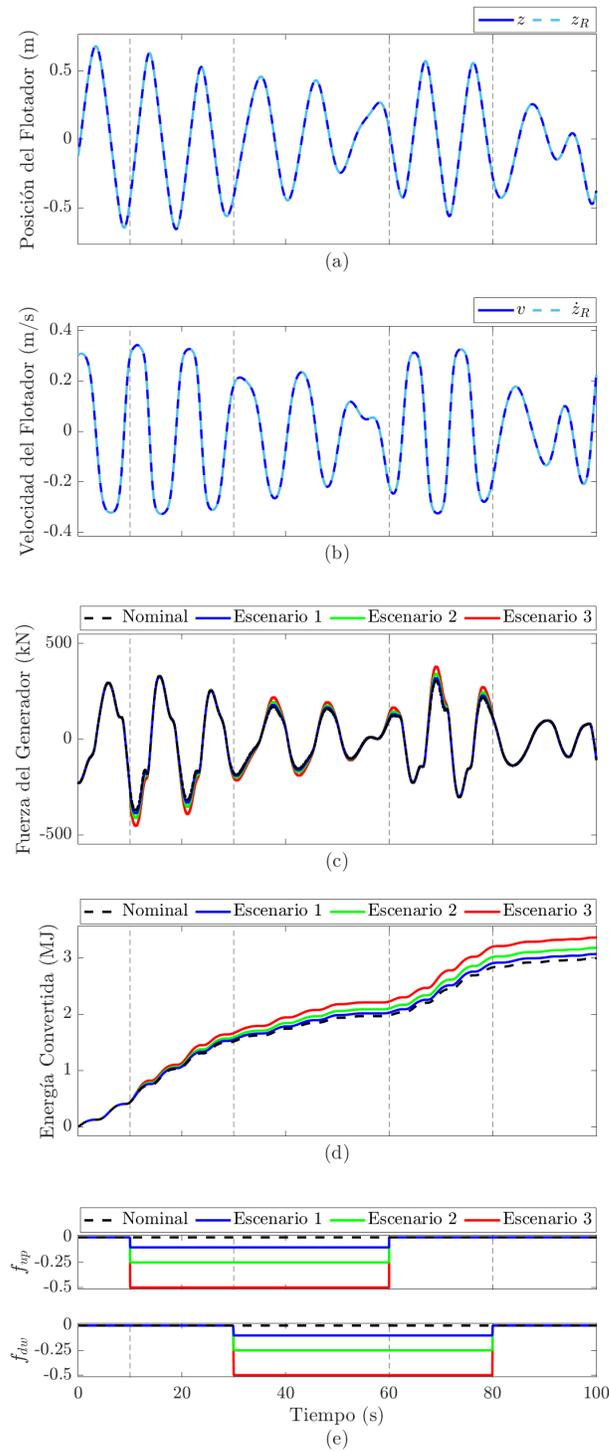


Fig. 4.5. Evolución transitoria de la (a) posición, (b) velocidad, (c) fuerza del generador, y (d) energía convertida en presencia de los escenarios de falla mostrados en (e)

Tabla 4.1: Energía convertida con señal de referencia basada en fuerza de excitación conocida y fuerza de excitación estimada

	Nominal	Escenario 1	Escenario 2	Escenario 3
$E_{WEC}(100)$ (MJ) evaluada con $F_w(t)$	2.99	3.07	3.18	3.38
$E_{WEC}(100)$ (MJ) evaluada con $\hat{F}_w(t)$	2.95	3.04	3.17	3.37

diagnóstico, en tanto éste resulta similar al obtenido con carga pasiva (sin controlador) mostrado en las Fig. 3.6 y 3.7 en la subsección 3.2.4.

