



Universidad de Sevilla  
Escuela Técnica Superior de Ingeniería  
Departamento de Ingeniería Eléctrica

**MODELADO Y CONTROL DE CENTRALES  
UNDIMOTRICES CON ACCIONAMIENTO  
DIRECTO MEDIANTE GENERADOR LINEAL  
ANTE OLEAJE IRREGULAR**

TESIS DOCTORAL

Por

**Dan El Andrés Montoya Andrade**  
**Director de la Tesis: Antonio de la Villa Jaén**  
Sevilla, Marzo de 2014

## RESUMEN

En la presente tesis doctoral se han propuesto esquemas de control alternativos con el fin de superar algunas de las desventajas asociadas al control reactivo, pasivo, *latching* y predictivo basado en modelo. En este sentido se ha considerado en primer lugar el sistema a controlar desde una perspectiva global. Se ha tomado en cuenta además del sistema hidrodinámico, el generador lineal y los convertidores de potencia en las técnicas de control pasivo y predictivo basado en modelo. Los resultados de las simulaciones muestran que si se consideran las pérdidas en el cobre del generador lineal se puede incrementar la potencia promedio inyectada a la red con una disminución considerable de las pérdidas en el generador.

En segundo lugar, se ha tratado la restricción de máxima amplitud en las estrategias de control reactivo y *latching*. En este sentido, se han propuesto modificaciones a estas estrategias con la finalidad de tomar en cuenta la limitación de máximo desplazamiento, ajustando en tiempo real el amortiguamiento del sistema extractor de potencia tomando en cuenta predicciones a corto plazo de la fuerza de excitación. Los resultados encontrados en las simulaciones muestran que es posible aumentar la potencia promedio absorbida por el sistema extractor de potencia si se considera la sintonización en tiempo real del amortiguamiento lineal presente en este sistema.

## AGRADECIMIENTOS

Quisiera agradecer a la Universidad Central de Venezuela por el financiamiento de mi estancia doctoral en la Universidad de Sevilla y a mi tutor de tesis Antonio de la Villa Jaén por dedicar todo su tiempo, conocimiento y esfuerzo para que esta, nuestra tesis, llegue a feliz término. Gracias UCV, gracias Antonio.

## DEDICATORIA

A mi Lilita que tiene cinco años esperando mi regreso. Para Carolina y Sebastián un besito.

# ÍNDICE

<i>Resumen</i> . . . . .	ii
<i>Agradecimientos</i> . . . . .	iii
<i>Dedicatoria</i> . . . . .	iv
<i>Índice</i> . . . . .	v
<i>Índice de Figuras</i> . . . . .	ix
<i>Lista de Acrónimos</i> . . . . .	xiv
<i>1. Introducción</i> . . . . .	1
<i>2. Sistema Hidrodinámico</i> . . . . .	6
2.1 Fuerza de Excitación . . . . .	10
2.2 Predicción de la Fuerza de Excitación . . . . .	11
2.3 Fuerza de Radiación . . . . .	12
2.4 Fuerza de Restauración Hidrostática . . . . .	14
2.5 Fuerza de Restauración del Resorte . . . . .	15
2.6 Fuerza del Sistema Extractor de Potencia . . . . .	15
2.7 Fuerza del Sistema Limitador de la Excursión Máxima . . . . .	16
2.8 Dinámica del Convertidor de Energía de las Olas Oscilante . . . . .	16
<i>3. Sistema Eléctrico</i> . . . . .	20
3.1 Generador Lineal . . . . .	20
3.2 Convertidores de Electrónica de Potencia . . . . .	27
<i>4. Sistema de Control</i> . . . . .	30
4.1 Estrategias de Control Aplicadas a los Convertidores de Energía de las Olas . . . . .	30

---

4.1.1	Control Reactivo o Complejo Conjugado . . . . .	31
4.1.2	Control Pasivo . . . . .	31
4.1.3	Control <i>Latching</i> . . . . .	32
4.1.4	Control Predictivo Basado en Modelo (MPC) . . . . .	33
4.1.5	Control Reactivo que Considera las Pérdidas en el Cobre del Generador Lineal . . . . .	33
4.1.6	Otras Estrategias de Control . . . . .	34
4.2	Sistema de Control del Convertidor de Energía de las Olas . . . . .	36
4.2.1	Control del Convertidor de Potencia del Lado del Generador Lineal . . . . .	37
4.2.2	Control del Convertidor de Potencia del Lado de la Red . . . . .	39
5.	<i>Propuesta 1: Mejoras en el Control Pasivo</i> . . . . .	44
5.1	Alcance . . . . .	44
5.2	Antecedentes . . . . .	45
5.3	Formulación del Control Pasivo . . . . .	46
5.4	Propuesta de Control Pasivo que Considera las Pérdidas en el Cobre del Generador Lineal . . . . .	47
5.5	Análisis de Resultados . . . . .	52
5.5.1	Oleaje Regular . . . . .	53
5.5.2	Oleaje Irregular . . . . .	57
5.6	Conclusiones . . . . .	63
6.	<i>Propuesta 2: Mejoras en el Control MPC</i> . . . . .	65
6.1	Alcance . . . . .	65
6.2	Antecedentes . . . . .	65
6.3	Formulación del control MPC . . . . .	66
6.4	Propuesta de Control MPC que Considera las Pérdidas en el Cobre del Generador Lineal . . . . .	73
6.5	Análisis de Resultados . . . . .	74
6.5.1	Oleaje Regular . . . . .	75
6.5.2	Oleaje Irregular . . . . .	76
6.6	Conclusiones . . . . .	82

7. <i>Propuesta 3: Mejoras en el Control Reactivo Considerando el Límite en la Excursión</i>	
<i>Máxima</i> . . . . .	84
7.1 Alcance . . . . .	84
7.2 Antecedentes . . . . .	84
7.3 Formulación del Control Reactivo . . . . .	87
7.4 Propuesta de Control Reactivo Considerando la Limitación en la Excursión	
<i>Máxima Ante Oleaje Irregular</i> . . . . .	90
7.5 Análisis de Resultados . . . . .	95
7.5.1 Oleaje Regular . . . . .	96
7.5.2 Oleaje Irregular . . . . .	97
7.6 Conclusiones . . . . .	100
8. <i>Propuesta 4: Mejoras en el Control Latching Considerando el Límite en la Excursión</i>	
<i>Máxima</i> . . . . .	102
8.1 Alcance . . . . .	102
8.2 Antecedentes . . . . .	102
8.3 Formulación del Control <i>Latching</i> . . . . .	106
8.4 Propuesta de Control <i>Latching</i> Considerando la Limitación en la Excursión	
<i>Máxima Ante Oleaje Irregular</i> . . . . .	107
8.5 Análisis de Resultados . . . . .	111
8.5.1 Oleaje Regular . . . . .	112
8.5.2 Oleaje Irregular . . . . .	114
8.6 Conclusiones . . . . .	117
9. <i>Publicaciones del Autor Asociadas al Doctorado</i> . . . . .	118
9.1 Publicaciones Directamente Relacionadas con esta Tesis . . . . .	118
9.2 Otras Publicaciones en Generación Undimotriz no Incluidas en esta Tesis . . . . .	118
10. <i>Conclusiones</i> . . . . .	120
10.1 Acerca de Considerar las Pérdidas en el Cobre del Generador Lineal en el	
Control Pasivo . . . . .	121
10.2 Acerca de Considerar las Pérdidas en el Cobre del Generador Lineal en el	
Control MPC . . . . .	122
10.3 Acerca de Considerar el Límite en la Excursión Máxima en el Control Reactivo	123

---

10.4 Acerca de Considerar el Límite en la Excursión Máxima en el Control <i>Latching</i>	124
<i>Anexos</i>	125
<i>A. Detalles del Sistema Hidrodinámico</i>	126
<i>B. Detalles del Sistema Eléctrico</i>	129
<i>C. Método para Determinar la Fuerza de Excitación</i>	130
<i>D. Control Reactivo Óptimo</i>	132
<i>E. Control Pasivo Óptimo</i>	134
<i>F. Control Reactivo que Considera las Pérdidas en el Cobre del Generador Lineal</i>	136
<i>G. Validación de la Plataforma de Simulación</i>	140
<i>Referencias</i>	144



## ÍNDICE DE FIGURAS

1.1	Esquema general del sistema undimotriz del tipo absorbedor puntual . . . . .	2
2.1	Circuito hidrodinámico . . . . .	18
2.2	Modelo dinámico del convertidor de energía de las olas . . . . .	19
3.1	Sistema eléctrico y sistema de control del convertidor de energía de las olas . .	20
3.2	Conversión de una máquina eléctrica rotativa a lineal . . . . .	21
3.3	Generador lineal . . . . .	22
3.4	Modelo del convertidor de potencia promediado de Giroux et al. . . . .	27
4.1	Control PI del convertidor de potencia del lado del generador . . . . .	37
4.2	Control PI de la corriente $i_{dq}$ mediante las tensiones $\Delta v_{dq}$ . . . . .	39
4.3	Control PI del convertidor de potencia del lado de la red . . . . .	41
4.4	Control PI de la corriente $i_{dq}^g$ mediante las tensiones $\Delta v_{dq}^g$ . . . . .	42
5.1	Modelo dinámico del control pasivo . . . . .	47
5.2	Modelo Simulink® del convertidor de energía de las olas con el control pasivo propuesto . . . . .	52
5.3	Potencia transferida al convertidor de potencia en función del parámetro de control $r_{pto}$ . . . . .	54
5.4	Potencia transferida desde el generador al convertidor de potencia para cada estrategia . . . . .	55
5.5	Potencia promedio transferida al convertidor de potencia aplicando la estrategia de control (a) ACC (b) ACL (c) RL y (d) RLL . . . . .	56

5.6	Potencia promedio considerando el límite en la máxima excursión. (a) Potencia absorbida por el PTO para oleaje regular de altura 1 m (b) Potencia transferida al convertidor de potencia para oleaje regular de altura 1 m (c) Potencia absorbida por el PTO para oleaje regular de altura 1.5 m (d) Potencia transferida al convertidor de potencia para oleaje regular de altura 1.5 m (e) Potencia absorbida por el PTO para oleaje regular de altura 2 m (f) Potencia transferida al convertidor de potencia para oleaje regular de altura 2 m . . . . .	57
5.7	Potencia instantánea y promedio transferida al convertidor de potencia aplicando (a) Control ACC (b) Control ACL (c) Control RL y (d) Control RLL . . . . .	58
5.8	Potencia transferida al convertidor de potencia para cada estrategia de control . . . . .	59
5.9	Eficiencia . . . . .	60
5.10	Fuerza máxima del PTO para cada estrategia de control y para todos los perfiles de ola . . . . .	61
5.11	Cociente entre la potencia pico y la potencia promedio en el sistema PTO para cada estrategia de control ante oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m. . . . .	61
5.12	Máxima excursión del sistema oscilante para cada estrategia de control ante oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m. . . . .	62
5.13	Máxima velocidad del sistema oscilante para cada estrategia de control ante oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m. . . . .	62
6.1	Diagrama de flujo del control MPC . . . . .	72
6.2	Modelo dinámico del control MPC . . . . .	72
6.3	Modelo Simulink® del convertidor de energía de las olas con el control MPC . . . . .	74
6.4	Señales hidrodinámicas para oleaje regular aplicando el control MPC convencional (a,c,e) y el control MPC propuesto (b,d,f) . . . . .	76
6.5	Señales en tiempo para oleaje irregular aplicando la estrategia de control propuesta . . . . .	77
6.6	Potencia promedio en el convertidor ante oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m. . . . .	77
6.7	Potencia promedio absorbida por el PTO ante oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m. . . . .	78

6.8	Potencia de pérdidas promedio en el cobre del estator del generador lineal ante oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m. . . . .	79
6.9	Cociente entre la potencia máxima y la promedio absorbida por el PTO para oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m. . . . .	80
6.10	Máxima velocidad para oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m. . . . .	81
6.11	Máxima excursión para oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m. . . . .	81
7.1	Modelo dinámico del control reactivo . . . . .	89
7.2	Diagrama de flujo de la propuesta de control reactivo que considera la excursión máxima ante oleaje regular . . . . .	92
7.3	Modelo dinámico de la propuesta de control reactivo que considera el límite en la excursión máxima . . . . .	94
7.4	Modelo del sistema y del control reactivo considerando la excursión máxima . . . . .	95
7.5	Potencia absorbida por el PTO en función del cociente entre la resistencia del PTO y la resistencia de radiación ante oleaje regular de frecuencia $\omega_0$ aplicando control reactivo . . . . .	96
7.6	Señales en tiempo ante oleaje regular aplicando control reactivo: a) Posición y velocidad para $R_{pto} = R_r(\omega_0)$ , b) Potencia instantánea y promedio absorbida por el PTO para $R_{pto} = R_r(\omega_0)$ , c) Posición y velocidad para $R_{pto} = 9R_r(\omega_0)$ , d) Potencia instantánea y promedio absorbida por el PTO para $R_{pto} = 9R_r(\omega_0)$ . . . . .	97
7.7	Potencia instantánea y promedio absorbida por el PTO para las estrategias de control reactivo a) ACC b) ACMR y c) ACM . . . . .	98
7.8	Potencia en el PTO para las estrategias ACC, ACMR y ACM ante oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m. . . . .	99
7.9	Velocidad máxima alcanzada por el dispositivo oscilante para las estrategias ACC, ACMR y ACM ante oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m. . . . .	99

7.10	Cociente entre la potencia máxima y la potencia promedio absorbida por el PTO para las estrategias ACC, ACMR y ACM ante oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m. . . . .	100
8.1	Diagrama de flujo del control <i>latching</i> PML . . . . .	106
8.2	Modelo dinámico del control <i>latching</i> . . . . .	107
8.3	Diagrama de flujo de la propuesta de control <i>latching</i> que considera la excursión máxima ante oleaje regular . . . . .	108
8.4	Modelo del sistema y del control <i>latching</i> considerando la excursión máxima . . . . .	111
8.5	Potencia absorbida por el PTO en función del cociente entre la resistencia del PTO y la resistencia de radiación ante oleaje regular de frecuencia $\omega_0$ aplicando control <i>latching</i> . . . . .	113
8.6	Señales en tiempo ante oleaje regular aplicando control <i>latching</i> : a) Posición y velocidad para $R_{pto} = R_r(\omega_0)$ , b) Potencia instantánea y promedio absorbida por el PTO para $R_{pto} = R_r(\omega_0)$ , c) Posición y velocidad para $R_{pto} = R_{max}$ , d) Potencia instantánea y promedio absorbida por el PTO para $R_{pto} = R_{max}$ . . . . .	113
8.7	Potencia instantánea y promedio absorbida por el PTO para las estrategias de control Latching a) PML b) PLMR y c) PLM . . . . .	114
8.8	Potencia en el PTO para las estrategias PML, PLMR y PLM ante oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m. . . . .	115
8.9	Velocidad máxima alcanzada por el dispositivo oscilante para las estrategias PML, PLMR y PLM ante oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m. . . . .	116
8.10	Cociente entre la potencia máxima y la potencia promedio absorbida por el PTO para las estrategias PML, PLMR y PLM ante oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m. . . . .	116
10.1	Potencia en el PTO . . . . .	120
10.2	Potencia en el Convertidor . . . . .	121
A.1	Módulo y fase de los coeficientes de excitación hallados mediante el programa Wamit® . . . . .	126

---

A.2	Masa añadida menos masa infinita y resistencia de radiación hallados mediante el programa Wamit <sup>®</sup> . . . . .	127
G.1	Potencia absorbida obtenida mediante simulaciones sobre la plataforma de simulación programada en Simulink <sup>®</sup> para oleajes irregulares considerando diferentes transportes de energía de la ola con carga eléctrica resistiva de a) $R_{carga} = 2.2\Omega$ , b) $R_{carga} = 4.9\Omega$ y c) $R_{carga} = 10\Omega$ . . . . .	141
G.2	Potencia instantánea absorbida por la carga resistiva en función de la velocidad instantánea del translator para una carga de a) $R_{carga} = 2.2 \Omega$ y b) $R_{carga} = 4.9 \Omega$	142
G.3	Potencia promedio absorbida por el PTO para el sistema oscilante usado por Hals et al (Hals, Falnes and Moan 2011a) obtenida mediante nuestros programas para las estrategias de control ACC, MPC, RL y <i>latching</i> ante oleaje regular de altura significativa a) $H_s = 1$ m y b) $H_s = 3$ m . . . . .	143

## LISTA DE SIGLAS

### *Approach Complex-Conjugate (ACC)*

Control reactivo aproximado 31, 44, 53–62, 75, 79–82, 88, 98–100, 121, 141, 142

### *Approach Complex-Conjugate Considering Copper Losses (ACL)*

Control reactivo aproximado que considera las pérdidas en el cobre del generador 31, 33, 53–62, 75, 79–82, 121

### *Approach Complex-Conjugate Considering Maximum Excursion (ACM)*

Control reactivo aproximado considerando la máxima excursión 98–100

### *Approach Reactive Regarding Maximum Excursion and Irregular Waves as Regular (ACMR)*

Control reactivo aproximado considerando la máxima excursión y asumiendo el oleaje irregular como regular 98–100

### *Archimedes Wave Swing (AWS)*

Oscilador de la Ola de Arquímedes 35, 65

### *Insulated-Gate Bipolar Transistor (IGBT)*

Transistor bipolar de puerta aislada 27

### *Model Predictive Control (MPC)*

Control predictivo basado en modelo 2–5, 16, 30–32, 44, 65–67, 70, 72, 74–76, 78–83, 87, 120–122, 141, 142

### *Maximum Power Point Tracking (MPPT)*

Control mediante el seguimiento del punto de máxima potencia 30, 34

### *Proportional-Integral (PI)*

Control proporcional integral 37–39, 41, 42

*Peak Matching Latching Considering Maximum Excursion (PLM)*

Control *latching* alineando los picos de la fuerza de excitación y de la velocidad considerando la máxima excursión 107, 112, 115, 116

*Peak Matching Latching Considering Maximum and Irregular Waves as Regular (PLMR)*

Control *latching* alineando los picos de la fuerza de excitación y de la velocidad considerando la máxima excursión y asumiendo el oleaje irregular como regular 112, 115, 116

*Peak Matching Latching (PML)*

Control *latching* alineando los picos de la fuerza de excitación y de la velocidad 32, 104, 107, 115, 116

*Power Take-Off (PTO)*

Sistema extractor de potencia 2–5, 15, 16, 18–20, 25, 28, 30–34, 36, 37, 44–49, 53, 56, 59–61, 63, 65–80, 82–97, 99, 100, 102, 104, 105, 107–113, 115, 117, 120–122, 126–128, 131–133, 135, 136, 138, 140, 141

*Pulse Width Modulation (PWM)*

Modulación de ancho de pulso 27, 28, 37, 38, 42

*Resistive Loading (RL)*

Control pasivo 31, 32, 44, 53–62, 75, 79–82, 121, 141, 142

*Resistive Loading Considering Copper Losses (RLL)*

Control pasivo que considera las pérdidas en el cobre del generador 48, 52–62

*Threshold Unlatching Control (TUL)*

Control *latching* que implementa el desbloqueo cuando la fuerza de excitación supera un umbral 104

*Voltage Source Converter (VSC)*

Convertidor de fuente de tensión 27

*Wave Energy Converter (WEC)*

Convertidor de energía de las olas 1, 8, 36, 44



# 1. INTRODUCCIÓN

Se entiende el término fuentes de energías renovables aquellas que virtualmente son inagotables dado que son capaces de regenerarse naturalmente. Los sistemas de generación de energía renovable más conocidos son los eólicos, los fotovoltaicos, los termosolares y los hídricos. Pero existen otras alternativas de generación que han captado la atención de los investigadores en los últimos años como la biomasa, la geotérmica, la mareomotriz y la undimotriz. En esta última la energía se produce por el movimiento de las olas.