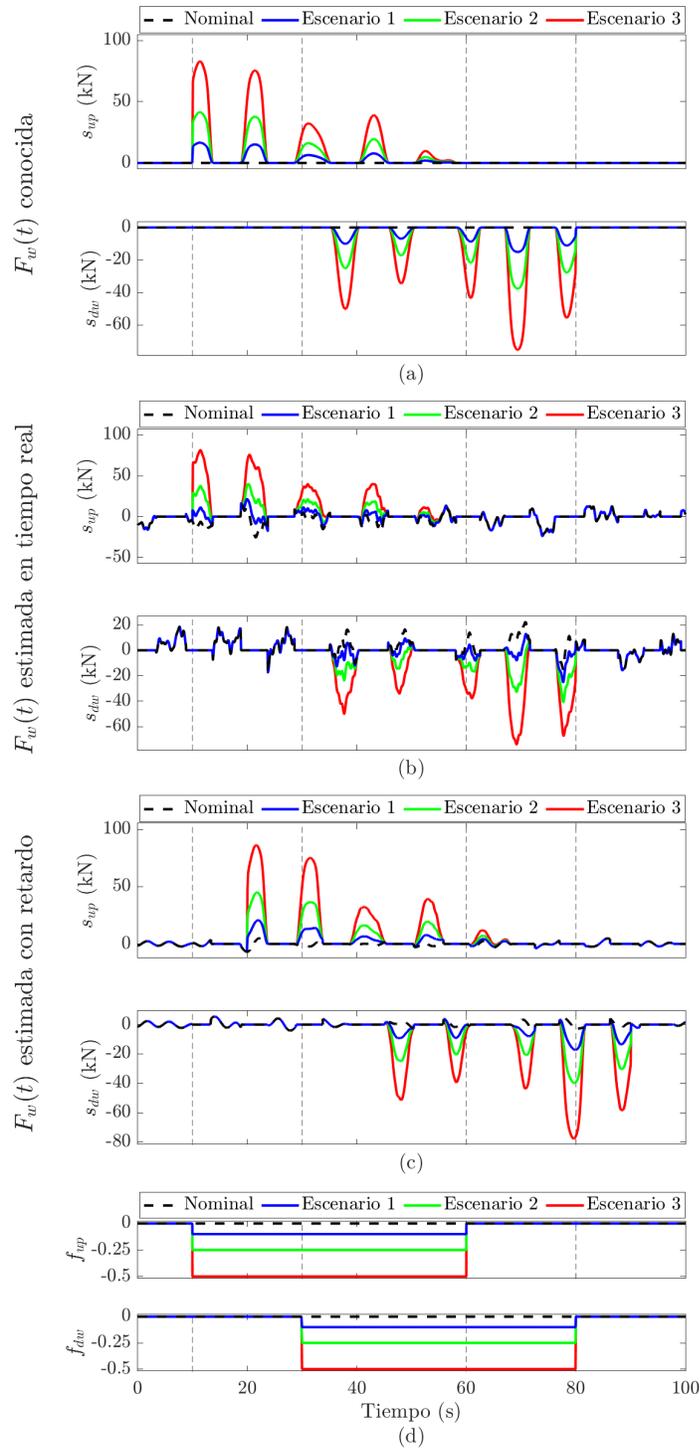


Fig. 4.6. Evolución transitoria de las señales de síntoma asumiendo la fuerza de excitación (a) conocida, (b) estimada en tiempo real, y (c) estimada con retardo. Los escenarios de falla se muestran en (d)

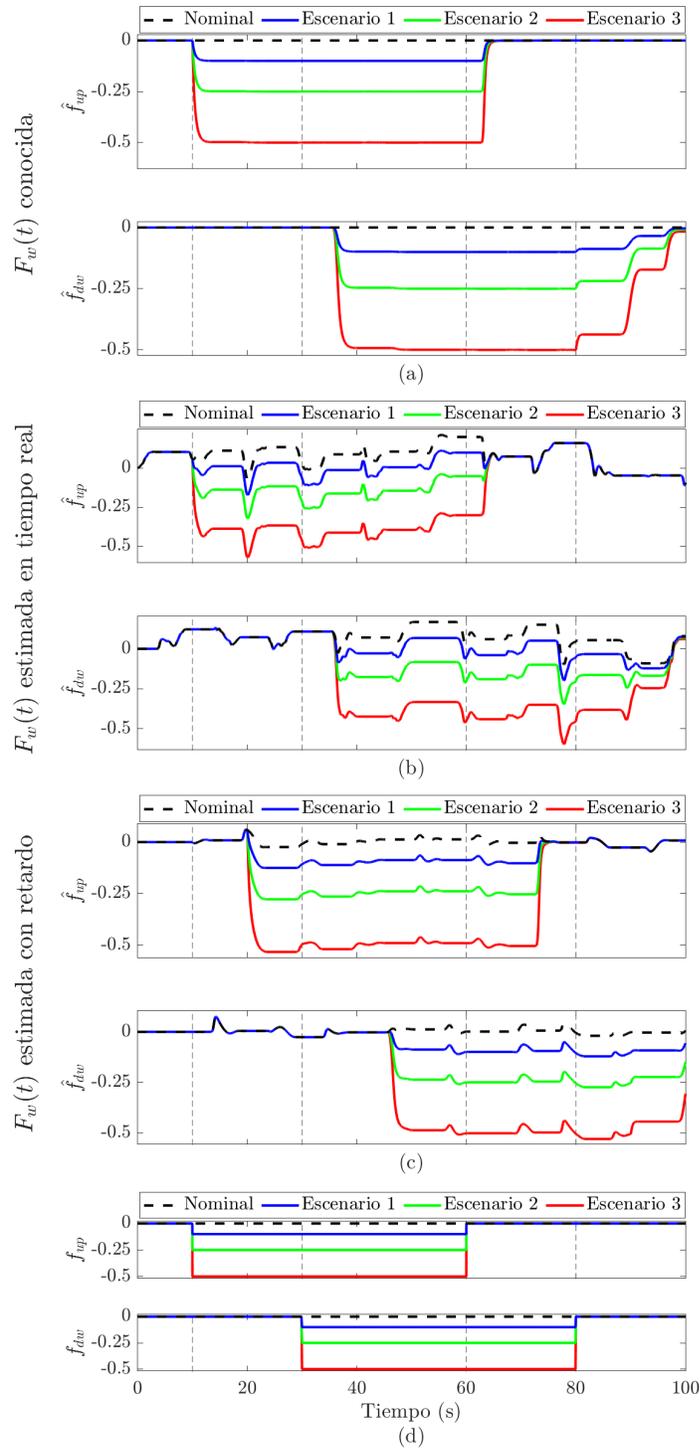


Fig. 4.7. Estimación de las fallas en los frenos asumiendo la fuerza de excitación (a) conocida, (b) estimada en tiempo real, y (c) estimada con retardo. Los escenarios de falla se muestran en (d)

4.5. Comentarios

Lo mostrado en este capítulo establece que el servocompensador no lineal implementado actúa como un control tolerante a fallas pasivo para un convertidor de energía de olas, sin incidir sobre el diagnóstico de fallas en los frenos causadas por desgaste gradual. Los resultados de las simulaciones en presencia de fallas activadas mediante una función escalón, que representan un caso extremo, muestran un desempeño satisfactorio de la solución propuesta. Dichos resultados también confirman que un grado bajo de incertidumbre en la estimación de la fuerza de excitación tiene un efecto despreciable sobre la energía convertida.

La principal ventaja del esquema propuesto radica en la capacidad de diseñar por separado el control tolerante y el diagnóstico. El primero resulta robusto a las fallas en los frenos y es capaz de garantizar seguimiento a la referencia de posición en presencia de oleaje irregular, sin afectar la sensibilidad del subsistema de diagnóstico a las fallas en los frenos. Además, el servocompensador no lineal no requiere un modelo detallado de las fallas para preservar su desempeño.

El procedimiento de diseño del servocompensador no lineal muestra que deben satisfacerse las condiciones de grado relativo y los límites de las incertidumbres. Asimismo, un aspecto a contemplar en el diseño de la señal de seguimiento es la obtención de estimaciones fiables de la fuerza de excitación.

Capítulo 5

Conclusiones

El trabajo realizado en este proyecto de investigación muestra que el servocompensador no lineal implementado puede actuar como un control pasivo tolerante a fallas en los frenos de un convertidor de energía de olas sin afectar el diagnóstico, dado en este caso por los síntomas asociados a la desviación de la fuerza de amortiguamiento y la estimación de magnitud de las fallas. Los resultados en simulación utilizando fallas escalón, consideradas como un caso extremo respecto al desgaste gradual de los frenos, mostraron la robustez del seguimiento a la señal de referencia de posición vinculada al oleaje irregular y un diagnóstico adecuado de fallas de distinta magnitud.

En lo referente al desempeño del servocompensador, vale la pena destacar que los resultados mostraron que un bajo nivel de incertidumbre en la estimación de la fuerza de excitación tiene un efecto despreciable en la cantidad de energía convertida. Esto es atribuido al comportamiento del sistema de control retroalimentado como filtro pasabanda, en el cual la distorsión introducida por la incertidumbre en la estimación mencionada tiene un efecto similar al ruido de alta frecuencia.

En lo referente al subsistema diagnóstico, el análisis estructural determinó la detectabilidad estructural de todas las fallas consideradas, así como la importancia de la fiabilidad de la medición de la elevación del oleaje. Dicho análisis también estableció que las fallas en los subsistemas de frenos superiores e inferiores no son estructuralmente aislables entre sí. No obstante, tomando en consideración la relación entre la desviación de la fuerza de amortiguamiento y el signo de la velocidad del flotador, se logró aislar las fallas en los fre-

nos mediante señales de síntoma procesando las estimaciones obtenidas de un observador de entradas desconocidas, incluso en escenarios en los que se simuló la acción de ambas fallas de forma simultánea. Asimismo, mediante procesamiento adicional de las señales de síntoma con un filtro de Kalman, se logró estimar la magnitud de ambas fallas.

Otro aspecto destacable del diagnóstico es que se logró mejorar su precisión utilizando mediciones y estimaciones retardadas. Esta solución permite prescindir de las predicciones de la elevación del oleaje requeridas para la estimación en tiempo real de la fuerza de excitación. Dado que el tiempo de retardo necesitado es considerablemente menor a los tiempos de operación habituales del convertidor, el subsistema de diagnóstico es capaz de generar alertas tempranas que indiquen al operador la necesidad de desactivar el sistema de forma oportuna, evitando así mayores daños y posibles averías. Asimismo, la precisión agregada con el diagnóstico retardado disminuye la probabilidad de falsas alarmas.

Con base en lo anterior, la principal ventaja del esquema propuesto es la robustez del control en presencia de fallas y variaciones en una señal de referencia multicromática. El servocompensador no lineal diseñado provee una estructura sencilla, la cual es capaz de garantizar el seguimiento robusto sin necesidad de algoritmos de ajuste en tiempo real de las ganancias. Otra ventaja a destacar radica en la capacidad de diseñar de forma independiente el controlador y el sistema de diagnóstico. Por otro lado, se puede determinar que la principal desventaja del control y el diagnóstico viene dada por su dependencia a la estimación de la fuerza de excitación, sujeta a la precisión de las mediciones y predicciones de la elevación del oleaje incidente.

Entre las posibles ramificaciones de la investigación realizada en esta Tesis se incluye el diseño de un esquema de control activo tolerante a fallas, lo cual implica satisfacer condiciones adicionales de estabilidad debido a la necesidad de lazos adicionales de retroalimentación. Adicionalmente, resulta necesario abarcar la realización de pruebas en prototipos experimentales a fin de determinar la viabilidad de las aproximaciones consideradas para el modelado del sistema. Además, el enfoque propuesto puede ser también extendido a otros convertidores de energía de olas, para lo cual es necesario determinar si se satisfacen las condiciones establecidas para el diagnóstico y el servocompensador no lineal.