La energía de las olas es una forma de almacenamiento de la energía solar. El sol produce diferentes temperaturas a través del planeta generando vientos que soplan sobre la superficie del océano que a su vez causan el oleaje. Las olas pueden viajar cientos de kilómetros con mínima pérdida de energía y con una densidad de potencia mayor que la potencia del viento o la potencia del sol.

Las mayores fuentes de energía de las olas se encuentran entre los 30 y los 60 grados de latitud en ambos hemisferios. Particularmente los grandes recursos se encuentran a lo largo de la costa occidental de Europa, fuera de las costas de Canadá y Estados Unidos y en la costa sur de Australia y América del Sur. La costa occidental de Europa, incluido el norte de España, está favorecida con un promedio de 50 kW por cada metro de frente de ola incidente (Cruz 2008).

Un convertidor de energía de las olas o *Wave Energy Converter* (WEC) es un dispositivo capaz de interceptar y convertir la energía transportada por las olas en energía eléctrica útil. Los primeros trabajos en el área clasificaron los dispositivos flotantes de absorción de la energía de las olas en tres grupos: absorbedor puntual, eliminador y atenuador (Cruz 2008). El absorbedor puntual, con simetría axial sobre un eje vertical, es un dispositivo con dimensiones físicas pequeñas en el sentido horizontal respecto a la longitud de la ola incidente. Los atenuadores y eliminadores son convertidores de energía de las olas que tienen dimensiones en el sentido horizontal, proporcionales al campo de la ola incidente.

Un ejemplo de convertidor de energía de las olas del tipo absorbedor puntual se muestra en la figura 1.1. Este sistema undimotriz consiste de una boya esférica semisumergida anclada al lecho marino que se mueve en el sentido vertical. La boya está unida a una barra sólida cuya

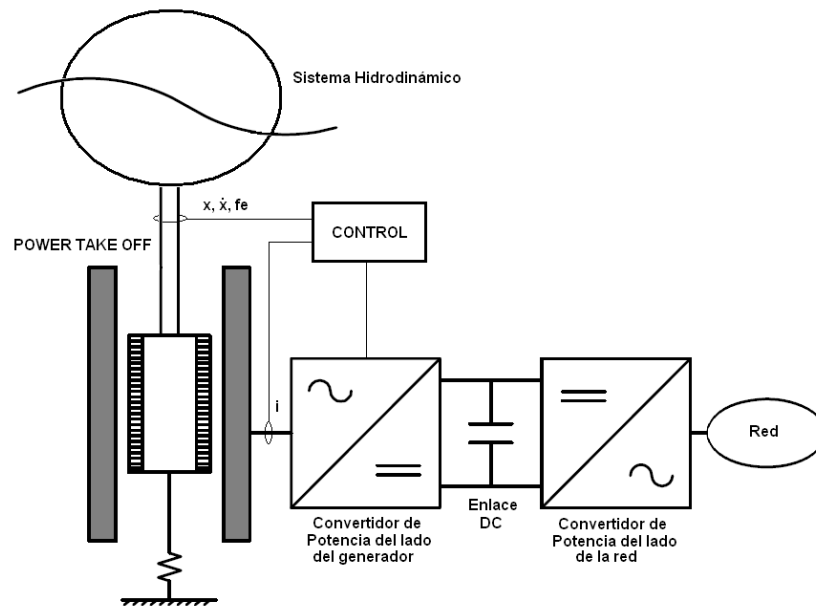


Fig. 1.1: Esquema general del sistema undimotriz del tipo absorbedor puntual

parte baja se encuentra consolidada a la parte móvil o *translator* de un generador lineal. El *translator* está atado al anclaje mediante un resorte. Además, el generador lineal se conecta mediante un convertidor AC/DC/AC a la red eléctrica.

El trabajo de la boya es interceptar la energía transportada por las olas y transmitirla al sistema extractor de potencia o *Power Take-Off* (PTO). El sistema PTO es el generador lineal cuya parte móvil se desplaza con el movimiento de la boya como se muestra en la figura 1.1. La energía mecánica capturada es transformada en energía eléctrica a la salida del generador lineal. Esta energía debe ser acondicionada antes de ser enviada a la red eléctrica. Esta tarea es realizada por los convertidores de potencia AC/DC y DC/AC

El sistema de control que actúa sobre el convertidor de potencia del lado del generador lineal se encarga de adecuar la corriente del generador de manera que la fuerza del PTO sea tal que se transfiera la mayor cantidad de potencia hacia él.

Las estrategias de control comúnmente utilizadas en los sistemas undimotrices son: el control reactivo, el control pasivo, el control *latching* y el control predictivo basado en modelo o *Model Predictive Control* (MPC).

El control reactivo requiere que durante ciertos intervalos de tiempo la energía absorbida sea enviada desde el sistema PTO hacia el sistema oscilante, en otras palabras, parte de la potencia enviada desde las olas al generador lineal debe ser revertida para garantizar la máxima transferencia de potencia hacia él. La consecuencia directa de este flujo bidireccional de

energía son altas tasas en la relación potencia máxima potencia promedio absorbida, lo que conlleva pérdidas de potencia considerables en el generador lineal, largos desplazamientos y altas velocidades.

Usualmente en los sistemas oscilantes se restringe el máximo desplazamiento del *translator* mediante topes formados por resortes con el fin de mantener la seguridad e integridad mecánica de los elementos del dispositivo. Para un absorbedor puntual con movimiento vertical limitado y ante oleaje regular Evans (Evans 1981) demostró que la máxima potencia absorbida es una fracción de la potencia óptima sin considerar la restricción de amplitud y depende del cociente entre el valor de la restricción de amplitud y el valor de la máxima amplitud del control reactivo óptimo sin restricción.

A diferencia del control reactivo, el control pasivo requiere un flujo de potencia unidireccional entre el sistema oscilante y el generador lineal estableciendo una relación proporcional entre la fuerza que ejerce el PTO y la velocidad del *translator*. De esta manera la potencia pico y la amplitud de las oscilaciones se moderan convirtiendo las instalaciones en técnica y económicamente factibles. La principal desventaja del control pasivo es que limita la absorción de potencia por parte del sistema PTO en comparación con el control reactivo, especialmente en condiciones de oleaje lejos de la frecuencia natural del sistema oscilante.

Budal y Falnes (Falnes y Budal 1978; Budal y Falnes 1980) mostraron, para el absorbedor puntual, que una aproximación del control reactivo óptimo (*latching*) podría ser convenientemente alcanzada manteniendo el dispositivo en una posición fija durante ciertos intervalos del ciclo de oscilación, de esta manera es posible mantener la velocidad en fase con la fuerza de excitación. En el control *latching* se detiene el dispositivo oscilante en los momentos en que la velocidad se desvanece al final de cada oscilación para luego mantenerlo así hasta que en el estado más favorable se libera el dispositivo. El control *latching* es pasivo, es decir, no necesita enviar energía desde el sistema extractor de potencia hacia el sistema oscilante dado que no hay fuerzas aplicadas mientras el dispositivo está detenido. Una desventaja del control *latching* es que se magnifican las oscilaciones del dispositivo por lo que cualquier estrategia de control *latching* debería tomar en consideración la restricción de máxima amplitud (Cretel, Lewis, Thomas y Lighthbody 2011).

Mientras el control reactivo es una estrategia lineal en el dominio de la frecuencia en donde no se puede considerar en su formulación la limitación de máxima amplitud ante oleaje irregular, el control predictivo basado en modelo se presenta como una técnica de control no

lineal en el dominio del tiempo en donde se pueden considerar restricciones, incluyendo de amplitud, ante oleaje irregular. El control MPC requiere un modelo del sistema oscilante, una estimación de estado y una predicción de la fuerza de excitación sobre un horizonte temporal para determinar la mejor acción de control sobre la fuerza del PTO en el próximo instante. Pero, a pesar de ser mejor a las demás técnicas en términos comparativos por considerar restricciones, padece las mismas desventajas del control reactivo, es decir, flujo bidireccional de energía entre el PTO y el sistema oscilante lo que conlleva a importantes pérdidas de potencia en el generador lineal.

En el presente trabajo de investigación se han propuesto esquemas de control alternativos con el fin de superar algunas de las desventajas asociadas al control reactivo, pasivo, *latching* y MPC. En este sentido se ha considerado el sistema a controlar desde una perspectiva global. Se han tomado en cuenta además del sistema hidrodinámico, el generador lineal y los convertidores de potencia en las técnicas de control pasivo y MPC. Los resultados de las simulaciones muestran que con estas propuestas se puede incrementar la potencia promedio inyectada a la red con una disminución considerable de las pérdidas en el generador.

Por otra parte, se ha tratado la restricción de máxima amplitud en las estrategias de control reactivo y *latching* sobre la base del trabajo de Evans (Evans 1981). En este sentido, se han propuesto modificaciones a estas estrategias con la finalidad de tomar en cuenta la limitación de máximo desplazamiento, ajustando en tiempo real el amortiguamiento del sistema PTO. Para ello se han considerado predicciones a corto plazo de la fuerza de excitación. Los resultados encontrados en las simulaciones muestran que es posible aumentar la potencia promedio absorbida por el sistema PTO si se aplican las estrategias de control propuestas.

En resumen el objetivo general de esta tesis es la mejora de las estrategias de control pasivo, control predictivo basado en modelo, reactivo y *latching* ante oleaje irregular. Para alcanzar el objetivo general, se han planteado los siguientes objetivos específicos en esta tesis.

- Mejorar el desempeño del control pasivo considerando las pérdidas en el cobre del generador lineal
- Mejorar el desempeño del control predictivo basado en modelo considerando las pérdidas en el cobre del generador lineal
- Mejorar el desempeño del control reactivo considerando limitada la excursión máxima ante oleaje irregular

- Mejorar el desempeño del control *latching* considerando limitada la excursión máxima ante oleaje irregular

La presente tesis se ha dividido en diez capítulos. El primero es la introducción. El segundo, tercer y cuarto capítulo tratan el sistema hidrodinámico, eléctrico y de control respectivamente. En ellos se expone la teoría que sustenta los modelos utilizados en las simulaciones. En el quinto y sexto capítulo se explican y analizan las propuestas de control pasivo y MPC considerando las pérdidas en el generador lineal. En el séptimo y octavo capítulo se explican las mejoras obtenidas sobre el control reactivo y *latching* considerando la restricción de amplitud máxima ajustando en tiempo real el amortiguamiento del sistema PTO. En el capítulo nueve se refieren las publicaciones realizadas durante la realización de esta tesis y en el capítulo diez se exponen las conclusiones y recomendaciones del trabajo.

## 2. SISTEMA HIDRODINÁMICO

La parte de la hidrodinámica marina que nos atañe en este trabajo de investigación es la que estudia los efectos del oleaje sobre estructuras flotantes y en particular sobre el movimiento oscilatorio de sistemas boyantes. También es de nuestro interés el estudio de las olas generadas por el movimiento de sistemas oscilatorios sobre el mar en calma incluyendo la resistencia de la ola al movimiento oscilante. Estos temas se han abordado desde una descripción teórica basada en la asunción de que el fluido es ideal y que el movimiento de las olas es lo suficientemente pequeño para ser linealizado. Los efectos no lineales son importantes en circunstancias especiales tales como olas rompiendo sobre aguas poco profundas o cerca del casco de un barco. Si se quiere mantener la complejidad del problema entre límites razonables es prácticamente esencial despremiar tanto las no linealidades como el efecto viscoso (Newman 1977).

La velocidad del fluido  $V$  se puede expresar mediante el gradiente de la velocidad potencial  $\phi$ , y los efectos de la superficie libre pueden ser expresados en términos de condiciones de borde apropiadas sobre esta superficie. La naturaleza física de una superficie libre requiere tanto condiciones de borde cinemáticas como dinámicas. La condición cinemática implica que deben ser iguales las velocidades normales del fluido y de la superficie del borde y la condición dinámica implica que la presión sobre la superficie libre debe ser la atmosférica. En ambos casos la simplificación producto de la linealización de tales condiciones de borde es significativa (Newman 1977).

Una vez linealizadas ambas condiciones de borde pueden ser combinadas para dar una sola condición para la velocidad potencial  $\phi$ . La solución más simple de esta condición de superficie libre que tiene, sin embargo, una gran importancia práctica es la ola plana progresiva. Esta ola es bidimensional, senoidal en tiempo con frecuencia angular  $\omega$  y se propaga con velocidad de fase  $V_p$  tal que para un observador desplazándose a esta velocidad la ola aparece en estado estable. Esto quiere decir que la elevación de la superficie libre de la ola debe ser de la forma general:

$$\eta(z, t) = A \cos(kz - \omega t + \varepsilon) \quad (2.1)$$

donde el eje  $z$  coincide con la dirección de propagación de la ola,  $t$  es el tiempo,  $A$  es la amplitud de la ola,  $\varepsilon$  es un ángulo de fase arbitrario y

$$k = \omega/V_p \quad (2.2)$$

es el número de ola, es decir, el número de olas por unidad de distancia a lo largo del eje  $x$ . Adicionalmente

$$k = 2\pi/\lambda \quad (2.3)$$

donde la longitud de onda  $\lambda$  es la distancia entre sucesivos puntos sobre la ola con la misma fase.

Se puede demostrar partiendo de la ecuación de Laplace y asumiendo que la profundidad del fluido es infinita que para la ola plana progresiva el número de la ola y la frecuencia están relacionados por la siguiente ecuación de dispersión (Newman 1977)

$$k = \omega^2/g \quad (2.4)$$

donde  $g$  es la aceleración de la gravedad. En consecuencia, para una ola plana progresiva sobre aguas profundas la velocidad de fase puede determinarse mediante la expresión

$$V_p = \omega/k = g/\omega = \frac{\lambda}{T} \quad (2.5)$$

donde el período de la ola  $T$  es  $2\pi$  entre la frecuencia angular temporal. La suma de la energía potencial y la cinética asociada a la ola por unidad de área horizontal da como resultado la siguiente ecuación 2.6 (Falnes 2004):

$$E = \frac{\rho g}{2} A^2 \quad (2.6)$$

donde  $\rho$  es la densidad del agua. La potencia de la ola por unidad de longitud de frente de onda o transporte de energía de la ola se puede calcular mediante el producto de la velocidad del frente de onda y la energía por área horizontal:

$$P = \frac{\rho g^2}{32\pi} T H^2 \quad \text{W/m.} \quad (2.7)$$

siendo la altura de la ola  $H$  dos veces la elevación máxima  $A$ .

En la teoría linealizada o teoría lineal de la ola, las soluciones pueden ser superpuestas sin violar las condiciones de borde o la ecuación de Laplace. En este sentido, se pueden obtener representaciones más generales o irregulares, ya no monocromáticas o regulares, superponiendo

ondas planas de diferentes numeros de ola o frecuencias. Para el caso bidimensional podríamos formar una suma discreta de olas de la forma

$$\eta(z, t) = \sum_{n=1}^N A_n \cos(k_n z - \omega_n t + \varepsilon_n) \quad (2.8)$$

donde  $A_n$ ,  $\omega_n$ ,  $k_n$  y  $\varepsilon_n$  son respectivamente la amplitud, la frecuencia, el número de ola y el ángulo de fase aleatorio de la componente de ola número  $n$ .

En la práctica, la teoría lineal de ola puede ser usada para simular oleaje irregular. En este sentido el ángulo de fase aleatorio  $\varepsilon_n$  generalmente se asume uniformemente distribuido entre 0 y  $2\pi$  y constante en tiempo. Para olas sobre aguas profundas  $\omega_n$  y  $k_n$  pueden relacionarse por la ecuación 2.4 y la amplitud de la ola  $A_n$  puede ser expresada mediante el espectro de la ola  $S(\omega)$  de la forma

$$(1/2) A_n^2 = S(\omega_n) \Delta\omega \quad (2.9)$$

donde  $\Delta\omega$  es la diferencia constante entre frecuencias sucesivas. El espectro de la ola  $S(\omega)$  puede ser estimado a partir de mediciones de oleaje asumiendo que se puede describir el mar como un proceso aleatorio estacionario. Los modelos frecuentemente usados en la literatura para representar el espectro de la ola  $S(\omega)$  son el JONSWAP y el Pierson-Moskowitz. Para el caso del espectro de Pierson-Moskowitz la expresión es

$$S(\omega) = (A_w/\omega^5) e^{-B_w/\omega^4} \quad (2.10)$$

Se han propuesto varias parametrizaciones para los valores de  $A_w$  y  $B_w$ . Una posible variante es (Falnes 2004; Michel 1999)

$$A_w = B_w H_s^2/4, \quad B_w = (5/4)\omega_p^4 \quad (2.11)$$

donde  $H_s$  es la altura significativa (promedio del tercio de olas más altas registradas) y  $\omega_p$  es la frecuencia pico (la frecuencia para la cual  $S(\omega)$  tiene su máximo o dos pi-veces la inversa del período del grupo de olas con más energía).