Apéndice A

Nomenclatura

- b : Coeficiente de amortiguamiento total sobre el flotador (aproximación lineal)
- b_{gen} : Coeficiente de amortiguamiento del generador con carga pasiva
- $B_r(\omega)$: Resistencia de radiación del flotador
- β : Coeficiente de los frenos de agua
- d_f : Profundidad del flotador en $z = 0$
- $\Delta_f(t)$: Desviación de fuerza de amortiguamiento
- $\hat{\Delta}_f(t)$: Estimación de $\Delta_f(t)$
- $E_{wec}(t)$: Energía convertida
- $e_1(t), e_2(t)$: Errores de seguimiento de posición y velocidad
- $\eta_w(t)$: Elevación del oleaje en la posición del flotador
- $\hat{\eta}_w(t)$: Predicción de $\eta_w(t)$
- $F_{air}(\cdot)$: Fuerza producida por el aire dentro del tanque central
- $F_b(\cdot)$: Fuerza total de amortiguamiento sobre el flotador
- $F_{hs}(\cdot)$: Fuerza producida por la presión hidrostática

- $F_{gen}(t)$: Fuerza del generador
- $F_k(\cdot)$: Fuerza elástica total sobre el flotador
- $F_{nitro}(\cdot)$: Fuerza producida por el cilindro de nitrógeno
- $F_r(\cdot)$: Fuerza de radiación
- $f_{dw}(t)$: Variable relacionada con la falla en el freno inferior
- $f_{up}(t)$: Variable relacionada con la falla en el freno superior
- f_{max} : Amplitud máxima admisible para $f_{up}(t)$ y $f_{dw}(t)$
- $F_w(t)$: Fuerza de excitación asociada al oleaje sobre el flotador
- $\hat{F}_w(t)$: Estimación en tiempo real de $F_w(t)$
- $\hat{F}_w^d(t)$: Estimación retardada de $F_w(t)$
- \mathcal{F} : Conjunto de fallas
- $\varphi(t)$: Dinámica no modelada del flotador
- g : Aceleración de gravedad
- $G_{LSC}(s)$: Función de transferencia del servocompensador lineal
- γ : Relación de capacidad calórica
- $H(\cdot)$: Función escalón de Heaviside
- h : Profundidad del suelo marino en la ubicación del flotador
- h_{ct} : Nivel de agua del tanque central
- $h_c(t)$: Aproximación de $h_w(t)$ para $\hat{F}_w(t)$
- $h_d(t)$: Aproximación de $h_w(t)$ para $\hat{F}_w^d(t)$
- $h_r(t)$: Kernel de la fuerza de radiación

- $h_w(t)$: Kernel de la fuerza de excitación sobre el flotador
- k_s : Coeficiente de rigidez lineal aproximado
- k_w : Número de onda asociado al oleaje incidente
- k_1, k_2, k_3 : Ganancias del servocompensador no lineal
- \mathcal{K} : Conjunto de señales medidas
- L : Límite asumido en $|\dot{\varphi}(t)|$
- L_f : Límite asumido en $|\dot{\Delta}_f(t)|$
- m : Masa total del flotador ($m = m_f + m_{add}$)
- m_{add} : Masa agregada del flotador para $\omega \rightarrow \infty$ ($m_{add} = M_r(\infty)$)
- m_f : Masa del flotador
- $M_r(\omega)$: Masa agregada del flotador
- p_a^0 : Presión de aire del tanque central en $z = z^0$
- p_n^0 : Presión del cilindro de nitrógeno en $z = z^0$
- p_{atm} : Presión atmosférica
- $P_{wec}(t)$: Potencia convertida
- ρ : Densidad del agua de mar
- S_f : Área de base del flotador y tanque central
- S_n : Área de base del cilindro de nitrógeno
- $S(\omega)$: Densidad espectral de potencia de $\eta_w(t)$
- t_c : Horizonte de predicción para $\hat{\eta}_w(t)$
- t_d : Tiempo de retardo para $\hat{F}_w^d(t)$

- $u(t)$: Ley de control para el movimiento del flotador (generador con carga activa)
- $v(t)$: Velocidad del flotador
- V_{a0} : Volumen interno total del tanque central en $z = 0$
- V_a^0 : Volumen de aire del tanque central en $z = z^0$
- V_{n0} : Volumen de gas del cilindro de nitrógeno en $z = 0$
- V_n^0 : Volumen de gas del cilindro de nitrógeno en $z = z^0$
- (x_w, y_w, z_w) : Coordenadas espaciales del entorno marino respecto al nivel del mar ($z_w = 0$)
- \mathcal{X} : Conjunto de variables desconocidas
- $z(t)$: Posición vertical del flotador
- z_{max} : Máximo desplazamiento vertical del flotador ($|z(t)| \leq z_{max}$)
- $z_R(t)$: Referencia para la posición del flotador
- z^0 : Posición de equilibrio del flotador
- $[\cdot]^q$: Operador de potencia con signo $[\zeta]^q = \text{sgn}(\zeta)|\zeta|^q \forall (\zeta, q) \in \Re$

Apéndice B

Siglas y Acrónimos

- ACC: Control complejo conjugado aproximado (*approximate complex conjugate control*)
- AFTC: Control activo tolerante a fallas (*active fault-tolerant control*)
- ARR: Relación redundante analítica (*analytical redundancy relation*)
- AVT: Seguimiento de velocidad aproximado (*approximate velocity tracking*)
- AWS: *Archimedes wave swing*
- CS: Secuencia computacional (*computational sequence*)
- DFM: Método de la función descriptiva (*describing function method*)
- FD: Diagnóstico de fallas (*fault diagnosis*)
- FDI: Detección y aislamiento de fallas (*fault detection and isolation*)
- FTC: Control tolerante a fallas (*fault-tolerant control*)
- IMP: Principio de modelo interno (*internal model principle*)
- JONSWAP: Proyecto conjunto de oleaje del mar del norte (*joint north sea wave project*)
- KF: Filtro de Kalman (*Kalman filter*)

- LPMG: Generador lineal de imán permanente (*permanent magnet linear generator*)
- LSC: Servocompensador lineal (*linear servocompensator*)
- MPC: Control predictivo basado en modelo (*model predictive control*)
- MSO: Conjunto mínimo estructuralmente sobrerrestringido (*minimal structurally over-constrained set*)
- NSC: Servocompensador no lineal (*nonlinear servocompensator*)
- PA: Absorbedor puntual (*point absorber*)
- PFTC: Control pasivo tolerante a fallas (*passive fault-tolerant control*)
- PID: Controlador proporcional integral derivativo
- SA: Análisis estructural (*structural analysis*)
- UIO: Observador de entradas desconocidas (*unknown input observer*)
- VSC: Control de estructura variable (*variable structure control*)
- WEC: Convertidor de energía de olas (*wave energy converter*)

Apéndice C

Configuración de la Simulación del WEC

A fin de establecer los valores de los parámetros del modelo del WEC, se toma como punto de partida los valores asignados en Prado et al. (2006) y Gieske (2007). Si bien Prado et al. (2006) asignan una posición media del flotador $\bar{z} = 0.7$ m, a fin de maximizar la excursión simétrica del flotador en este trabajo se impone $\bar{z} = 0$. Para tal fin se utiliza la siguiente relación de fuerzas en el punto de equilibrio del flotador (obtenida a partir de la fuerza elástica total descrita en la Sección 2.3):

$$-m_f g - S_f \left\{ \rho g d_f + p_{atm} \right\} + S_f p_a^0 - S_n p_n^0 = 0, \quad (\text{C.1})$$

Se considera una presión atmosférica $p_{atm} = 0.1$ MPa, posición de equilibrio $z = 0$, y periodo natural de oscilación del flotador $T = 10$ s, la cual equivale a una frecuencia natural de oscilación $\omega_{p0} = 2\pi/10$ rad/s. Así, los parámetros del modelo toman los siguientes valores: $V_a^0 = 2.63 \times 10^3$ m³, $p_a^0 = 0.32$ MPa, $h_{ct} = 4.87$ m, $V_n^0 = 130.06$ m³, y $p_n^0 = 0.64$ MPa.

Asimismo, para el caso de carga pasiva en el estator modelado en (2.39) se asigna $b_{gen} = 275$ kN s/m. Dicho valor es utilizado en Prado et al. (2006) con base en las características de la carga eléctrica pasiva conectada al estator.

Adicionalmente, los parámetros de la fuerza de radiación $F_r(\dot{v}(t), v(t))$ son caracterizados de acuerdo a las curvas en el dominio de la frecuencia mostradas en la Fig. C.1.

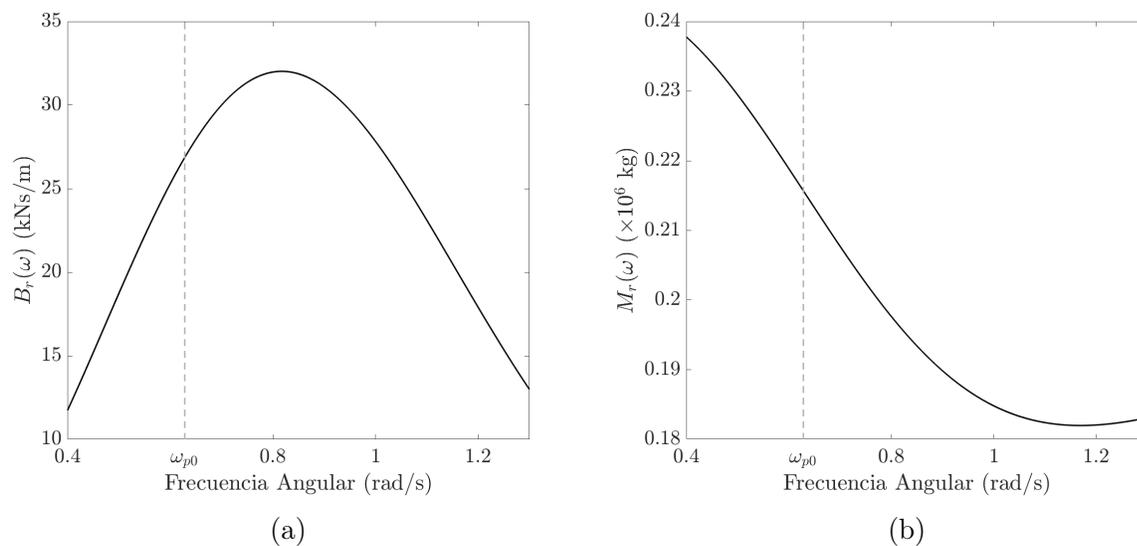


Fig. C.1. Variación en frecuencia de (a) la resistencia de radiación y (b) la masa agregada del flotador del WEC