Un dispositivo capaz de capturar y adecuar la energía de las olas de manera que esta sea útil es un convertidor de energía de las olas o *Wave Energy Converter* (WEC).

Por conveniencia consideraremos un convertidor de energía de las olas semisumergido que se mueve sólo en la dirección vertical (*heave*) como el ilustrado en la figura 1.1. Si  $m$  es la masa del cuerpo y  $x(t)$  representa el desplazamiento variante en el tiempo, la ecuación de movimiento del cuerpo puede ser expresada de la siguiente forma

$$m\ddot{x}(t) = f_{fluido}(t) + f_{externa}(t) \quad (2.12)$$



Desde un punto de vista hidrodinámico la teoría lineal permite el análisis de un convertidor de energía de las olas ante oleaje irregular por la superposición lineal de componentes de oleaje regular de pendiente pequeña asumiendo condiciones en régimen permanente. Esto significa que no hay efectos transitorios presentes debido a las condiciones iniciales, es decir, el movimiento dinámico lineal y los esfuerzos sobre el dispositivo son oscilaciones armónicas de la misma frecuencia de la fuerza de la ola que excita el dispositivo (Faltinsen 1990).

La hidrodinámica ante oleaje regular se trata normalmente en dos partes:

- Los esfuerzos sobre el cuerpo cuando la estructura está detenida y hay oleaje regular incidente. Los esfuerzos hidrodinámicos son llamados fuerzas de excitación de la ola y están compuestos por las fuerzas de Froude-Krylov, de difracción y los momentos.
- Los esfuerzos sobre el cuerpo cuando la estructura es obligada a oscilar con la frecuencia de excitación de la ola en algún modo de movimiento de cuerpo rígido sin oleaje incidente. Los esfuerzos hidrodinámicos son identificados como masa agregada, amortiguamiento y los términos restauradores.

La difracción puede definirse como un fenómeno de propagación del oleaje por problemas de contorno. Se manifiesta especialmente en las proximidades de obstáculos más o menos pronunciados. Como norma general aparece difracción importante siempre que hay sombra al oleaje y por tanto cesión de energía lateral. Puede observarse este efecto en el caso particular de un tren de olas encontrándose un obstáculo en su propagación, apareciendo en la zona posterior del obstáculo prolongaciones de los frentes que se propagan en la zona no protegida, radiándose esta onda a partir de la punta del obstáculo (Chapapría 2004).

Cuando el flujo en la vecindad de una estructura sigue siendo laminar, domina el efecto de difracción, siendo despreciable tanto la viscosidad como la producción de vórtices. Una consecuencia de esto es que si las olas incidentes son no rotacionales, el flujo dentro de la vecindad del cuerpo será también no rotacional y una formulación en términos de la velocidad potencial podría ser empleada tanto desde el punto de vista analítico como numérico.

En modelos preliminares de convertidores de energía de las olas es usual asumir que las fuerzas operan dentro del régimen de difracción y que la importancia de otras fuerzas puede ser considerada en etapas posteriores (Cruz 2008). Si se asume la teoría lineal de ola en régimen de difracción, las fuerzas inducidas por el fluido  $f_{fluido}(t)$  sobre un cuerpo rígido flotante pueden

ser aproximadas por la siguiente combinación

$$f_{fluido}(t) = f_e(t) + f_r(t) + f_h(t) \quad (2.13)$$

donde  $f_e(t)$ ,  $f_r(t)$  y  $f_h(t)$  son las fuerzas de excitación, radiación e hidrostática respectivamente. En esta representación las fuerzas de excitación y radiación están asociadas con la respuesta del cuerpo ante el movimiento del oleaje incidente y la componente hidrostática es independiente de las olas.

## 2.1 Fuerza de Excitación

La fuerza de excitación  $f_e(t)$  o *scattering* es la fuerza que el cuerpo experimentaría si se mantiene fijo en su posición promedio. La magnitud de esta fuerza está compuesta de dos partes. Una parte depende de las olas incidentes y la otra de las olas difractadas. La primera cantidad se puede obtener mediante la integración directa de la presión de las olas incidentes sobre la superficie húmeda del cuerpo. En contraste la determinación del segundo término es frecuentemente una tarea difícil dado que esta cantidad sólo puede ser calculada cuando el campo de presión sobre toda la superficie húmeda ha sido determinada. Si la componente de difracción de la magnitud de la excitación es mucho menor que la componente de la ola incidente, la primera puede ser despreciada y la fuerza de excitación se representa sólo por la contribución de la ola incidente. A esta aproximación se le conoce como Froude-Krylov y es claramente útil cuando las circunstancias lo permiten.

Suele representarse la fuerza de excitación como una función lineal de la elevación de la ola  $\eta(t)$ . La relación entre la elevación de la ola y la fuerza de excitación es no causal y se representa en el dominio del tiempo y de la frecuencia de la siguiente manera (Falnes 1995).

$$f_e(t) = w(t) * \eta(t), \quad F_e(\omega) = W(\omega)\eta(\omega) \quad (2.14)$$

El Kernel de convolución  $w(t)$ , antitransformada de Fourier de los coeficientes de excitación  $W(\omega)$ , representa la respuesta impulsiva de un sistema premonitorio no causal con memoria (Price 2009). La no causalidad de este sistema lineal está relacionada con que la elección de la entrada no es la causa de la salida. La causa real de la salida así como de la entrada podría ser una tormenta distante o un generador de olas en el laboratorio. La no causalidad podría ser en parte atribuida a que la ola incidente podría golpear el cuerpo y ejercer una fuerza antes que la ola alcance el punto de referencia que convenientemente ha sido elegido para el sistema

oscilante (Falnes 1995). La no causalidad significa que  $w(t) \neq 0$  para  $t < 0$ . Esto quiere decir que para tener conocimiento de la fuerza de excitación en el instante actual  $f_e(t)$  es necesario tener algún conocimiento futuro de la elevación de la ola incidente en el punto de referencia (Falnes 1995).

En esta tesis se ha usado el programa comercial Wamit<sup>®</sup> para obtener los coeficientes de excitación  $W(\omega)$  en función de la frecuencia del oleaje regular. El programa Wamit<sup>®</sup> permite realizar el análisis de la fuerza de excitación ante oleaje regular a las frecuencias deseadas mediante la teoría lineal de las olas. En este sentido, la velocidad potencial es resuelta por medio de ecuaciones integrales de borde donde la geometría de la estructura se representa por medio de paneles y la velocidad potencial se aproxima por B-splines continuos.

Una vez obtenidos los coeficientes de excitación  $W(\omega)$ , estos se pueden aproximar a un sistema lineal no causal que puede representarse mediante una función de transferencia  $W_n(s)$  de orden  $n$

$$W_n(s) = \frac{b_{e(n-1)}s^{n-1} + b_{e(n-2)}s^{n-2} + \dots + b_{e2}s^2 + b_{e1}s + b_{e0}}{s^n + a_{e(n-1)}s^{n-1} + a_{e(n-2)}s^{n-2} + \dots + a_{e2}s^2 + a_{e1}s + a_{e0}} \quad (2.15)$$

En esta tesis la fuerza de excitación se obtiene procesando la elevación de la ola  $\eta(t)$  mediante el sistema lineal de los coeficientes de excitación por medio del método propuesto por McCabe et al. (McCabe, Stallard, Baker y Yavuz 2006). La metodología se expone detalladamente en el Anexo C.

## 2.2 Predicción de la Fuerza de Excitación

Para determinadas estrategias de control se necesita como señal de entrada para el controlador una predicción de la fuerza de excitación sobre un horizonte temporal. Para estimar la fuerza de excitación a futuro es necesario un registro de valores pasados instantáneos de la fuerza de excitación. Este registro se puede obtener mediante mediciones de la altura de la ola, sensando la presión en el emplazamiento de la boya o indirectamente mediante mediciones de la dinámica del sistema oscilante (Falnes 2004).

Un buena aproximación de la fuerza de excitación a corto plazo puede obtenerse mediante un modelo AR. Esta técnica ha mostrado predicciones más precisas de la fuerza de excitación de la ola en comparación con otras técnicas basadas en filtros Kalman extendidos o en redes neuronales (Fusco y Ringwood 2010)

La fuerza de excitación discretizada con período de discretización  $T_d$  en un instante  $kT_d$

puede representarse linealmente dependiente de  $n$  valores pasados a través de los parámetros  $c_i$

$$f_e(k) = \sum_{i=1}^n c_i f_e(k-i) + \zeta(k) \quad (2.16)$$

donde el término de perturbación  $\zeta(k)$  se asume como ruido Gaussiano blanco. Los coeficientes  $c_i$  pueden determinarse mediante ajuste por mínimos cuadrados usando los registros pasados de la fuerza de excitación. Una vez estimados los valores  $\hat{c}_i$  la predicción de la fuerza de excitación  $f_e(k+l|k)$  en el instante  $k+l$  dado que se conoce la fuerza de excitación antes del instante  $k$ , puede determinarse con la información predicha desde  $k$  hasta  $k+l-1$  y con los valores registrados de la fuerza de excitación desde  $k-(n-l)$  hasta  $k-1$ .

$$f_e(k+l|k) = \sum_{i=1}^n \hat{c}_i f_e(k+l-i|k) + \zeta(k) \quad (2.17)$$

### 2.3 Fuerza de Radiación

La fuerza de radiación  $f_r(t)$  corresponde a la fuerza experimentada por el cuerpo por su propio movimiento oscilatorio en la ausencia de un campo de ola incidente. Esta fuerza es proporcional a la amplitud del desplazamiento en la teoría lineal de olas. La práctica común es considerar la fuerza de radiación en dos componentes. Una en fase con la aceleración del cuerpo dependiente del coeficiente hidrodinámico masa añadida  $M_a(\omega)$  y otra en fase con la velocidad del cuerpo dependiente de la resistencia de radiación o coeficiente de amortiguamiento  $R_r(\omega)$ .

$$F_r(\omega) = -(R_r(\omega) + i\omega M_a(\omega))V(\omega) \quad (2.18)$$

Si en la ecuación 2.18 se define la impedancia de radiación como  $Z_r(\omega) = R_r(\omega) + i\omega M_a(\omega)$  la fuerza de radiación puede expresarse como

$$F_r(\omega) = -Z_r(\omega)V(\omega) \quad (2.19)$$

La parte imaginaria de la impedancia de radiación suele representarse como la reactancia de radiación

$$X_r(\omega) = \omega M_a(\omega) \quad (2.20)$$

En el dominio del tiempo la fuerza de radiación es la convolución entre la respuesta impulsiva asociada a la impedancia de radiación y la velocidad del oscilador.

$$f_r(t) = -z_r(t) * v(t) = -z_r(t) * \dot{x}(t) \quad (2.21)$$

En la masa añadida  $M_a(\omega)$ , si la frecuencia  $\omega$  tiende a infinito se tiene una masa constante adicional al sistema o masa infinita  $m_\infty$  debida al fluido (Count y Jefferys 1980). En función de esta masa se puede definir la siguiente función en el dominio de la frecuencia:

$$K(\omega) = Z_r(\omega) - i\omega m_\infty = R_r(\omega) + i\omega(M_a(\omega) - m_\infty) \quad (2.22)$$

La expresión de la ecuación 2.22 suele definirse como la impedancia de radiación reducida

$$K(\omega) = R_r(\omega) + iX'_r(\omega) \quad (2.23)$$

donde  $X'_r(\omega) = \omega(M_a(\omega) - m_\infty)$

La fuerza de radiación expresada en términos de la impedancia de radiación reducida es:

$$F_r(\omega) = F'_r(\omega) - i\omega m_\infty V(\omega) \quad (2.24)$$

En la ecuación 2.24 el primer término  $F'_r(\omega) = -K(\omega)V(\omega)$  es la fuerza de radiación reducida. En el dominio del tiempo la fuerza de radiación reducida puede representarse mediante la convolución de los coeficientes  $k(t)$ , antitransformada de Fourier de  $K(\omega)$ , y la velocidad  $v(t)$ , es decir,  $f'_r(t) = -k(t) * \dot{x}(t)$ .

En función de la masa infinita  $m_\infty$  y de la respuesta impulsiva  $k(t)$ , la fuerza de radiación se puede escribir de la siguiente forma (Cummins 1962)

$$f_r(t) = -k(t) * \dot{x}(t) - m_\infty \ddot{x}(t) = - \int_{-\infty}^t k(t - \tau) \dot{x}(\tau) d\tau - m_\infty \ddot{x}(t) \quad (2.25)$$

La masa añadida  $M_a(\omega)$  y la resistencia de radiación  $R_r(\omega)$  se pueden obtener a través de ensayos hidrodinámicos sobre el sistema oscilante usando el programa Wamit<sup>®</sup> para luego determinar, con estos valores, la masa infinita  $m_\infty$  y impedancia de radiación reducida  $K(\omega)$ .

Al igual que ocurre con los coeficientes de excitación, una vez obtenidos los coeficientes de la impedancia de radiación reducida  $K(\omega)$ , estos se pueden aproximar a un sistema lineal racional causal que puede representarse mediante una función de transferencia  $K(s)$  o mediante un sistemas de ecuaciones de estado como lo sugiere Falnes y Yu (Falnes y Yu 1996). En este sentido el modelo de espacio de estado de la fuerza de radiación puede representarse mediante el modelo de orden  $n$  siguiente

$$\dot{\mathbf{Y}}_r(t) = \mathbf{A}_r \mathbf{Y}_r(t) + \mathbf{B}_r v(t) \quad (2.26)$$

$$f'_r(t) = \mathbf{C}_r \mathbf{Y}_r(t) \quad (2.27)$$

donde  $\mathbf{Y}_r(t) = [y_1(t), y_2(t), \dots, y_n(t)]^T$  es el vector de estado del modelo.

Dentro de las posibles realizaciones de los modelos de espacio de estado Falnes y Yu usan la forma asociada, donde las matrices  $\mathbf{A}_r$ ,  $\mathbf{B}_r$  y  $\mathbf{C}_r$  se expresan a continuación:

$$\mathbf{A}_r = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & -a_{r0} \\ 1 & 0 & 0 & \dots & 0 & -a_{r1} \\ 0 & 1 & 0 & \dots & 0 & -a_{r2} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & -a_{r(n-2)} \\ 0 & 0 & 0 & \dots & 1 & -a_{r(n-1)} \end{bmatrix} \quad (2.28)$$

$$\mathbf{B}_r = [ b_{r0} \quad b_{r1} \quad b_{r2} \quad \dots \quad b_{r(n-2)} \quad b_{r(n-1)} ]^T \quad (2.29)$$

$$\mathbf{C}_r = [ 0 \quad 0 \quad 0 \quad \dots \quad 0 \quad 1 ] \quad (2.30)$$

El modelo de espacio de estado anterior tiene la siguiente representación en función de transferencia equivalente:

$$K(s) = \frac{N_r(s)}{D_r(s)} = \frac{b_{r(n-1)}s^{n-1} + b_{r(n-2)}s^{n-2} + \dots + b_{r2}s^2 + b_{r1}s + b_{r0}}{s^n + a_{r(n-1)}s^{n-1} + a_{r(n-2)}s^{n-2} + \dots + a_{r2}s^2 + a_{r1}s + a_{r0}} \quad (2.31)$$

## 2.4 Fuerza de Restauración Hidrostática

Según el principio de Arquímedes un fluido ejerce sobre una boya una fuerza igual al peso del fluido desplazado. En el equilibrio la fuerza gravitacional del cuerpo es contrarrestada por el peso del fluido desplazado

$$mg = \rho V g \quad (2.32)$$

donde  $V$  es el volumen sumergido. Si el cuerpo se mueve fuera de la posición de equilibrio la fuerza hidrostática es la diferencia entre la fuerza ejercida por la masa del cuerpo y la fuerza de la masa de agua desplazada.

$$f_s(t) = mg - \rho g V_d(t) \quad (2.33)$$

Si se considera como cuerpo flotante en equilibrio una esfera semisumergida de radio  $R$  y masa  $m = \rho 2\pi R^3/3$  cuando la esfera se desplaza  $x(t)$  hacia arriba el volumen de agua desplazado es

$$V_d(t) = \pi(2R^3 - 3R^2x(t) + x(t)^3)/3 \quad (2.34)$$

lo que se corresponde con la siguiente fuerza de restauración hidrostática

$$f_h(t) = -\rho g \pi (R^2 x(t) - x(t)^3/3) \quad (2.35)$$

Considerando que en la teoría lineal de ola se asumen excursiones pequeñas respecto a las dimensiones del dispositivo, es decir,  $|x(t)| \ll R$ , la ecuación 2.35 se puede plantear sin considerar el segundo término:

$$f_h(t) = -\rho g \pi R^2 x(t) \quad (2.36)$$

lo que implica que la fuerza de restauración hidrostática  $f_h(t)$  se puede considerar aproximadamente proporcional a la excursión o desplazamiento  $x(t)$  del cuerpo desde su posición de equilibrio. Esta fuerza suele expresarse mediante la constante o coeficiente de rigidez hidrostática.

$$f_h(t) = -S_b x(t) \quad (2.37)$$

donde

$$S_b = \rho g S \quad (2.38)$$

siendo  $S$  el área del plano de agua que corta al cuerpo flotante en la posición de equilibrio. Para el caso de la esfera semisumergida el área  $S$  es  $\pi R^2$

De la ecuación 2.12 de movimiento del cuerpo oscilante se ha analizado la contribución de la fuerza del fluido mediante la superposición de la fuerza de excitación, de radiación y de restauración hidrostática. Las fuerzas externas a ser consideradas serán la fuerza del resorte que une el sistema de anclaje al sistema oscilante, la fuerza del sistema extractor de potencia y la fuerza del sistema limitador de la excursión máxima.

$$f_{externa}(t) = f_s(t) + f_{pto}(t) + f_{lim}(t) \quad (2.39)$$

## 2.5 Fuerza de Restauración del Resorte

La fuerza de restauración del resorte que une el anclaje al sistema oscilante suele representarse en los absorbedores puntuales proporcional al desplazamiento

$$f_s(t) = -k_s x(t) \quad (2.40)$$

donde la constante  $k_s$  es la constante de elasticidad del resorte o tensor.

## 2.6 Fuerza del Sistema Extractor de Potencia

En general, cuando se considera un control lineal sobre el movimiento del convertidor de energía de las olas la fuerza del sistema extractor de potencia o *Power Take-Off* (PTO) se modela como un sistema lineal de segundo orden en función del desplazamiento

$$f_{pto}(t) = -m_{pto}\ddot{x}(t) - r_{pto}\dot{x}(t) - k_{pto}x(t) \quad (2.41)$$

donde  $m_{pto}$ ,  $r_{pto}$  y  $k_{pto}$  son el coeficiente de inercia, de amortiguamiento y de elasticidad del PTO (Price 2009). En el dominio de la transformada de Fourier la velocidad y la fuerza del PTO están relacionadas por la siguiente expresión

$$F_{pto}(\omega) = -(m_{pto}j\omega + r_{pto} + k_{pto}/j\omega)V(j\omega) \quad (2.42)$$

donde el término que multiplica a la velocidad es la impedancia del PTO

$$Z_{pto}(j\omega) = R_{pto} + jX_{pto}(\omega) = r_{pto} + j(m_{pto}\omega - k_{pto}/\omega) \quad (2.43)$$

Los valores particulares de los coeficientes anteriormente mencionados se analizan en el capítulo 4 para el caso particular del control reactivo, control reactivo considerando las pérdidas en el cobre del generador lineal y control pasivo. También se explican en el capítulo 4 para las estrategias de control no lineal *latching* y para el control predictivo basado en modelo o *Model Predictive Control* (MPC) la relación existente entre la fuerza del PTO y los valores del desplazamiento, velocidad y aceleración del sistema oscilante.

$$Z_{pto}(s) = r_{pto} + m_{pto}s + k_{pto}/s \quad (2.44)$$

Para el modelo dinámico del sistema suele representarse la impedancia del PTO en el dominio de la transformada de Laplace como se indica en la ecuación 2.44.

## 2.7 Fuerza del Sistema Limitador de la Excursión Máxima

Para limitar la máxima excursión en el sistema oscilante se ha usado el modelo resorte-amortiguador expuesto en el trabajo de Hals et al. (Hals, Falnes y Moan 2011a)

$$f_{lim}(t) = -\text{signo}(x(t))k_{lim}(|x(t)| - x_{lim})u(|x(t)| - x_{lim}) - r_{lim}\dot{x}(t)u(|x(t)| - x_{lim}) \quad (2.45)$$

donde  $\text{signo}(\cdot)$  devuelve el signo del argumento,  $u(\cdot)$  es la función escalón unitario,  $x_{lim}$  es el límite en la excursión máxima en ambos sentidos desde la posición de equilibrio,  $k_{lim}$  es la constante del resorte limitador y  $r_{lim}$  es la constante del amortiguador limitador.

## 2.8 Dinámica del Convertidor de Energía de las Olas Oscilante

Una vez determinadas las fuerzas que actúan sobre el sistema oscilante se puede plantear la ecuación dinámica que rige el movimiento del mismo. Sustituyendo las ecuaciones 2.25, 2.37



y 2.40 en la ecuación 2.12, sin considerar el sistema limitador de excursión máxima se obtiene el modelo en el dominio del tiempo siguiente

$$(m + m_\infty)\ddot{x}(t) + \int_{-\infty}^t k(t - \tau)\dot{x}(\tau)d\tau + (S_b + k_s)x(t) = f_e(t) + f_{pto}(t) \quad (2.46)$$

El sistema lineal anterior puede representarse mediante el siguiente modelo de espacio de estado sugerido por Falnes y Yu (Falnes y Yu 1996)

$$\dot{\mathbf{Z}}(t) = \mathbf{AZ}(t) + \mathbf{B}f_e(t) + \mathbf{B}f_{pto}(t) \quad (2.47)$$

$$\mathbf{X}(t) = \mathbf{CZ}(t) = [x(t) \ \dot{x}(t)]^T \quad (2.48)$$

donde

$$\mathbf{Z}(t) = [\mathbf{Y}_r(t)^T \ x(t) \ \dot{x}(t)]^T = [y_1(t), y_2(t), \dots, y_n(t), x(t), \dot{x}(t)]^T \quad (2.49)$$

es el vector de estado del modelo. Las matrices  $\mathbf{A}$ ,  $\mathbf{B}$  y  $\mathbf{C}$ , que deducen Falnes y Yu, se presentan a continuación.

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} & & & 0 & & \\ & \mathbf{A}_r & & \vdots & & \mathbf{B}_r \\ 0 & \dots & 0 & 0 & & 1 \\ -\mathbf{C}_r/(m + m_\infty) & & -(S_b + k_s)/(m + m_\infty) & 0 & & 0 \end{bmatrix} \quad (2.50)$$

$$\mathbf{B} = [0 \ \dots \ 0 \ 1/(m + m_\infty)]^T \quad (2.51)$$

$$\mathbf{C} = \begin{bmatrix} 0 & \dots & 0 & 1 & 0 \\ 0 & \dots & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.52)$$

La dinámica del sistema oscilante también puede representarse mediante una función de transferencia aplicando la transformada de Laplace a la ecuación 2.46:

$$H(s) = \frac{X(s)}{F_e(s) + F_{pto}(s)} = \frac{1}{(m + m_\infty)s^2 + sK(s) + (S_b + k_s)} \quad (2.53)$$

Si se sustituye la ecuación 2.31 en la ecuación 2.53 se obtiene finalmente:

$$H(s) = \frac{D_r(s)}{((m + m_\infty)s^2 + (S_b + k_s))D_r(s) + sN_r(s)} \quad (2.54)$$

Es usual plantear el sistema de la ecuación 2.46 en función de la velocidad  $v(t) = \dot{x}(t)$

$$(m + m_\infty)\dot{v}(t) + \int_{-\infty}^t k(t - \tau)v(\tau)d\tau + (S_b + k_s) \int_{-\infty}^t v(\tau)d\tau = f_e(t) + f_{pto}(t) \quad (2.55)$$

Aplicando transformada de Fourier a la ecuación 2.55 se obtiene

$$((m + m_\infty)j\omega + K(\omega) + (S_b + k_s)/j\omega)V(\omega) = F_e(\omega) + F_{pto}(\omega) \quad (2.56)$$

y considerando la impedancia de radiación de la ecuación 2.18

$$((m + m_a(\omega))j\omega + R_r(\omega) + (S_b + k_s)/j\omega)V(\omega) = F_e(\omega) + F_{pto}(\omega) \quad (2.57)$$

En la ecuación 2.57 el término que multiplica a la transformada de Fourier de la velocidad es la impedancia intrínseca del sistema hidrodinámico

$$Z_{int}(\omega) = R_r(\omega) + jX_{int}(\omega) \quad (2.58)$$

$$Z_{int}(\omega) = R_r(\omega) + j((m + m_a(\omega))\omega - (S_b + k_s)/\omega) \quad (2.59)$$

Es decir

$$Z_{int}(\omega)V(\omega) = F_e(\omega) + F_{pto}(\omega) \quad (2.60)$$

Se puede usar el modelo de la impedancia de radiación en el dominio de la transformada de Laplace para representar la impedancia intrínseca

$$Z_{int}(s) = (m + m_\infty)s + K(s) + (S_b + k_s)/s \quad (2.61)$$

La suma de la impedancia intrínseca de la ecuación 2.59 y la impedancia del PTO 2.43 es la impedancia neta del sistema hidrodinámico

$$Z_{neta}(\omega) = Z_{int}(\omega) + Z_{pto}(\omega) \quad (2.62)$$

$$Z_{neta}(\omega) = R_r(\omega) + r_{pto} + j((m + m_a(\omega) + m_{pto})\omega - (S_b + k_s + k_{pto})/\omega) \quad (2.63)$$

Las ecuaciones 2.62 y 2.63 sugieren la interpretación circuital del sistema hidrodinámico de la figura 2.1

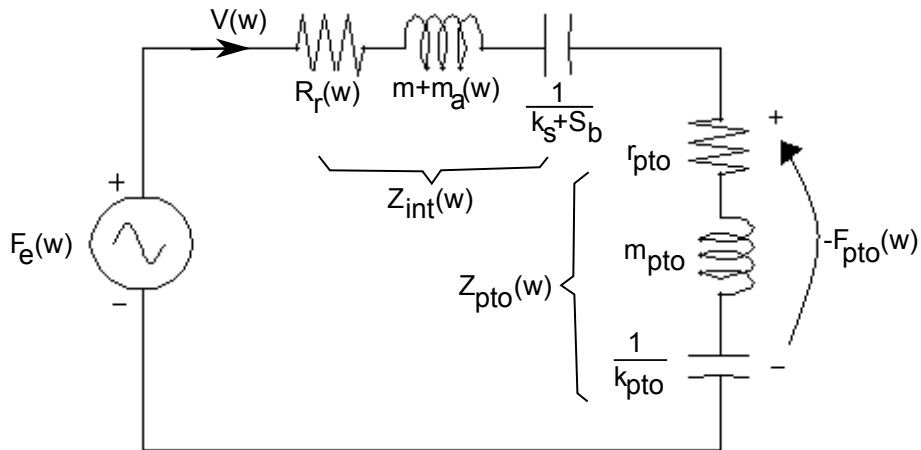


Fig. 2.1: Circuito hidrodinámico

Los fenómenos inerciales pueden modelarse mediante bobinas, los fenómenos de restauración hidrostáticos y los muelles mediante condensadores y los fenómenos amortiguadores como resistencias. Las fuerzas representan las tensiones y la velocidad la corriente. La fuerza de excitación representa una fuente de tensión y la fuerza del PTO representa la caída de tensión en la impedancia del PTO.

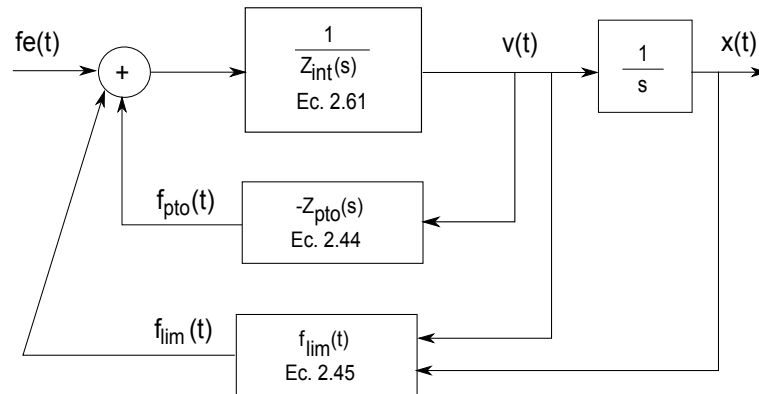


Fig. 2.2: Modelo dinámico del convertidor de energía de las olas

La representación dinámica en el dominio de la transformada de Laplace del convertidor de energía de las olas con control lineal de la fuerza del PTO que incluye el limitador de excursión máxima se presenta en la figura 2.2.

### 3. SISTEMA ELÉCTRICO

El sistema eléctrico y el sistema de control del convertidor de energía de las olas considerado en esta tesis se muestran en la figura 3.1. El sistema eléctrico comprende el generador lineal, el convertidor de electrónica de potencia del lado del generador, una etapa DC formada por un condensador, el convertidor de electrónica de potencia del lado de la red y la red.

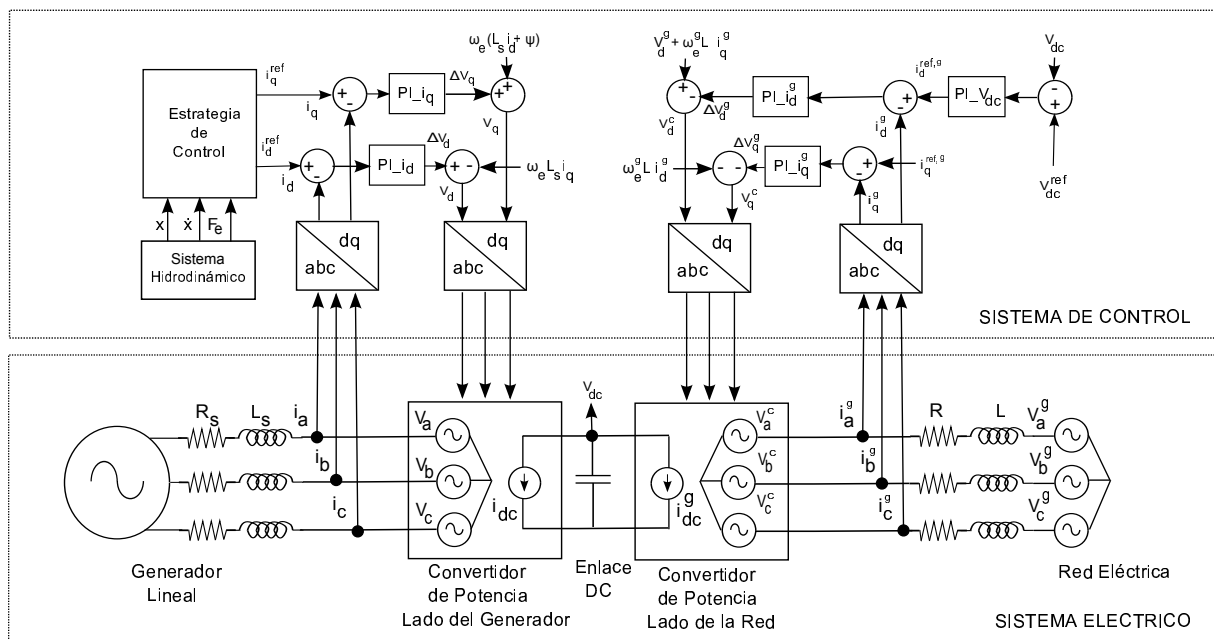


Fig. 3.1: Sistema eléctrico y sistema de control del convertidor de energía de las olas

#### 3.1 Generador Lineal

Para aplicaciones que envuelven movimiento lineal o recíproco es ventajoso usar máquinas eléctricas lineales en vez de las clásicas rotacionales dado que puede reducirse o incluso prescindirse de la interfaz mecánica. Si se usa un generador lineal acoplado directamente al convertidor de energía de las olas como dispositivo de extracción de potencia o *Power Take-Off* (PTO), puede minimizarse tanto la estructura como los componentes mecánicos.

La generación lineal se está empleando en los convertidores de energía de las olas como una alternativa a los generadores rotativos con acoplamientos y multiplicadores de velocidad con el fin de evitar el mantenimiento y las pérdidas en estos dispositivos. Los generadores lineales

extraen energía en forma de movimiento oscilante de vaivén a velocidad reducida. Con esta velocidad se puede crear energía eléctrica de baja frecuencia que necesitará ser procesada por dispositivos de electrónica de potencia para ser vertida a la red.

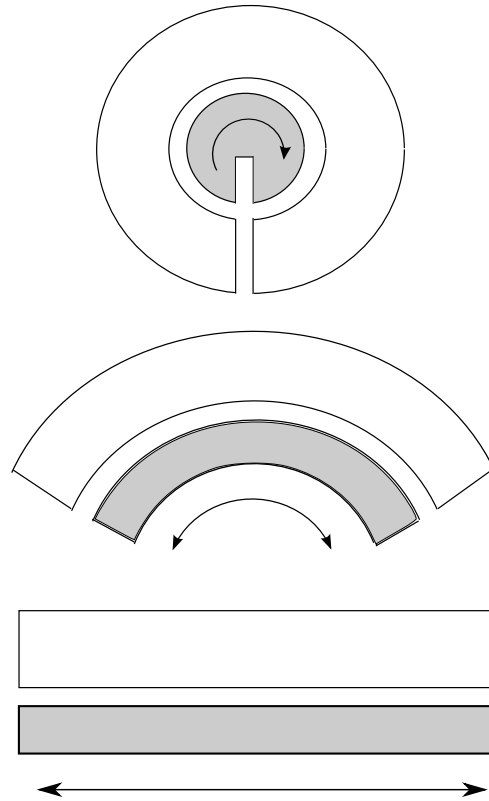


Fig. 3.2: Conversión de una máquina eléctrica rotativa a lineal

Generalmente los generadores lineales se construyen con imanes permanentes consolidados a la parte móvil o *translator* de la máquina, que generan el campo necesario para la generación de electricidad. Las máquinas lineales se describen frecuentemente tomando una máquina rotativa seccionada y desenrollada sobre un plano como se muestra en la figura 3.2. Por esta razón, se usan las mismas ecuaciones que gobiernan las máquinas rotativas para describir los fenómenos asociados a las máquinas lineales. La geometría de la máquina eléctrica lineal puede ser plana o tubular. En la máquina tubular la sección podría ser circular o poligonal a lo largo del eje de movimiento.

Las partes que conforman un generador lineal se ilustran en la figura 3.3. El dispositivo está formado por una parte móvil llamada *translator* sobre el cual se montan los imanes con polaridad alternante. El convertidor se mueve linealmente cerca de un estator estacionario que contiene bobinas formadas de espiras conductoras. Entre el *translator* y el estator existe un entrehierro que sirve de medio para que se induzca tensión en los arrollados estáticos debido

al campo magnético que cambia con el movimiento del convertidor.

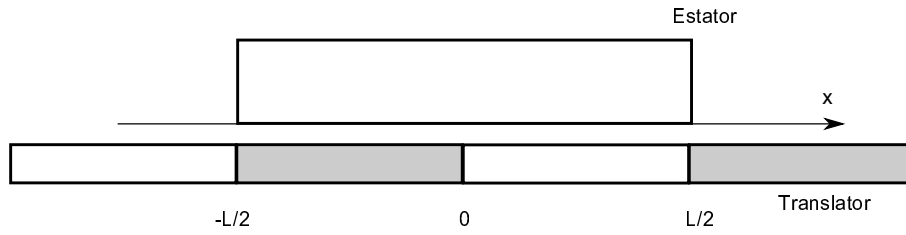


Fig. 3.3: Generador lineal

Cuando el imán permanente sobre la parte móvil de la máquina se mueve respecto al estator se induce una fuerza electromotriz en el arrollado de la armadura. Si este arrollado está conectado a una carga, se genera una corriente que crea un flujo magnético que interactúa a su vez con el flujo del magneto permanente creando una fuerza sobre el *translator* de la máquina. De esta manera la energía mecánica aplicada al convertidor puede ser transformada en energía eléctrica para ser consumida en la carga.