Bibliografía

- Alwi, H., Edwards, C., y Tan, C.P. (2011). *Fault detection and fault-tolerant control using sliding modes*. Springer Science & Business Media.
- Ambühl, S., Marquis, L., Kofoed, J.P., y Dalsgaard Sørensen, J. (2015). Operation and maintenance strategies for wave energy converters. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part O: Journal of Risk and Reliability*, 229(5), 417–441.
- Beirao, P. (2007). *Modelling and Control of a Wave Energy Converter: Archimedes Wave Swing*. Ph.D. thesis, Lisboa, Portugal.
- Beirao, P., Mendes, M., Valério, D., y da Costa, J.S. (2007). Control of the archimedes wave swing using neural networks. In *7th European Wave and Tidal Energy Conference*.
- Bernuau, E., Efimov, D., Perruquetti, W., y Polyakov, A. (2014). On homogeneity and its application in sliding mode control. *Journal of the Franklin Institute*, 351(4), 1866–1901. Special Issue on 2010-2012 Advances in Variable Structure Systems and Sliding Mode Algorithms.
- Blanke, M., Kinnaert, M., Lunze, J., y Staroswiecki, M. (2016). *Diagnosis and Fault-Tolerant Control*. Springer-Verlag, Berlin, Germany.
- Blanke, M. y Lorentzen, T. (2006). Satool-a software tool for structural analysis of complex automation systems 1, 2. *IFAC Proceedings Volumes*, 39(13), 629–634.
- Blanke, M. y Nguyen, D.T. (2018). fault-tolerant position-mooring control for offshore vessels. *Ocean Engineering*, 148, 426 – 441.

- Byrnes, C.I., Gilliam, D.S., Isidori, A., Ikeda, Y., y Marconi, L. (2003). Internal model based design for the suppression of harmonic disturbances. In *Directions in mathematical systems theory and optimization*, 51–70. Springer.
- Cengel, Y.A., Boles, M.A., y Kanoğlu, M. (2011). *Thermodynamics: an engineering approach*, volume 5. McGraw-hill New York.
- Chandrasekaran, S. y Raghavi, B. (2015). Design, development and experimentation of deep ocean wave energy converter system. *Energy Procedia*, 79, 634–640. 2015 International Conference on Alternative Energy in Developing Countries and Emerging Economies.
- Chen, C.T. (1999). *Linear system theory and design*. Saunders college publishing.
- Chen, J. y Patton, R.J. (2012). *Robust model-based fault diagnosis for dynamic systems*, volume 3. Springer Science & Business Media.
- Cruz, J. (2007). *Ocean wave energy: current status and future perspectives*. Springer Science & Business Media.
- Cummins, W.E. (1962). The impulse response function and ship motions. *Schiffstechnik*, 47, 101–109.
- Davidson, J., Genest, R., y Ringwood, J.V. (2018). Adaptive control of a wave energy converter. *IEEE Transactions on Sustainable Energy*, 9(4), 1588–1595. doi:10.1109/TSTE.2018.2798921.
- Davison, E. y Ferguson, I. (1981). The design of controllers for the multivariable robust servomechanism problem using parameter optimization methods. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 26(1), 93–110. doi:10.1109/TAC.1981.1102558.
- De Persis, C. e Isidori, A. (2001). A geometric approach to nonlinear fault detection and isolation. *IEEE transactions on automatic control*, 46(6), 853–865.
- Desoer, C.A. y Kuh, E.S. (1969). *Basic circuit theory*. McGraw-Hill, Inc.

- Dirac, P.A.M. (1981). *The principles of quantum mechanics*. Oxford university press.
- Djeziri, M.A., Merzouki, R., Bouamama, B.O., y Dauphin-Tanguy, G. (2007). Robust fault diagnosis by using bond graph approach. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 12(6), 599–611.
- Doyle, J., Francis, B., y Tannenbaum, A. (1990). *Feedback Control Theory*. Macmillan Publishing Co.
- Drew, B., Plummer, A.R., y Sahinkaya, M.N. (2009). A review of wave energy converter technology. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part A: Journal of Power and Energy*, 223(8), 887–902.
- Dulmage, A.L. y Mendelsohn, N.S. (1958). Coverings of bipartite graphs. *Canadian Journal of Mathematics*, 10, 517–534.
- Falnes, J. (1995). On non-causal impulse response functions related to propagating water waves. *Applied Ocean Research*, 17(6), 379–389.
- Falnes, J. (2002). *Ocean Waves and Oscillating Systems: Linear Interaction including Wave-Energy Extraction*. Cambridge University Press, USA.
- Faltinsen, O. (1993). *Sea loads on ships and offshore structures*, volume 1. Cambridge university press.
- Fang, S., Blanke, M., y Leira, B.J. (2015). Mooring system diagnosis and structural reliability control for position moored vessels. *Control Engineering Practice*, 36, 12 – 26.
- Francis, B. y Wonham, W. (1976). The internal model principle of control theory. *Automatica*, 12(5), 457–465.
- Frank, P. (1978). *Introduction to System Sensitivity Theory*. Academic Press, Inc., New York, U.S.A.
- Frisk, E., Krysander, M., y Jung, D. (2017). A toolbox for analysis and design of model based diagnosis systems for large scale models. *IFAC-PapersOnLine*, 50(1), 3287–3293.