Los magnetos permanentes sobre el *translator* se montan con polaridad alternante de manera que producen una onda de flujo magnético con dirección alternante. Cuando el *translator* se mueve, la onda de flujo magnético lo sigue en su trayectoria lineal.

Según la Ley de Inducción de Faraday la fuerza electromotriz inducida en un devanado estatórico por el movimiento del magneto puede calcularse mediante

$$E_s = -\frac{d}{dt}\Psi \quad (3.1)$$

donde  $\Psi$  es el flujo a través del devanado estatórico.

Para un generador lineal de un par de polos, la distribución de espiras a lo largo de una fase del estator  $N_s(x)$  puede realizarse senoidalmente asumiendo un número máximo de espiras  $N$

$$\begin{aligned} N_s(x) &= N \operatorname{sen}(2\pi x/L) \quad \text{si } 0 < x < L/2 \\ N_s(x) &= -N \operatorname{sen}(2\pi x/L) \quad \text{si } -L/2 < x < 0 \end{aligned} \quad (3.2)$$

Si el flujo constante del magneto permanente en la posición inicial es

$$\begin{aligned} -\psi_i \quad \text{si } 0 < x < L/2 \\ \psi_i \quad \text{si } -L/2 < x < 0 \end{aligned} \quad (3.3)$$

entonces, el flujo en una fase del arrollado del estator debido al magneto permanente puede representarse mediante la ecuación (Rhinefrank, Agamloh, von Jouanne, Wallace, Prudell,

Kimble, Aills, Schmidt, Chan, Sweeny y Schacher 2006):

$$\Psi(x) = -\psi \operatorname{sen}(2\pi x/L) \quad (3.4)$$

donde  $\psi = N\psi_i$  es el flujo máximo y  $x$  es el eje de referencia fijo sobre el estator. Si sustituimos la ecuación 3.4 en 3.1 tomando en cuenta que la posición  $x$  del *translator* varía con el tiempo, se obtiene la fuerza electromotriz inducida por el movimiento del magneto permanente sobre una fase.

$$E_s(t) = \frac{2\pi\psi\dot{x}(t)}{L} \cos\left(\frac{2\pi}{L}x(t)\right) \quad (3.5)$$

Si el generador lineal tiene  $p$  pares de polos se suele definir el paso polar  $\lambda_p$ , distancia entre un polo norte y otro polo norte, como la longitud entre el número de pares de polos. También es usual definir el ancho polar  $\tau_p$ , distancia entre el comienzo de un polo norte y el comienzo del polo sur adyacente, como la longitud entre el número de polos. La relación existente entre los parámetros anteriores es la siguiente

$$\lambda_p = L/p = 2\tau_p \quad (3.6)$$

Considerando una máquina con  $p$  pares de polos, la ecuación de la fuerza electromotriz inducida 3.5 puede reescribirse de la siguiente forma sustituyendo  $L$  por  $\lambda_p$  (Rhinefrank, Agamloh, von Jouanne, Wallace, Prudell, Kimble, Aills, Schmidt, Chan, Sweeny y Schacher 2006)

$$E_s(t) = \frac{\pi\psi\dot{x}(t)}{\tau_p} \cos\left(\frac{\pi}{\tau_p}x(t)\right) \quad (3.7)$$

El ángulo y la velocidad angular de la fuerza electromotriz inducida pueden representarse en función de la velocidad lineal y de la posición del convertidor mediante las siguientes ecuaciones:

$$\theta_e(t) = \frac{\pi x(t)}{\tau_p} \quad (3.8)$$

$$\omega_e(t) = \frac{\pi \dot{x}(t)}{\tau_p} \quad (3.9)$$

Entonces, la fuerza electromotriz puede escribirse de la siguiente manera:

$$E_s(t) = \omega_e(t)\psi \cos(\theta_e(t)) \quad (3.10)$$

Para describir el comportamiento electromecánico de las máquinas eléctricas se suelen usar las transformaciones a nuevos sistemas de referencia. Esto es particularmente ventajoso para desacoplar variables, para simplificar ecuaciones que varían con el tiempo y para referir todas

las variables a un sistema de referencia común. Algunas de las más ampliamente conocidas son las transformaciones de Clarke y de Park. En la transformación de Park el sistema trifásico estacionario  $f_{abc}$  se refiere al rotor transformándose en un sistema de referencia de dos ejes para sistemas balanceados  $f_{qd0}$  lo que simplifica su análisis (Krause 2002).

En el modelo del generador lineal se usaron las ecuaciones de la transformación de Park con ángulo de referencia o transformación  $\theta_e$  igual a la posición angular eléctrica de la tensión inducida en el estator (Krause 2002).

$$\begin{bmatrix} f_q(t) \\ f_d(t) \\ f_0(t) \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos(\theta_e) & \cos(\theta_e - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta_e + \frac{2\pi}{3}) \\ \text{sen}(\theta_e) & \text{sen}(\theta_e - \frac{2\pi}{3}) & \text{sen}(\theta_e + \frac{2\pi}{3}) \\ 1/2 & 1/2 & 1/2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f_a(t) \\ f_b(t) \\ f_c(t) \end{bmatrix} \quad (3.11)$$

donde la velocidad angular eléctrica del sistema trifásico es

$$\omega_e(t) = \frac{d}{dt}\theta_e(t) \quad (3.12)$$

Para un sistema trifásico balanceado de la forma

$$\begin{aligned} f_a(t) &= \sqrt{2}f_s(t)\cos\theta_e(t) \\ f_b(t) &= \sqrt{2}f_s(t)\cos(\theta_e(t) - \frac{2\pi}{3}) \\ f_c(t) &= \sqrt{2}f_s(t)\cos(\theta_e(t) + \frac{2\pi}{3}) \end{aligned} \quad (3.13)$$

la transformación de Park da como resultado el siguiente sistema monofásico

$$\begin{aligned} f_q(t) &= \sqrt{2}f_s(t) \\ f_d(t) &= 0 \\ f_0(t) &= 0 \end{aligned} \quad (3.14)$$

Para el generador lineal las tensiones trifásicas inducidas en el arrollado estático (fuerza electromotriz en cada fase)  $E_{abc}$  son según la ecuación 3.10

$$\begin{aligned} E_a(t) &= \omega_e(t)\psi\cos(\theta_e(t)) \\ E_b(t) &= \omega_e(t)\psi\cos(\theta_e(t) - \frac{2\pi}{3}) \\ E_c(t) &= \omega_e(t)\psi\cos(\theta_e(t) + \frac{2\pi}{3}) \end{aligned} \quad (3.15)$$

En los nuevos ejes de referencia  $qd0$  estas tensiones  $E_{qd0}$  son:

$$\begin{aligned} E_q(t) &= \omega_e(t)\psi \\ E_d(t) &= 0 \\ E_0(t) &= 0 \end{aligned} \quad (3.16)$$



La potencia de entrada al generador, si se desprecian las pérdidas mecánicas, puede calcularse mediante la siguiente ecuación

$$P_{abc} = E_a i_a + E_b i_b + E_c i_c \quad (3.17)$$

donde  $i_a$ ,  $i_b$  e  $i_c$  son las corrientes estatóricas. Considerando la ecuación 3.17 la potencia instantánea en los ejes de referencia  $qd0$  puede calcularse de la siguiente manera (Krause 2002)

$$P_{qd0} = \frac{3}{2}(E_q i_q + E_d i_d + 2E_0 i_0) \quad (3.18)$$

donde  $i_q$ ,  $i_d$  e  $i_0$  son las corrientes estatóricas en los ejes de referencia  $dq0$

Para el caso de la máquina lineal se pueden sustituir las ecuaciones 3.16 en la ecuación 3.18, resultando la potencia instantánea entregada al PTO en función de la velocidad y la corriente en cuadratura

$$P_{pto}(t) = \frac{3}{2}\omega_e(t)\psi i_q(t) = \frac{3}{2}\frac{\pi}{\tau_p}\dot{x}(t)\psi i_q(t) \quad (3.19)$$

La potencia de la ecuación 3.19 es la potencia entregada al PTO que es igual a la potencia que entrega el generador a la carga más la que se consume en pérdidas eléctricas. La fuerza del dispositivo extractor de potencia sobre el *translator* es el cociente entre la potencia del PTO y la velocidad lineal del convertidor. En consecuencia usando la ecuación 3.19 y la ecuación 3.9 se puede obtener dicha fuerza (Boldea y Nasar 1997)

$$f_{pto}(t) = \frac{P_{pto}(t)}{\dot{x}(t)} = \frac{3\pi\psi}{2\tau_p} i_q(t) \quad (3.20)$$

Note que los parámetros  $\tau_p$  y  $\psi$  solo dependen de las especificaciones del generador, en consecuencia, la fuerza del PTO puede ser directamente controlada mediante la corriente en cuadratura  $i_q(t)$ .

Los enlaces de flujo  $\phi_{qd0}$  en el dominio de la transformada de Park en el arrollado estatórico son (Boldea y Nasar 1997):

$$\begin{aligned} \phi_q(t) &= L_s i_q(t) \\ \phi_d(t) &= L_s i_d(t) + \psi \\ \phi_0(t) &= L_{ls} i_0(t) \end{aligned} \quad (3.21)$$

donde  $L_s = L_{ls} + L_m$  es la inductancia estatórica por fase,  $L_{ls}$  es la inductancia de dispersión estatórica por fase,  $L_m$  es la inductancia de magnetización estatórica por fase,  $\psi$  es el enlace de flujo en la dirección  $d$  del arrollado estatórico debido al flujo producido por los magnetos del *translator* y  $R_s$  es la resistencia estatórico por fase.

Para la máquina síncrona las ecuaciones de los voltajes a la salida del generador  $v_{qd0}$  en el dominio de la transformada de Park son (Boldea y Nasar 1997):

$$\begin{aligned}v_q(t) &= R_s i_q(t) + \frac{d}{dt} \phi_q(t) + \omega_e(t) \phi_d(t) \\v_d(t) &= R_s i_d(t) + \frac{d}{dt} \phi_d(t) - \omega_e(t) \phi_q(t) \\v_0(t) &= R_s i_0(t) + \frac{d}{dt} \phi_0(t)\end{aligned}\quad (3.22)$$

Sustituyendo las ecuaciones de los enlaces de flujo 3.21 en 3.22 se obtienen las ecuaciones que relacionan las tensiones del estator del generador lineal con las corrientes en el dominio de la transformación de Park (Boldea y Nasar 1997)

$$\begin{aligned}v_q(t) &= R_s i_q(t) + L_s \frac{d}{dt} i_q(t) + L_s \omega_e(t) i_d(t) + \omega_e(t) \psi \\v_d(t) &= R_s i_d(t) + L_s \frac{d}{dt} i_d(t) - L_s \omega_e(t) i_q(t) \\v_0(t) &= R_s i_0(t) + L_{ls} \frac{d}{dt} i_0(t)\end{aligned}\quad (3.23)$$

es decir

$$v_{qd0}(t) = R_s i_{qd0}(t) + L_s p i_{qd0}(t) + L_s \omega_e(t) i_{dq}(t) + E_{qd0}(t) \quad (3.24)$$

donde  $p$  es el operador derivada e  $i_{dq}(t)$  es el vector

$$i_{dq}(t) = [i_{sd}(t) \quad -i_{sq}(t)]^T \quad (3.25)$$

Se suele modelar el generador lineal considerando como entradas las tensiones y como salidas las corrientes. En este sentido, es adecuado plantear las ecuaciones desde las derivadas de las corrientes en el arrollado estático

$$\begin{aligned}\frac{d}{dt} i_q(t) &= -\frac{R_s}{L_s} i_q(t) - \omega_e(t) i_d(t) - \frac{\omega_e(t)}{L_s} \psi + \frac{1}{L_s} v_q(t) \\ \frac{d}{dt} i_d(t) &= -\frac{R_s}{L_s} i_d(t) + \omega_e(t) i_q(t) + \frac{1}{L_s} v_d(t) \\ \frac{d}{dt} i_0(t) &= -\frac{R_s}{L_{ls}} i_0(t) + \frac{1}{L_{ls}} v_0(t)\end{aligned}\quad (3.26)$$

Con la finalidad de simplificar las ecuaciones de transformación se puede asumir un sistema trifásico balanceado sin conexión de neutro. De esta forma las ecuaciones de transformación y de tensiones estáticas se restringen a las direcciones  $q$  y  $d$ .

$$\begin{bmatrix} f_q(t) \\ f_d(t) \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos(\theta_e) & \cos(\theta_e - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta_e + \frac{2\pi}{3}) \\ \sin(\theta_e) & \sin(\theta_e - \frac{2\pi}{3}) & \sin(\theta_e + \frac{2\pi}{3}) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f_a(t) \\ f_b(t) \\ f_c(t) \end{bmatrix} \quad (3.27)$$

$$\begin{aligned}
 v_q(t) &= R_s i_q(t) + L_s \frac{d}{dt} i_q(t) + L_s \omega_e(t) i_d(t) + \omega_e(t) \psi \\
 v_d(t) &= R_s i_d(t) + L_s \frac{d}{dt} i_d(t) - L_s \omega_e(t) i_q(t)
 \end{aligned}
 \tag{3.28}$$

### 3.2 Convertidores de Electrónica de Potencia

Los convertidores de electrónica de potencia conforman la interfaz entre los convertidores de energía de las olas y la red eléctrica proveyendo la potencia adecuada a ser inyectada en la red. En aplicaciones de media y alta potencia el tipo de convertidor de potencia más usual es el convertidor de fuentes de voltaje o *Voltage Source Converter* (VSC). Actualmente, hay una tendencia a usar en aplicaciones de energía de las olas con generadores lineales o rotativos de imanes permanentes, convertidores de potencia de dos niveles VSC (2L-VSC) con estructura espalda-espalda (*back-to-back*) (López, Andreu, Ceballos, Martínez y Kortabarria 2013).

El convertidor de potencia utilizado en esta tesis es un puente rectificador-inversor basado en transistores bipolares de puerta aislada o *Insulated-Gate Bipolar Transistor* (IGBT) controlados por la técnica de modulación de ancho de pulso o *Pulse Width Modulation* (PWM). El modelo usado en este trabajo es el modelo promediado de Giroux et al. (Giroux, Sybille y Le-Huy 2001) que se observa en la figura 3.4

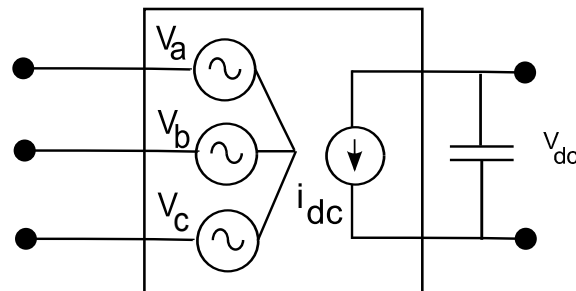


Fig. 3.4: Modelo del convertidor de potencia promediado de Giroux et al. (Giroux, Sybille y Le-Huy 2001)

El modelo promediado del convertidor de potencia preserva tanto la dinámica resultante del sistema de control como la interacción del convertidor con el sistema de potencia asociado sin representar los armónicos de tensión o corriente. Por ser más simple que el detallado, el modelo promediado permite aumentar el paso temporal en la discretización de los modelos y las señales de los sistemas que interactúan, facilitando así el aumento del tiempo total de simulación (Giroux, Sybille y Le-Huy 2001).

El modelo promediado usado se basa en el principio de conservación de la energía. Si el VSC se considera ideal, la potencia instantánea sobre los lados AC y DC es la misma (Giroux, Sybille y Le-Huy 2001). En este sentido si se considera el convertidor de potencia del lado del generador se obtiene como balance de potencias la siguiente expresión

$$v_{dc}(t)i_{dc}(t) = v_a(t)i_a(t) + v_b(t)i_b(t) + v_c(t)i_c(t) \quad (3.29)$$

donde  $v_a(t)$ ,  $v_b(t)$  y  $v_c(t)$  son las tensiones por fase a la salida del generador,  $v_{dc}(t)$  es la tensión en el enlace de continua e  $i_{dc}(t)$  es la corriente del lado DC del convertidor de potencia como se muestra en la figura 3.1.

La corriente  $i_{dc}(t)$  se puede calcular usando la potencia instantánea y la tensión DC

$$i_{dc}(t) = \frac{v_a(t)i_a(t) + v_b(t)i_b(t) + v_c(t)i_c(t)}{v_{dc}(t)} \quad (3.30)$$

En el modelo promediado las tensiones AC y DC están relacionadas por medio de la siguiente ecuación

$$[v_a(t) \ v_b(t) \ v_c(t)]^T = v_{dc}(t)[\theta_a(t) \ \theta_b(t) \ \theta_c(t)]^T \quad (3.31)$$

donde  $\theta_a(t)$ ,  $\theta_b(t)$  y  $\theta_c(t)$  forman la señal de modulación del control PWM del convertidor del lado del generador lineal.

Si se aplica el modelo promediado de Giroux sobre el convertidor de potencia del lado de la red se obtendrá la siguiente ecuación que relaciona las corrientes y tensiones AC y DC

$$i_{dc}^g(t) = \frac{v_a^c(t)i_a^g(t) + v_b^c(t)i_b^g(t) + v_c^c(t)i_c^g(t)}{v_{dc}(t)} \quad (3.32)$$

donde  $v_a^c(t)$ ,  $v_b^c(t)$  y  $v_c^c(t)$  son las tensiones AC por fase,  $i_a^g(t)$ ,  $i_b^g(t)$  e  $i_c^g(t)$  son las corrientes AC por fase hacia la red e  $i_{dc}^g(t)$  es la corriente DC del convertidor de potencia del lado de la red como se muestra en la figura 3.1. De igual forma la relación entre las tensiones AC y DC puede plantearse mediante la siguiente ecuación

$$[v_a^c(t) \ v_b^c(t) \ v_c^c(t)]^T = v_{dc}(t)[\theta_a^g(t) \ \theta_b^g(t) \ \theta_c^g(t)]^T \quad (3.33)$$

donde  $\theta_a^g(t)$ ,  $\theta_b^g(t)$  y  $\theta_c^g(t)$  forman la señal de modulación del control PWM del convertidor de potencia del lado de la red.

La dinámica del enlace DC involucra las corrientes DC de los convertidores de potencia de la siguiente forma

$$v_{dc}(t) = \frac{1}{C} \int_0^t (i_{dc}(\tau) + i_{dc}^g(\tau)) d\tau \quad (3.34)$$

La conexión hacia la red eléctrica se modela mediante la resistencia e inductancia por fase del transformador de salida de red.

Generalmente el control de los convertidores de potencia en aplicaciones de energía de las olas se plantea desacoplado. Mientras que el control del convertidor de potencia del lado del generador se encarga de adecuar la corriente del mismo para reducir las pérdidas y para que la fuerza del PTO se ajuste a los valores de consigna, el control del convertidor del lado de la red se encarga de mantener la tensión del enlace DC y la potencia reactiva intercambiada con la red en valores adecuados.

## 4. SISTEMA DE CONTROL

El sistema de control del convertidor de energía de las olas se muestra en la figura 3.1 y comprende el control del convertidor de potencia del lado del generador y el control del convertidor de potencia del lado de la red. Generalmente, se usa control desacoplado en los convertidores de potencia. En este sentido, el control del convertidor de potencia del lado del generador es el responsable de reducir las pérdidas y mantener la fuerza de reacción del generador en los valores de referencia que dicta la estrategia de control. Por otra parte, el control del convertidor del lado de la red tiene que mantener el voltaje del enlace DC y las señales del lado de la red en valores adecuados. Las estrategias de control aplicadas a los convertidores de energía de las olas se han enfocado históricamente en maximizar la potencia absorbida por el sistema extractor de potencia o *Power Take-Off* (PTO). En este capítulo de la tesis se comienza repasando las estrategias de control comúnmente usadas en los convertidores de energía de las olas para luego describir el sistema de control de los convertidores de potencia tanto del lado del generador como del lado de la red.

### 4.1 Estrategias de Control Aplicadas a los Convertidores de Energía de las Olas

Las estrategias de control aplicadas a los convertidores de energía de las olas se suelen clasificar en técnicas lineales, no lineales, discretas y continuas, en el dominio de la frecuencia y en el dominio del tiempo, predictivas y no predictivas. Las estrategias de control comúnmente referidas en los trabajos de energía de las olas son el control reactivo, el control pasivo, el control *latching* y recientemente el control predictivo basado en modelo o *Model Predictive Control* (MPC). Otras técnicas menos comunes por sus bajas prestaciones o dificultades de implementación en la práctica son el control óptimo, el control *declutching*, el control de linealización de la realimentación, el control de modelo interno, el control realimentado causalizado, el control con redes neuronales, el control con lógica difusa, el control robusto, el control de programación de ganancia, el control de búsqueda extrema y las variantes de control reactivo donde se establece una consigna de velocidad óptima aproximada a seguir. Además de

las estrategias anteriores se han propuesto técnicas prometedoras y novedosas como el control reactivo que considera pérdidas y el control de seguimiento del punto de máxima potencia o *Maximum Power Point Tracking* (MPPT).

Las estrategias de control que serán tratadas en esta tesis son el control reactivo o *Approach Complex-Conjugate* (ACC), el control pasivo o *Resistive Loading* (RL), el control *latching*, el control predictivo basado en modelo o MPC y como estrategia de comparación el control reactivo que considera pérdidas o *Approach Complex-Conjugate Considering Copper Losses* (ACL).

#### 4.1.1 Control Reactivo o Complejo Conjugado

Para obtener el máximo de potencia absorbida en un modo de oscilación la velocidad del cuerpo oscilante debe estar en fase con la fuerza de excitación y la amplitud de las oscilaciones debe ser ajustada al valor óptimo. En este sentido, para que ocurra la máxima transferencia de energía entre la fuerza de excitación y la carga se puede demostrar que la impedancia del PTO debe ser igual a la impedancia intrínseca conjugada (Falnes 2001)

$$Z_{pto}^{opt}(\omega) = Z_{int}^*(\omega) = R_r(\omega) - j((m + m_a(\omega))\omega - (S_b + k_s)/\omega) \quad (4.1)$$

En el dominio del tiempo para el caso de oleaje regular de frecuencia  $\omega_0$  la fuerza del PTO óptima para el control reactivo es la siguiente ecuación diferencial lineal del desplazamiento

$$f_{pto}(t) = (m + m_a(\omega_0))\ddot{x}(t) - R_r(\omega_0)\dot{x}(t) + (S_b + k_s)x(t) \quad (4.2)$$

Para el caso de oleaje irregular en el control reactivo se suele usar la siguiente aproximación en el dominio del tiempo para la fuerza del PTO

$$f_{pto}(t) = (m + m_a(\omega_p))\ddot{x}(t) - R_r(\omega_p)\dot{x}(t) + (S_b + k_s)x(t) \quad (4.3)$$

donde  $\omega_p$  es la frecuencia pico del oleaje irregular. Esta técnica recibe el nombre de control reactivo aproximado o ACC.

#### 4.1.2 Control Pasivo

Este tipo de control considera que el PTO ejerce una fuerza proporcional a la velocidad del sistema oscilante. Es decir, si en el control reactivo asumimos que los parámetros  $m_{pto}$  y  $k_{pto}$  son cero entonces la ecuación 2.41 de la fuerza del PTO se reduce a la del control pasivo.

$$f_{pto}(t) = -r_{pto}\dot{x}(t) \quad (4.4)$$

Para que ocurra la máxima transferencia de energía desde la fuerza de excitación hacia la resistencia del PTO asumiendo que  $m_{pto}$  y  $k_{pto}$  son cero la resistencia del PTO debe tomar el valor (Bjornstad 2011)

$$R_{pto}^{opt}(\omega) = \sqrt{R_r^2(\omega) + ((m + m_a(\omega))\omega - (S_b + k_s)/\omega)^2} \quad (4.5)$$

Para oleaje regular la resistencia óptima se evalúa en la frecuencia del oleaje  $\omega_0$ , obteniéndose en el dominio del tiempo

$$f_{pto}^{opt}(t) = -\sqrt{R_r^2(\omega_0) + ((m + m_a(\omega_0))\omega_0 - (S_b + k_s)/\omega_0)^2} \dot{x}(t) \quad (4.6)$$

Para el caso de oleaje irregular se suele evaluar la resistencia óptima de la ecuación 4.5 en la frecuencia pico del oleaje  $\omega_p$  obteniéndose la siguiente aproximación subóptima del control pasivo óptimo en el dominio del tiempo o RL.

$$f_{pto}(t) = -\sqrt{R_r^2(\omega_p) + ((m + m_a(\omega_p))\omega_p - (S_b + k_s)/\omega_p)^2} \dot{x}(t) \quad (4.7)$$

#### 4.1.3 Control Latching

A finales de los años 70 Budal y Falnes (Falnes y Budal 1978), (Budal y Falnes 1980) mostraron para el absorbedor puntual que una aproximación del control de fase óptimo podría ser convenientemente alcanzada manteniendo el dispositivo en una posición fija durante ciertos intervalos del ciclo de oscilación, de esta manera es posible mantener la velocidad en fase con la fuerza de excitación.

El control *latching* consiste en detener el dispositivo oscilante en los momentos en que la velocidad se desvanece al final de cada oscilación para luego mantenerlo así hasta que en el estado más favorable se libera el dispositivo. El tiempo de duración del bloqueo es una parte del problema a resolver. Una de las ventajas del control *latching* es que es pasivo, es decir, no es necesario enviar energía desde el sistema extractor de potencia hacia el sistema oscilante dado que no hay fuerzas aplicadas mientras el dispositivo está detenido.

Para oleaje irregular, una buena estrategia para poder alinear los picos de la fuerza de excitación y la velocidad de manera aproximada es liberar la boya aproximadamente un cuarto del período de resonancia antes del próximo pico predicho de la fuerza de excitación (Budal, Falnes, Hals, Iversen y Onshus 1981), (Hals, Falnes y Moan 2011a). Esta estrategia se conoce como control *latching* alineando los picos de la fuerza de excitación y de la velocidad o *Peak Matching Latching* (PML).



#### 4.1.4 Control Predictivo Basado en Modelo (MPC)

Comparada con otras técnicas de control emergentes en el campo de los convertidores de energía de las olas el control predictivo basado en modelo o MPC representa una promesa en virtud de su alto desempeño (Hals, Falnes y Moan 2011b). El control reactivo es un control lineal en el dominio de la frecuencia mientras que el control MPC es una estrategia no lineal en el dominio del tiempo que puede considerar restricciones hidrodinámicas en su formulación. Esta técnica requiere un modelo del sistema oscilante, una predicción a corto plazo de la fuerza de excitación, una ecuación de predicción y una estimación del estado del sistema para calcular la próxima acción de control sobre la fuerza del PTO. Esta acción se obtiene optimizando una función objetivo propuesta sobre el intervalo de predicción de la fuerza de excitación (Rossiter 2004).

La ecuación de predicción 4.8 plantea el cálculo a futuro de las salidas del sistema en función del estado actual, de la predicción de la fuerza de excitación, de las acciones futuras sobre el PTO y de un modelo del sistema (Rossiter 2004).

$$\underline{\mathbf{Y}}(k) = \mathbf{PW}(k) + \mathbf{H}_e \underline{\Delta \mathbf{F}}_e(k) + \mathbf{H}_{pto} \underline{\Delta \mathbf{F}}_{pto}(k) \quad (4.8)$$

Considerando la ecuación 4.8 se puede plantear la función objetivo cuya maximización arroja como resultado las futuras acciones de control sobre la fuerza del PTO  $\underline{\Delta \mathbf{F}}_{pto}(k)$  que garantizan la máxima potencia promedio absorbida en el PTO en el horizonte de predicción.

$$J = \frac{1}{2} \underline{\Delta \mathbf{F}}_{pto}(k)^T \cdot \mathbf{H}_{pto}^T \cdot \mathbf{Q} \cdot \mathbf{H}_{pto} \cdot \underline{\Delta \mathbf{F}}_{pto}(k) + (\mathbf{PW}(k) + \mathbf{H}_e \underline{\mathbf{F}}_e(k))^T \cdot \mathbf{Q} \cdot \mathbf{H}_{pto} \underline{\Delta \mathbf{F}}_{pto}(k) \quad (4.9)$$

La función planteada es un típico problema de programación cuadrática cuya solución se puede hallar mediante los algoritmos de optimización disponibles para tal fin.

#### 4.1.5 Control Reactivo que Considera las Pérdidas en el Cobre del Generador Lineal

El control reactivo que considera pérdidas o ACL incrementa la potencia útil transferida a la red maximizando la potencia entregada al primer convertidor de potencia en la cadena de transformación de la energía y no maximizando la potencia absorbida por el PTO (de la Villa Jaén, García Santana y Montoya 2013)

El control ACL puede definirse mediante la siguiente impedancia del sistema PTO.

$$Z_{pto}^{ACL}(\omega) = \frac{1}{\gamma} (R_r(\omega_p) + 2\delta |Z_{int}(\omega_p)|^2) - j \frac{1}{\gamma} \left( \omega(m + m_a(\omega_p)) - \frac{S_b + k_s}{\omega} \right) \quad (4.10)$$

donde  $\omega_p$  es la frecuencia pico,  $Z_{int}(\omega)$  la impedancia intrínseca y los parámetros  $\delta$  y  $\gamma$  son

$$\delta = \frac{2\tau_p^2}{3\pi^2\psi^2}R_s \quad (4.11)$$

$$\gamma = 4\delta^2|Z_{int}(\omega_p)|^2 + 4\delta R_r(\omega_p) + 1 \quad (4.12)$$

Los parámetros del generador lineal  $\tau_p$ ,  $\psi$  y  $R_s$  se definen en la sección 3.1 del capítulo 3. Una explicación detallada del control reactivo que considera las pérdidas en el cobre del generador lineal se presenta en el anexo F.

#### 4.1.6 Otras Estrategias de Control

A continuación se describen brevemente otras estrategias de control que no han sido directamente tratadas en esta tesis. Estas técnicas son menos comunes por sus bajas prestaciones, dificultades de implementación en la práctica o por ser novedosas.

- *Control declutching*: El control declutching, unlatching o freewheeling es el control opuesto al latching, es decir, la fuerza ejercida por el PTO se hace cero durante algunas partes del ciclo de la ola (Babarit, Guglielmi y Clément 2009). Inicialmente se permite que el elemento móvil primario se mueva libremente en parte del ciclo para luego activar el mecanismo PTO a la velocidad deseada (Salter, Taylor y Caldwell 2002).
- *Control óptimo*: El objetivo de la teoría de control óptimo es determinar las señales de control que permitan que un proceso satisfaga ciertas restricciones físicas y a su vez minimice o maximice algún criterio de desempeño (Kirk 2004). El problema del control óptimo es encontrar la entrada  $u(t)$  en el intervalo  $[t_0 \ t_f]$  que conduce al sistema definido mediante la ecuación 4.13 desde un estado inicial  $x(t_0)$  hasta un estado final  $x(t_f)$  haciendo máxima la función de costo  $J$  de la ecuación 4.14 y cumpliendo unas condiciones de contorno (Lewis y Syrmos 1995).

$$\dot{\mathbf{Z}}(t) = \mathbf{F}(\mathbf{Z}, u, t) \quad (4.13)$$

$$J(\mathbf{Z}, u) = \phi(\mathbf{Z}(t_f), t_f) + \int_{t_0}^{t_f} L(\mathbf{Z}, u, t)dt \quad (4.14)$$

En los convertidores de energía de las olas el control óptimo se ha asociado al control *latching* y *declutching*. Específicamente al cálculo de los instantes donde se bloquea (o libera) y desbloquea (o carga) el dispositivo (Clement y Babarit 2012).

- Control de seguimiento del punto de máxima potencia o MPPT: Mediante esta estrategia bien conocida en los sistemas fotovoltaicos, se hace seguimiento del punto de máxima potencia sintonizando la acción de control sobre el PTO. Mediante el algoritmo de perturbar y observar se compara la potencia promedio absorbida actual con la medida previamente. Si la potencia se ha incrementado se aplica una acción de control para aumentar la absorción de potencia. Si la potencia se ha reducido se aplica una acción de control para disminuir la absorción de potencia (Amon, Brekken y Schacher 2012).
- Control de linealización de la realimentación: Esta estrategia implica una transformación del sistema no lineal del convertidor de energía de las olas en un sistema lineal equivalente mediante un cambio de variables. Para el oscilador de la ola de Arquímedes o *Archimedes Wave Swing* (AWS) los términos no lineales de la ecuación dinámica son reemplazados por tres aproximaciones lineales distintas (Valerio, Beirao y da Costa 2007)
- Control realimentado causalizado: Mediante esta estrategia se plantea una aproximación causal lineal y racional de la función de control de realimentación que optimiza la absorción de potencia en un convertidor de energía de las olas de pedal (Clément y Maisondieu 1993).
- Control de modelo interno: Esta estrategia utiliza en el lazo de realimentación un filtro pasabajo, un modelo inverso y un modelo directo del sistema a controlar. El control de modelo interno ha sido aplicado al AWS (Beirao, Mendes, Valerio y da Costa 2007).
- Control con redes neuronales: Las redes neuronales han sido usadas en conjunto con el control de modelo interno y el control *latching* para mejorar el desempeño tanto del AWS como de los absorbedores puntuales. (Beirao, Mendes, Valerio y da Costa 2007; Mundon, Murray, Hallam y Patel 2005)
- Control con lógica difusa: Se ha usado lógica difusa para adecuar la acción de control sobre un sistema boyante utilizando un amortiguamiento para cada estado del mar. (Schoen, Hals y Moan 2008b)
- Control robusto: Se ha propuesto un controlador que limita la pérdida de robustez debido a los arreglos a lazo cerrado mientras se maximiza la energía de salida de un absorbedor puntual. La robustez es alcanzada mediante un algoritmo de optimización que maximiza la distancia entre las regiones inestables del control (Schoen, Hals y Moan 2008a)

- Control de programación de ganancia (*gain scheduling*): Mediante esta estrategia aplicada a un absorbedor puntual se estima el período de ola promedio de los últimos cien períodos contados mediante los cruces por cero al alza. Seguidamente se evalúa el parámetro del controlador en la frecuencia promedio estimada. Si tal función no es conocida puede establecerse basado en la experiencia o mediante ensayo y error (Hals, Falnes y Moan 2011b).
- Control de búsqueda extrema (*extremum seeking*): Para la estrategia de búsqueda extrema una señal de perturbación senoidal se suma a la variable de control con el fin de mapear la información del gradiente de una función objetivo. Para el absorbedor puntual la función objetivo es definida mediante una aproximación del ancho de captura donde la potencia instantánea en el PTO se procesa con un filtro pasabajo y se divide entre la fuerza de excitación al cuadrado procesada también mediante un filtro pasabajo (Hals, Falnes y Moan 2011b).
- Control reactivo con consigna de velocidad: Esta estrategia considera un control en tiempo real para el seguimiento de una velocidad de referencia determinada con las premisas del control reactivo óptimo. Esta velocidad de referencia se genera a partir de una estimación de la fuerza de excitación, calculada mediante filtros Kalman y asumiendo que esta fuerza es un proceso de banda angosta (Fusco y Ringwood 2013).

## 4.2 Sistema de Control del Convertidor de Energía de las Olas

Mediante el sistema de control del convertidor de energía de las olas se busca que la fuerza del PTO se ajuste a los valores de consigna dictados por las estrategias de control descritas en la sección 4.1. Adicionalmente el sistema de control del convertidor de energía de las olas o *Wave Energy Converter* (WEC) debe adecuar la energía capturada para hacerla útil con la mayor eficiencia posible. Para esto debe controlarse tanto el convertidor de potencia del lado del generador como el convertidor de potencia del lado de la red. Ambos sistemas de control se muestran en la figura 3.1.

El control del convertidor del lado del generador tiene la tarea de reducir las pérdidas en el generador lineal y de ajustar la corriente del generador para que la fuerza de reacción del mismo realice el seguimiento de los valores de consigna impuestos por la estrategia de control. Por otra parte, el control del convertidor del lado de la red se encarga de regular la tensión DC

y el factor de potencia de la conexión hacia la red.