- Gelb, A. y Vander Velde, W.E. (1968). *Multiple-input describing functions and nonlinear system design*. McGraw Hill.
- Genest, R. y Ringwood, J.V. (2016). A critical comparison of model-predictive and pseudospectral control for wave energy devices. *Journal of Ocean Engineering and Marine Energy*, 2(4), 485–499.
- Gieske, P. (2007). *Model Predictive Control of a Wave Energy Converter: Archimedes Wave Swing*. Master's thesis, Delft University of Technology, Delft, Netherlands.
- Giorgi, G. y Ringwood, J.V. (2017). Nonlinear froude-krylov and viscous drag representations for wave energy converters in the computation/fidelity continuum. *Ocean Engineering*, 141, 164–175.
- González-Esculpi, A., Verde, C., y Maya-Ortiz, P. (2021). Fault-tolerant control for a wave energy converter by damping injection. In *2021 IEEE Conference on Control Technology and Applications (CCTA)*, 673–678. IEEE.
- González-Esculpi, A., Verde, C., y Maya-Ortiz, P. (2023a). Nonlinear impedance matching control for a submerged wave energy converter. *IET Control Theory & Applications*, aceptado para publicación.
- González-Esculpi, A., Verde, C., y Maya-Ortiz, P. (2023b). Nonlinear servocompensator for fault-tolerant control of a wave energy converter. *Journal of the Franklin Institute*, 360(12), 8339–8362.
- González E., A.G., Verde, C., y Maya-Ortiz, P. (2020). FDI Study for a Wave Energy Converter by Structural Analysis. *IFAC-PapersOnLine*, 53(2), 13721–13726. 21th IFAC World Congress.
- González-Esculpi, A., Verde, C., y Maya-Ortiz, P. (2022). Comparison of estimates of the excitation force for fault diagnosis in a wave energy converter. *IFAC-PapersOnLine*, 55(6), 396–401. 11th IFAC Symposium on Fault Detection, Supervision and Safety for Technical Processes SAFEPROCESS 2022.

- Guo, B., Patton, R.J., Jin, S., y Lan, J. (2018). Numerical and experimental studies of excitation force approximation for wave energy conversion. *Renewable Energy*, 125, 877–889.
- Hals, J., Falnes, J., y Moan, T. (2011). A comparison of selected strategies for adaptive control of wave energy converters. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 133(3).
- Isermann, R. (2005). *Fault-diagnosis systems: an introduction from fault detection to fault tolerance*. Springer Science & Business Media.
- Jama, M., Wahyudie, A., y Noura, H. (2018). Robust predictive control for heaving wave energy converters. *Control Engineering Practice*, 77, 138–149.
- Johanson, M., von Hacht, A., Strang-Moran, C., Hüffmeier, J., y Johannesson, P. (2019). Condition monitoring for wave energy converters. In *12th European Wave and Tidal Energy Conference (EWTEC 2019), Naples, September 1-6, 2019*.
- Khalil, H.K. (2000). On the design of robust servomechanisms for minimum phase nonlinear systems. *International Journal of Robust and Nonlinear Control*, 10(5), 339–361.
- Khalil, H.K. (2002). *Nonlinear systems*. Patience Hall.
- Knüppel, T., Blanke, M., y Østergaard, J. (2014). Fault diagnosis for electrical distribution systems using structural analysis. *International Journal of Robust and Nonlinear Control*, 24(8-9), 1446–1465.
- Krysander, M., Åslund, J., y Nyberg, M. (2007). An efficient algorithm for finding minimal overconstrained subsystems for model-based diagnosis. *IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics-Part A: Systems and Humans*, 38(1), 197–206.
- Liu, Y., Li, H., Lu, R., Zuo, Z., y Li, X. (2022). An overview of finite/fixed-time control and its application in engineering systems. *IEEE/CAA Journal of Automatica Sinica*, 9(12), 2106–2120.

- Liu, Z., Ahmed, Q., Zhang, J., Rizzoni, G., y He, H. (2016). Structural analysis based sensors fault detection and isolation of cylindrical lithium-ion batteries in automotive applications. *Control Engineering Practice*, 52, 46–58.
- Magagna, D. y Uihlein, A. (2015). Ocean energy development in europe: Current status and future perspectives. *International Journal of Marine Energy*, 11, 84 – 104. doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijome.2015.05.001>.
- MATLAB (2018). *version 9.5 (R2018b)*. The MathWorks Inc., Natick, Massachusetts.
- Meditch, J.S. (1969). *Stochastic optimal linear estimation and control*. McGraw-Hill.
- Moreno, J.A. (2020). Asymptotic tracking and disturbance rejection of time-varying signals with a discontinuous PID controller. *Journal of Process Control*, 87, 79 – 90.
- Mousavi, Y., Bevan, G., Kucukdemiral, I.B., y Fekih, A. (2022). Sliding mode control of wind energy conversion systems: Trends and applications. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 167, 112734.
- Mérigaud, A. y Ringwood, J.V. (2017). Optimal trajectories, nonlinear models and constraints in wave energy device control. *IFAC-PapersOnLine*, 50(1), 15645–15650. 20th IFAC World Congress.
- Nielsen, S.R., Zhou, Q., Kramer, M.M., Basu, B., y Zhang, Z. (2013). Optimal control of nonlinear wave energy point converters. *Ocean Engineering*, 72, 176–187.
- Pecher, A. y Kofoed, J.P. (2017). *Handbook of Ocean Wave Energy*, volume 7. Springer International Publishing, Berlin, Germany.
- Penalba, M., Giorgi, G., y Ringwood (2017). Mathematical modelling of wave energy converters: A review of nonlinear approaches. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 78, 1188–1207.
- Peña-Sanchez, Y., Mérigaud, A., y Ringwood, J.V. (2020a). Short-term forecasting of sea surface elevation for wave energy applications: The autoregressive model revisited. *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, 45(2), 462–471.