#### 4.2.1 Control del Convertidor de Potencia del Lado del Generador Lineal

En la figura 3.1 se pueden observar detalles del sistema de control del convertidor de potencia del lado de la red. La estrategia de control considerando la hidrodinámica del sistema oscilante establece la consigna de la fuerza del PTO  $f_{pto}^{ref}(t)$ . De la ecuación 3.20 se puede despejar la corriente en cuadratura  $i_q(t)$  en función de la fuerza del PTO  $f_{pto}(t)$

$$i_q(t) = \frac{2\tau_p}{3\pi\psi} f_{pto}(t), \quad (4.15)$$

Dado que los parámetros  $\tau_p$  y  $\psi$  solo dependen de las especificaciones del generador, se puede establecer una corriente de referencia  $i_q^{ref}(t)$  desde la fuerza del PTO de referencia  $f_{pto}^{ref}(t)$  dictada por la estrategia de control.

$$i_q^{ref}(t) = \frac{2\tau_p}{3\pi\psi} f_{pto}^{ref}(t), \quad (4.16)$$

Las pérdidas de potencia instantáneas en el cobre del arrollado estático pueden expresarse en el dominio de la transformación  $dq$  mediante la siguiente ecuación

$$P_{cobre} = \frac{3}{2}(R_s i_q^2(t) + R_s i_d^2(t)) \quad (4.17)$$

Para reducir las pérdidas en el arrollado estático se asigna como corriente de componente directa  $i_d(t)$  el valor cero.

$$i_d^{ref}(t) = 0 \quad (4.18)$$

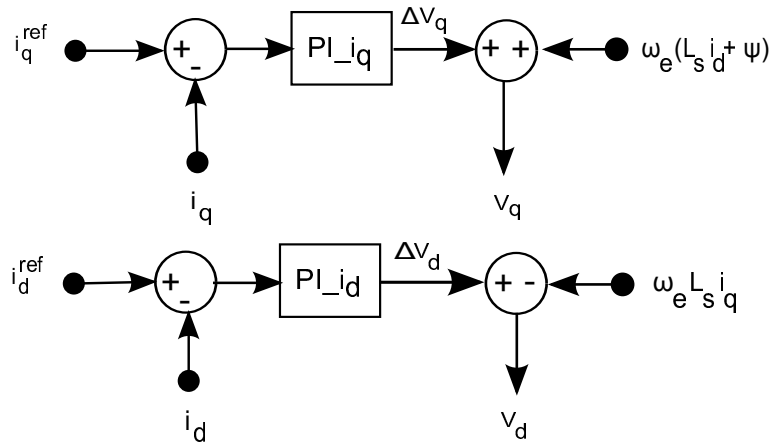


Fig. 4.1: Control PI del convertidor de potencia del lado del generador

Para establecer la señal de modulación del control por modulación de ancho de pulso o *Pulse Width Modulation* (PWM) del convertidor de potencia del lado del generador se utilizará un control proporcional-integral (PI) que se encargará de realizar el seguimiento de las corrientes de referencia de las ecuaciones 4.16 y 4.18. El esquema de control PI se muestra en la figura 4.1.

Como se muestra en la figuras 3.1 y 4.1 las corrientes trifásicas del estator del generador lineal se miden y transforman al sistema de referencia  $dq$ . Estas corrientes se comparan con las referencias con la finalidad de ajustar, a través del control PI los voltajes  $v_d$  y  $v_q$  de consigna del PWM en el dominio  $dq$ . Estas señales de modulación del PWM  $v_d$  y  $v_q$  se obtienen de manera indirecta mediante el control de la caída de tensión en la resistencia y la inductancia del estator en el dominio  $dq$ . Para esto las ecuaciones 3.28 del generador deben reescribirse de la siguiente manera

$$\begin{aligned} v_q(t) &= \Delta v_q(t) + \omega_e(t)(L_s i_d(t) + \psi) \\ v_d(t) &= \Delta v_d(t) - \omega_e(t)L_s i_q(t) \end{aligned} \quad (4.19)$$

donde

$$\begin{aligned} \Delta v_q(t) &= R_s i_q(t) + L_s \frac{d}{dt} i_q(t) \\ \Delta v_d(t) &= R_s i_d(t) + L_s \frac{d}{dt} i_d(t) \end{aligned} \quad (4.20)$$

En las ecuaciones 4.19 se puede observar que la tensiones de consigna  $v_d$  y  $v_q$  del PWM pueden controlarse mediante las caídas de tensión  $\Delta v_d$  y  $\Delta v_q$ . El ajuste de las constantes de los controles PI se puede realizar usando las ecuaciones 4.20 en el dominio de la transformada de Laplace (Chinchilla, Arnaltes y Burgos 2006; VanderMeulen 2007).

$$\frac{I_q(s)}{\Delta V_q(s)} = \frac{1}{R_s + sL_s} \quad (4.21)$$

$$\frac{I_d(s)}{\Delta V_d(s)} = \frac{1}{R_s + sL_s} \quad (4.22)$$

Las ecuaciones (4.21) y (4.22) son la transformada de Laplace de la relación entre las corrientes y tensiones en la resistencia e inductancia del estator en el dominio  $dq$ . Se puede observar en estas ecuaciones que las corrientes  $i_q$  e  $i_d$  se pueden controlar cambiando las tensiones  $\Delta v_q$  y  $\Delta v_d$  de manera desacoplada. Aprovechando esta simplificación el control PI se puede interpretar según la figura 4.2.

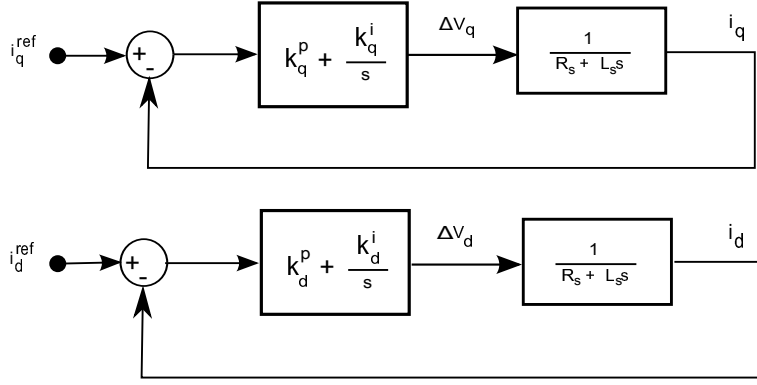


Fig. 4.2: Control PI de la corriente  $i_{dq}$  mediante las tensiones  $\Delta v_{dq}$

Las funciones de transferencia de los sistemas de la figura 4.2 se presentan en la ecuación 4.23. Los sistemas son estables si las constantes  $k_q^p$ ,  $k_q^i$  y  $k_d^p$ ,  $k_d^i$  son mayores que cero.

$$\begin{aligned} \frac{\Delta V_q(s)}{I_q^{ref}(s)} &= \frac{(R_s + L_s s)(k_q^p s + k_q^i)}{L_s s^2 + (R_s + k_q^p)s + k_q^i} \\ \frac{\Delta V_d(s)}{I_d^{ref}(s)} &= \frac{(R_s + L_s s)(k_d^p s + k_d^i)}{L_s s^2 + (R_s + k_d^p)s + k_d^i} \end{aligned} \quad (4.23)$$

Las ecuaciones 4.23 muestran que si se establecen corrientes de referencia  $i_{dq}^{ref}$  se pueden obtener de manera estable tensiones  $\Delta v_{dq}$  que permitirán calcular las señales de modulación  $v_{dq}$  mediante las ecuaciones 4.19

#### 4.2.2 Control del Convertidor de Potencia del Lado de la Red

El control PI del convertidor de potencia del lado de la red tiene la función de regular tanto la tensión del enlace DC como el factor de potencia de la conexión a la red en el dominio de la transformación de Park. Para plantear el control se debe comenzar planteando el circuito trifásico desde la red hacia el convertidor pasando por el transformador

$$\begin{bmatrix} v_a^g(t) \\ v_b^g(t) \\ v_c^g(t) \end{bmatrix} = R \begin{bmatrix} i_a^g(t) \\ i_b^g(t) \\ i_c^g(t) \end{bmatrix} + L \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_a^g(t) \\ i_b^g(t) \\ i_c^g(t) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} v_a^c(t) \\ v_b^c(t) \\ v_c^c(t) \end{bmatrix} \quad (4.24)$$

donde  $v_{abc}^g$  son las tensiones trifásicas en la red,  $i_{abc}^g$  son las corrientes de red,  $v_{abc}^c$  son las tensiones a la salida del convertidor de potencia de la red, R y L son las resistencia y la inductancia del transformador de conexión a red por fase.

Aplicando la transformación  $dq$  con la trama de referencia rotando a  $\omega_e^g$  se obtiene:

$$v_d^g(t) = R i_d^g(t) + L \frac{d}{dt} i_d^g(t) - \omega_e^g L i_q^g(t) + v_d^c(t) \quad (4.25)$$

$$v_q^g(t) = Ri_q^g(t) + L \frac{d}{dt} i_q^g(t) + \omega_e^g L i_d^g(t) + v_q^c(t) \quad (4.26)$$

donde  $v_{dq}^g$  son las tensiones  $dq$  en la red,  $i_{dq}^g$  son las corrientes  $dq$  de red y  $v_{dq}^c$  son las tensiones  $dq$  a la salida del convertidor de potencia de la red. En términos de la transformación  $dq$  las potencias activa y reactiva transferidas a la red son:

$$P = \frac{3}{2} (v_d^g i_d^g + v_q^g i_q^g) \quad (4.27)$$

$$Q = \frac{3}{2} (v_d^g i_q^g - v_q^g i_d^g) \quad (4.28)$$

Si se orienta el eje  $d$  de la trama de referencia  $dq$  según la posición de las tensiones de la red, entonces,  $v_q^g = 0$  y las potencias se simplifican en las ecuaciones 4.29 y 4.30 (Pena, Clare y Asher 1996).

$$P = \frac{3}{2} v_d^g i_d^g \quad (4.29)$$

$$Q = \frac{3}{2} v_d^g i_q^g \quad (4.30)$$

En las ecuaciones 4.29 y 4.30 se puede observar que tanto la potencia activa como reactiva pueden ser controladas mediante las corrientes directa y en cuadratura respectivamente.

Por otra parte despreciando los armónicos debido al conmutado y las pérdidas resistivas en el convertidor y en la línea, se tiene que la potencia del lado DC del convertidor es:

$$V_{dc} i_{dc}^g = \frac{3}{2} v_d^c i_d^g \quad (4.31)$$

Considerando la ecuación que relaciona la tensión del enlace DC con la componente directa de la tensión del lado de la red

$$v_d^c = \theta_d^g V_{dc} \quad (4.32)$$

se puede obtener la siguiente ecuación sustituyendo la ecuación 4.32 en 4.31.

$$i_{dc}^g = \frac{3}{2} \theta_d^g i_d^g \quad (4.33)$$

La ecuación anterior indica que la corriente DC  $i_{dc}^g$  puede controlarse mediante la componente directa de la corriente AC de la red  $i_d^g$ .

Por otra parte la tensión en el condensador obedece a la siguiente ecuación:

$$C \frac{d}{dt} V_{dc}(t) = -i_{dc}^g - i_{dc} \quad (4.34)$$

sustituyendo la ecuación 4.33 en 4.34 se obtiene la siguiente expresión para la dinámica del condensador

$$C \frac{d}{dt} V_{dc}(t) = -\frac{3}{2} \theta_d^g i_d^g - i_{dc} \quad (4.35)$$



Se puede observar en la ecuación 4.35 que la tensión en el condensador puede controlarse mediante la componente directa de la corriente  $i_d^g$ . En conclusión, mediante la componente directa  $i_d^g$  de la corriente se puede controlar la carga del condensador y adicionalmente la potencia activa transferida a la red. Por otra parte mediante la componente en cuadratura de la corriente  $i_q^g$  se puede controlar la potencia reactiva transferida a la red.

Considerando lo anteriormente expuesto se puede plantear un control de tensión DC con consigna  $V_{dc}^{ref}$  mediante un control PI. La salida del control PI de la tensión del enlace DC será la consigna para la corriente  $i_d^g$ , es decir,  $i_d^{g,ref}$ . Este esquema permite mantener la tensión DC en el valor de referencia, dejando la transferencia de potencia a la red como segunda prioridad. Siguiendo esta idea, otro control PI será el encargado de sintonizar la corriente  $i_d^g$  a la consigna establecida por el control de la tensión del enlace DC. Adicionalmente si se considera que no debe haber transferencia de potencia reactiva hacia la red se puede implementar un tercer control PI para la corriente  $i_q^g$  tal que  $i_q^{g,ref} = 0$  (Pena, Clare y Asher 1996).

En resumen, el esquema de control del convertidor de potencia del lado de la red utiliza tres controles PI: uno para  $i_d^g$ , uno para  $i_q^g$  y otro para  $V_{dc}$ . La referencia de la componente en cuadratura se obtiene de la ecuación 4.30. Si se asume factor de potencia unitario ( $Q = 0$ ), la referencia es  $i_q^{ref} = 0$ . La referencia de la componente directa se obtiene de la salida del control proporcional-integral de la tensión DC. El diagrama de bloques del control se muestra detalladamente en la figura 4.3.

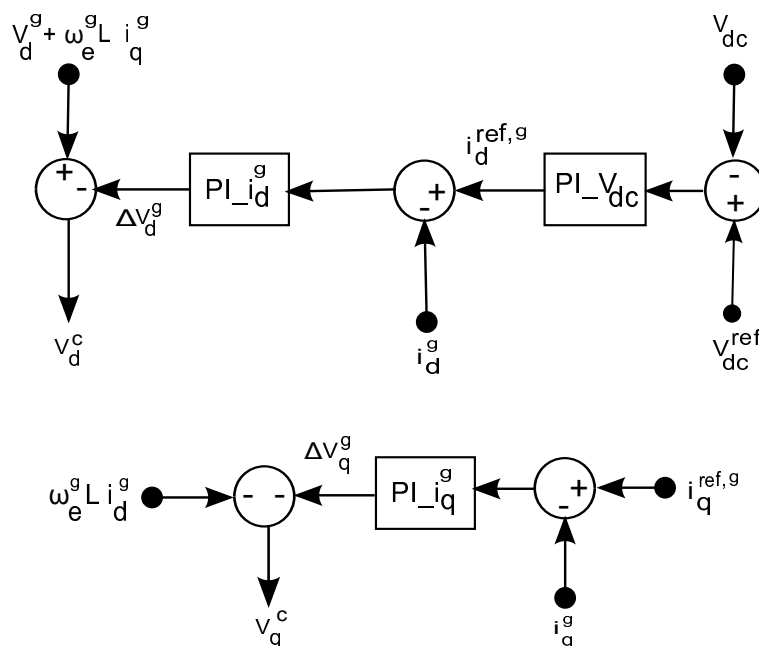


Fig. 4.3: Control PI del convertidor de potencia del lado de la red

Las ecuaciones de conexión a red 4.25 y 4.26 pueden reescribirse de la siguiente forma considerando que  $v_q^g(t) = 0$

$$v_d^c(t) = -\Delta v_d^g(t) + v_d^g(t) + \omega_e L i_q^g(t) \quad (4.36)$$

$$v_q^c(t) = -\Delta v_q^g(t) - \omega_e L i_d^g(t) \quad (4.37)$$

donde

$$\Delta v_d^g(t) = R i_d^g(t) + L \frac{d}{dt} i_d^g(t) \quad (4.38)$$

$$\Delta v_q^g(t) = R i_q^g(t) + L \frac{d}{dt} i_q^g(t) \quad (4.39)$$

En las ecuaciones 4.36 y 4.37 se puede observar que la tensiones de consigna  $v_d^c$  y  $v_q^c$  del PWM pueden controlarse mediante las caídas de tensión  $\Delta v_d^g$  y  $\Delta v_q^g$ . El ajuste de las constantes de los controles PI se puede realizar usando las ecuaciones 4.38 y 4.39 en el dominio de la transformada de Laplace (Chinchilla, Arnaltes y Burgos 2006; VanderMeulen 2007).

$$\frac{I_q^g(s)}{\Delta V_q^g(s)} = \frac{1}{R + sL} \quad (4.40)$$

$$\frac{I_d^g(s)}{\Delta V_d^g(s)} = \frac{1}{R + sL} \quad (4.41)$$

Las ecuaciones (4.40) y (4.41) son la transformada de Laplace de la relación entre las corrientes y tensiones en la resistencia e inductancia de la conexión a red en el dominio  $dq$ . Se puede observar en estas ecuaciones que las corrientes  $i_q^g$  e  $i_d^g$  se pueden controlar cambiando las tensiones  $\Delta v_q^g$  y  $\Delta v_d^g$  de manera desacoplada. Aprovechando esta simplificación el control PI se puede interpretar según la figura 4.4.

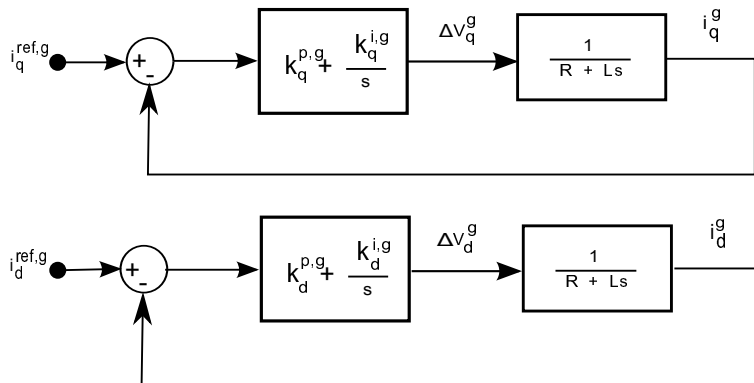


Fig. 4.4: Control PI de la corriente  $i_{dq}^g$  mediante las tensiones  $\Delta v_{dq}^g$

Las funciones de transferencia de los sistemas de la figura 4.4 se presentan en la ecuación

4.42. Los sistemas son estables si las constantes  $k_q^{p,g}$ ,  $k_q^{i,g}$  y  $k_d^{p,g}$ ,  $k_d^{i,g}$  son mayores que cero.

$$\begin{aligned}\frac{\Delta V_q^g(s)}{I_q^{ref,g}(s)} &= \frac{(R + Ls)(k_q^{p,g}s + k_q^{i,g})}{Ls^2 + (R + k_q^{p,g})s + k_q^{i,g}} \\ \frac{\Delta V_d^g(s)}{I_d^{ref,g}(s)} &= \frac{(R + Ls)(k_d^{p,g}s + k_d^{i,g})}{Ls^2 + (R + k_d^{p,g})s + k_d^{i,g}}\end{aligned}\quad (4.42)$$

Las ecuaciones 4.42 muestran que si se establecen corrientes de referencia  $i_{dq}^{ref,g}$  se pueden obtener de manera estable tensiones  $\Delta v_{dq}^g$  que permitirán calcular las señales de modulación  $v_{dq}^g$  mediante las ecuaciones 4.36 y 4.37.