- Peña-Sanchez, Y., Windt, C., Davidson, J., y Ringwood, J.V. (2020b). A critical comparison of excitation force estimators for wave-energy devices. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 28(6), 2263–2275.
- Prado, M., Gardner, F., Damen, M., y Polinder, H. (2006). Modelling and test results of the Archimedes Wave Swing. *Proceedings of The Institution of Mechanical Engineers Part A-journal of Power and Energy - PROC INST MECH ENG A-J POWER*, 220, 855–868. doi:10.1243/09576509JPE284.
- Rezaei Adaryani, M., Taher, S.A., y Guerrero, J.M. (2021). Improved direct model predictive control for variable magnitude variable frequency wave energy converter connected to constant power load. *Journal of Energy Storage*, 43, 103175.
- Ringwood, J.V., Bacelli, G., y Fusco, F. (2014). Energy-maximizing control of wave-energy converters: The development of control system technology to optimize their operation. *IEEE Control Systems Magazine*, 34(5), 30–55. doi:10.1109/MCS.2014.2333253.
- Ringwood, J.V., Mérigaud, A., Faedo, N., y Fusco, F. (2020). An analytical and numerical sensitivity and robustness analysis of wave energy control systems. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 28(4), 1337–1348. doi:10.1109/TCST.2019.2909719.
- Ringwood, J.V. (2020). Wave energy control: status and perspectives 2020. *IFAC-PapersOnLine*, 53(2), 12271–12282. 21st IFAC World Congress.
- Ringwood, J.V., Zhan, S., y Faedo, N. (2023). Empowering wave energy with control technology: Possibilities and pitfalls. *Annual Reviews in Control*, 55, 18–44.
- Salter, S. (1974). Wave power. *Nature*, 249, 720–724.
- Sanchez-Parra, M., Verde, C., y Suarez, D.A. (2010). Proportional Integral Derivative Based Fault Tolerant Control for a Gas Turbine. *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 132(11), 111601.
- Serrani, A., Isidori, A., y Marconi, L. (2001). Semi-global nonlinear output regulation with adaptive internal model. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 46(8), 1178–1194. doi:10.1109/9.940923.

- Shahbaz, M.H. y Amin, A.A. (2021). Design of active fault tolerant control system for air fuel ratio control of internal combustion engines using artificial neural networks. *IEEE Access*, 9, 46022–46032.
- Song, J., Abdelkhalik, O., Robinett, R., Bacelli, G., Wilson, D., y Korde, U. (2016). Multi-resonant feedback control of heave wave energy converters. *Ocean Engineering*, 127, 269–278.
- Staroswiecki, M., Cassar, J.P., y Declerck, P. (2000). A structural framework for the design of fdi system in large scale industrial plants. In *Issues of fault diagnosis for dynamic systems*, 245–283. Springer.
- Sundström, C., Frisk, E., y Nielsen, L. (2013). Selecting and utilizing sequential residual generators in fdi applied to hybrid vehicles. *IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics: Systems*, 44(2), 172–185.
- Utkin, V. y Lee, H. (2006). Chattering problem in sliding mode control systems. In *International Workshop on Variable Structure Systems, 2006. VSS'06.*, 346–350. IEEE.
- Utkin, V.I. (1992). *Sliding modes in optimization and control problems*. Springer Verlag, New York.
- Verde, C. y Sanchez-Parra, M. (2010). Redundant graph to improve fault diagnosis in a gas turbine. In *2010 Conference on Control and Fault-Tolerant Systems (SysTol)*, 215–220. IEEE.
- Wang, D., Wang, J., Shi, P., y Wang, W. (2013). Output regulation of time delay systems based on internal model principle. In *2013 10th IEEE International Conference on Control and Automation (ICCA)*, 1633–1638.
- Wang, L., Isidori, A., Liu, Z., y Su, H. (2017). Robust output regulation for invertible nonlinear mimo systems. *Automatica*, 82, 278–286.
- Wieland, P., Sepulchre, R., y Allgöwer, F. (2011). An internal model principle is necessary and sufficient for linear output synchronization. *Automatica*, 47(5), 1068–1074.

- Wolf, H. (2013). Structural analysis toolbox.
- Wu, F., Zhang, X., Ju, P., y Sterling, M.J.H. (2008). Modeling and Control of AWS-Based Wave Energy Conversion System Integrated Into Power Grid. *IEEE Transactions on Power Systems*, 23(3), 1196–1204.
- Xu, N., Chen, L., Yang, R., y Zhu, Y. (2022). Multi-controller-based fault-tolerant control for systems with actuator and sensor failures: Application to 2-body point absorber wave energy converter. *Journal of the Franklin Institute*, 359(12), 5919–5934.
- Zhan, S., He, W., y Li, G. (2017). Robust feedback model predictive control of sea wave energy converters. *IFAC-PapersOnLine*, 50(1), 141–146. 20th IFAC World Congress.
- Zhang, J. y Rizzoni, G. (2014). Structural analysis for fdi of pmsm drive system in electric vehicles. In *2014 IEEE Conference and Expo Transportation Electrification Asia-Pacific (ITEC Asia-Pacific)*, 1–7. IEEE.
- Zhang, Y., Zeng, T., y Gao, Z. (2022). Fault diagnosis and fault-tolerant control of energy maximization for wave energy converters. *IEEE Transactions on Sustainable Energy*, 13(3), 1771–1778.
- Zhang, Y. y Jiang, J. (2008). Bibliographical review on reconfigurable fault-tolerant control systems. *Annual Reviews in Control*, 32(2), 229 – 252.
- Zogopoulos-Papaliakos, G., Logothetis, M., y Kyriakopoulos, K.J. (2019). A fault diagnosis framework for mavlink-enabled uavs using structural analysis. In *2019 International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, 676–682.
- Zuo, S., Song, Y., Lewis, F.L., y Davoudi, A. (2017). Output containment control of linear heterogeneous multi-agent systems using internal model principle. *IEEE Transactions on Cybernetics*, 47(8), 2099–2109.