## 5. PROPUESTA 1: MEJORAS EN EL CONTROL PASIVO

### 5.1 Alcance

La estrategia de control implementada en un convertidor de energía de las olas afecta la eficiencia y las especificaciones de diseño global del sistema. Como se explicó en el capítulo 4, la estrategia de control reactivo permite el intercambio bidireccional de energía entre el sistema oscilante y el sistema extractor de potencia o *Power Take-Off* (PTO). Es decir, durante parte del ciclo de la ola el sistema PTO envía energía hacia el sistema oscilante. En determinadas circunstancias el control reactivo puede provocar grandes intercambios de energía que pueden acarrear desventajas tanto desde el punto de vista operativo como del diseño global del convertidor de energía de las olas o *Wave Energy Converter* (WEC).

El control pasivo, también conocido como control con carga resistiva o *Resistive Loading* (RL) es una estrategia que requiere flujo de potencia unidireccional desde el sistema oscilante hacia el sistema PTO. En este sentido la fuerza del PTO se plantea proporcional a la velocidad del sistema oscilante. El control pasivo, que fue primero investigado por Budal y Falnes (Budal y Falnes 1975), presenta ventajas respecto al control reactivo. Una de ellas es que al ser el flujo unidireccional se moderan las pérdidas. Adicionalmente, las potencias pico y las amplitudes de las oscilaciones son aceptables de manera que la instalación puede llegar a ser factible técnica y económicamente. Es así como esta estrategia se ha implementado en algunos prototipos (Guanche, Gomez, Vidal y Eguinoa 2013) y se ha considerado como estrategia de comparación en el desarrollo de propuestas de estrategias de control para convertidores de energía de las olas (Hals, Falnes y Moan 2011a).

La principal desventaja del control pasivo es que la absorción de potencia por parte del sistema PTO es limitada respecto a otras estrategias como el control reactivo aproximado o *Approach Complex-Conjugate* (ACC), el control *latching* o el control predictivo basado en modelo o *Model Predictive Control* (MPC), especialmente cuando las condiciones del oleaje están lejos de la frecuencia natural de oscilación del sistema.

En este capítulo de la tesis se propone mejorar el control pasivo cambiando el enfoque

tradicional de optimizar la potencia mecánica que absorbe el generador del sistema de la figura 3.1. En vez de esto se propone maximizar la potencia eléctrica que entrega el generador lineal al primer convertidor de potencia, reduciéndose de esta forma significativamente las pérdidas en el cobre del generador e incrementándose la eficiencia global del sistema.

## 5.2 Antecedentes

En el control pasivo se asigna la fuerza del sistema PTO proporcional a la velocidad del sistema oscilante. Es decir, si en el control reactivo asumimos que los parámetros  $m_{pto}$  y  $k_{pto}$  son cero entonces la ecuación 2.41 de la fuerza del PTO se reduce a la del control pasivo.

$$f_{pto}(t) = -r_{pto}\dot{x}(t) \quad (5.1)$$

El control pasivo fue primero investigado por Budal y Falnes (Budal y Falnes 1975) para modelar la fuerza del PTO como una carga resistiva presentando algunas ventajas respecto al control reactivo. Una de ellas es que el flujo unidireccional de potencia implica pérdidas moderadas.

El control reactivo permite un flujo bidireccional de energía entre el sistema oscilante y el sistema PTO. Si el sistema PTO es un generador lineal este flujo bidireccional causa pérdidas de consideración en el cobre del generador lineal además de elevar la relación entre la potencia pico y la potencia promedio absorbida. En el trabajo de Perdigao y Sarmento (Perdigao y Sarmento 2003) se muestra que debido a las pérdidas del PTO la estrategia de control reactivo provee máxima absorción de energía pero no máxima producción de energía. Adicionalmente se propone en ese trabajo un nuevo criterio de control reactivo sobre un oscilador de columna de agua asumiendo constante la eficiencia del PTO tanto en la parte del ciclo de la ola donde se absorbe potencia como en la parte donde se cede potencia hacia el sistema oscilante. En el artículo de Tedeschi et al (Tedeschi, Carraro, Molinas y Mattavelli 2011) se considera el efecto del oleaje irregular sobre el control y diseño de un absorbedor puntual. Ellos concluyen que el oleaje irregular degrada el desempeño tanto del control pasivo como del control reactivo y concluyen que si se establece una potencia de saturación se pueden reducir los requerimientos para la electrónica de potencia sin una excesiva caída en la absorción promedio de potencia. En el trabajo de Sjolte et al. (Sjolte, Sandvik, Tedeschi y Molinas 2013) para incrementar la producción de energía de un absorbedor puntual y reducir las pérdidas realizan un mapeo del amortiguamiento y de la masa del PTO. De esta manera precisan la combinación de

amortiguamiento y masa del PTO de mayor producción de energía. De la Villa et al. (de la Villa Jaén, García Santana y Montoya 2013) proponen para un absorbedor puntual un control reactivo que maximiza la energía que entrega el sistema PTO al primer convertidor de electrónica de potencia con una reducción considerable en las pérdidas.

En este capítulo de la tesis se propone un control pasivo que considera las pérdidas del generador lineal de manera que se optimiza la potencia que se entrega al primer convertidor de potencia en vez de optimizar la potencia que absorbe el sistema PTO.

### 5.3 Formulación del Control Pasivo

Para determinar el valor óptimo de la resistencia del PTO con el que se obtiene la máxima potencia absorbida mediante la estrategia de control pasivo se recurrirá a la interpretación circuital del sistema hidrodinámico de la figura 2.1. Para que ocurra la máxima transferencia de energía desde la fuerza de excitación hacia la resistencia del PTO asumiendo que  $m_{pto}$  y  $k_{pto}$  son cero la resistencia del PTO debe tomar el valor (Bjornstad 2011)

$$R_{pto}^{opt}(\omega) = |Z_{int}(\omega)| = \sqrt{R_r^2(\omega) + ((m + m_a(\omega))\omega - (S_b + k_s)/\omega)^2} \quad (5.2)$$

quedando la relación de la fuerza del PTO con la velocidad en el dominio de la frecuencia de la siguiente forma

$$F_{pto}^{opt}(\omega) = -R_{pto}^{opt}(\omega)V(\omega) \quad (5.3)$$

La demostración de la ecuación 5.2 se muestra en el anexo E. Para oleaje regular la resistencia óptima se evalúa en la frecuencia del oleaje  $\omega_0$ ,

$$R_{pto}^{opt}(\omega_0) = |Z_{int}(\omega_0)| = \sqrt{R_r^2(\omega_0) + ((m + m_a(\omega_0))\omega_0 - (S_b + k_s)/\omega_0)^2} \quad (5.4)$$

obteniéndose en el dominio del tiempo

$$f_{pto}^{opt}(t) = -\sqrt{R_r^2(\omega_0) + ((m + m_a(\omega_0))\omega_0 - (S_b + k_s)/\omega_0)^2} \dot{x}(t) \quad (5.5)$$

Para el caso de oleaje irregular una opción es evaluar la resistencia óptima de la ecuación 5.2 en la frecuencia pico del oleaje  $\omega_p$

$$R_{pto} = |Z_{int}(\omega_p)| = \sqrt{R_r^2(\omega_p) + ((m + m_a(\omega_p))\omega_p - (S_b + k_s)/\omega_p)^2} \quad (5.6)$$

obteniéndose la siguiente aproximación subóptima del control pasivo óptimo en el dominio del tiempo

$$f_{pto}(t) = -\sqrt{R_r^2(\omega_p) + ((m + m_a(\omega_p))\omega_p - (S_b + k_s)/\omega_p)^2} \dot{x}(t) \quad (5.7)$$

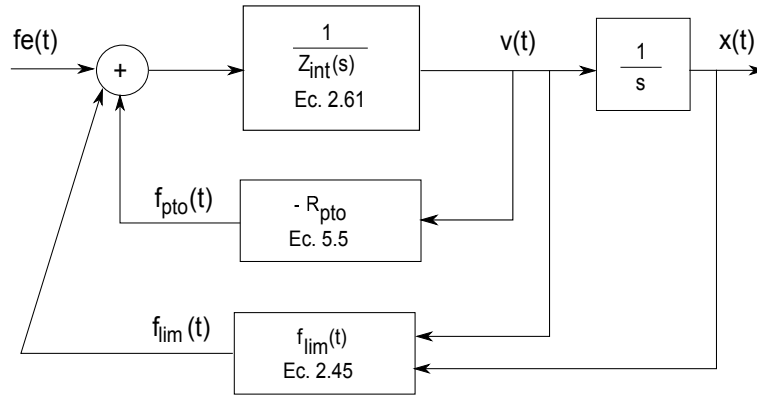


Fig. 5.1: Modelo dinámico del control pasivo

En la figura 5.1 se observa el modelo dinámico del control pasivo con la fuerza limitadora de la excursión máxima.

#### 5.4 Propuesta de Control Pasivo que Considera las Pérdidas en el Cobre del Generador Lineal

La estrategia de control pasivo propuesta tiene como objetivo maximizar la potencia transferida por el generador lineal al convertidor de potencia. En este sentido, las pérdidas en el cobre del generador lineal se expresan como una función de la hidrodinámica y de los parámetros del PTO. Luego, se establecen para oleaje regular las condiciones que maximizan la diferencia entre la potencia que absorbe el PTO y las pérdidas en el cobre. De esta manera, se obtienen las condiciones óptimas que permiten el cálculo de los valores de los parámetros de control. Seguidamente estos valores son aplicados a oleaje irregular.

La potencia promedio transferida desde el generador lineal hacia el convertidor de potencia puede ser expresada por la siguiente diferencia

$$P_c = P_{pto} - P_{pérdidas} \quad (5.8)$$

donde el término  $P_{pto}$  es la potencia promedio absorbida por el PTO y el término  $P_{pérdidas}$  es la potencia de pérdidas promedio en el cobre del estator del generador lineal.

Cuando se aplica una estrategia de control lineal, la potencia transferida al convertidor de potencia en oleaje regular de frecuencia  $\omega_0$  puede expresarse de la siguiente forma (García, Montoya y de la Villa Jaén 2011; de la Villa Jaén, García Santana y Montoya 2013).

$$P_c = (r_{pto} - \delta |Z_{pto}(\omega_0)|^2) \frac{\hat{F}_e^2}{|Z_{int}(\omega_0) + Z_{pto}(\omega_0)|^2} \quad (5.9)$$

donde  $\hat{F}_e$  es el valor eficaz de la fuerza de excitación y la variable auxiliar  $\delta$  está definida en la ecuación (4.11).

$$\delta = \frac{2\tau_p^2}{3\pi^2\psi^2} R_s \quad (5.10)$$

La ecuación (5.9) permite calcular la potencia eléctrica de salida usando los parámetros internos del generador, las características hidrodinámicas del sistema oscilante y la fuerza de excitación.

Cuando una estrategia de control pasivo es aplicada ante oleaje regular de frecuencia  $\omega_0$  la impedancia del PTO se asume resistiva

$$Z_{pto} = r_{pto} \quad (5.11)$$

Sustituyendo la ecuación 5.11 en la expresión general (ecuación 5.9) se puede obtener la potencia de salida del generador ante la estrategia del control pasivo

$$P_c = (r_{pto} - \delta r_{pto}^2) \frac{\hat{F}_e^2}{(R_r(\omega_0) + r_{pto})^2 + X_{int}^2(\omega_0)} \quad (5.12)$$

Seguidamente se puede calcular el parámetro  $r_{pto}$  que maximiza la potencia de salida del generador tomando en cuenta la condición de optimalidad

$$\frac{\partial P_c}{\partial r_{pto}} = 0; \quad (5.13)$$

Después de un proceso de simplificación la ecuación anterior se puede expresar de la siguiente manera

$$(1 + 2\delta R_r(\omega_0))r_{pto}^2 + 2\delta|Z_{int}(\omega_0)|^2 r_{pto} - |Z_{int}(\omega_0)|^2 = 0 \quad (5.14)$$

Considerando solo la solución positiva de la ecuación 5.14 se obtiene como valor de  $r_{pto}$

$$r_{pto}^{RLL} = \frac{-\delta|Z_{int}(\omega_0)|^2 + |Z_{int}(\omega_0)|\sqrt{\delta^2|Z_{int}(\omega_0)|^2 + 2\delta R_r(\omega_0) + 1}}{1 + 2\delta R_r(\omega_0)} \quad (5.15)$$

El amortiguamiento del PTO cuando la estrategia de control pasivo considera las pérdidas en el cobre del generador lineal o *Resistive Loading Considering Copper Losses* (RLL) se obtiene de la ecuación 5.15. Esta estrategia maximiza la potencia transferida desde el sistema PTO al convertidor de potencia. La ecuación 5.15 es una generalización de la expresión usada en el control pasivo convencional ante oleaje regular que optimiza la potencia absorbida por el PTO sin considerar las pérdidas. Se puede observar que el valor de referencia de la ecuación 5.4 usado en el control pasivo convencional puede deducirse mediante el control pasivo propuesto haciendo la resistencia del generador  $R_s$  igual a cero.



Para el caso de oleaje irregular la propuesta de control pasivo que considera las pérdidas en el generador lineal se debe formular considerando la energía absorbida por el PTO y la energía disipada en pérdidas en el generador en el dominio de la frecuencia. En este sentido, la potencia instantánea absorbida por el sistema PTO es el producto entre la fuerza del PTO y la velocidad del dispositivo

$$F_{pto}(t) = -f_{pto}(t)v(t) \quad (5.16)$$

La energía útil absorbida por el PTO es la integral de la potencia instantánea del PTO (Falnes 2001).

$$E_{pto} = - \int_{-\infty}^{\infty} f_{pto}(t)v(t)dt \quad (5.17)$$

Aplicando el teorema de Parseval para el cálculo de energía (Perdigao 1998)

$$E_{pto} = -\frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} F_{pto}(\omega)V^*(\omega)d\omega \quad (5.18)$$

Considerando que para el control pasivo la fuerza del PTO en el dominio de la frecuencia es  $F_{pto}(\omega) = -R_{pto}(\omega)V(\omega)$  la ecuación 5.18 queda

$$E_{pto} = -\frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} R_{pto}(\omega)|V(\omega)|^2 d\omega \quad (5.19)$$

y sustituyendo la velocidad por  $V(\omega) = F_e(\omega)/Z_{neta}(\omega)$  se obtiene

$$E_{pto} = -\frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} R_{pto}(\omega) \frac{|F_e(\omega)|^2}{|Z_{neta}(\omega)|^2} d\omega \quad (5.20)$$

Por otra parte considerando las ecuaciones 4.16, 4.17 y 4.18 la energía asociada a las pérdidas en el cobre del generador lineal pueden plantearse de la siguiente forma

$$E_{pérdidas} = \delta \int_{-\infty}^{\infty} f_{pto}^2(t)dt \quad (5.21)$$

donde

$$\delta = \frac{2\tau_p^2}{3\pi^2\psi^2} R_s \quad (5.22)$$

Los parámetros del generador lineal  $\tau_p$ ,  $\psi$  y  $R_s$  se definen en la sección 3.1 del capítulo 3. Aplicando el teorema de Parseval a la ecuación 5.21 las pérdidas en el cobre del generador en el dominio de la frecuencia se pueden formular de la siguiente manera

$$E_{pérdidas} = \frac{\delta}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |F_{pto}(\omega)|^2 d\omega \quad (5.23)$$

Considerando que la fuerza del PTO en el dominio de la frecuencia es  $F_{pto}(\omega) = -R_{pto}(\omega)V(\omega)$  y que  $V(\omega) = F_e(\omega)/Z_{neta}(\omega)$  se obtiene

$$E_{pérdidas} = \frac{\delta}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} R_{pto}^2(\omega) \frac{|F_e(\omega)|^2}{|Z_{neta}(\omega)|^2} d\omega \quad (5.24)$$

Entonces, la energía transferida al convertidor de potencia cuando se usa el control pasivo será la diferencia entre la energía absorbida por el PTO y la energía que se pierde en el cobre del generador lineal

$$E_c = E_{pto} - E_{pérdidas} \quad (5.25)$$

Sustituyendo las ecuaciones 5.20 y 5.24 en la ecuación 5.25 se obtiene

$$E_c = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |F_e(\omega)|^2 \frac{R_{pto}(\omega) - \delta R_{pto}^2(\omega)}{|Z_{neta}(\omega)|^2} d\omega \quad (5.26)$$

Si consideramos que la impedancia neta en el control pasivo es

$$|Z_{neta}(\omega)|^2 = (R_{pto}(\omega) + R_r(\omega))^2 + X_{int}^2(\omega) \quad (5.27)$$

entonces la energía transferida al primer convertidor de potencia es

$$E_c = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |F_e(\omega)|^2 \frac{R_{pto}(\omega) - \delta R_{pto}^2(\omega)}{(R_{pto}(\omega) + R_r(\omega))^2 + X_{int}^2(\omega)} d\omega \quad (5.28)$$

Para encontrar el parámetro de ajuste  $R_{pto}$  que maximiza las pérdidas en el cobre se debe definir la siguiente función  $\beta(\omega)$

$$\beta(\omega) = \sqrt{\delta^2 |Z_{int}(\omega)|^2 + 2\delta R_r(\omega) + 1} \quad (5.29)$$

Si sumamos y restamos  $|F_e(\omega)|^2 / 2(R_r(\omega) + \delta |Z_{int}(\omega)|^2 + \beta |Z_{int}(\omega)|)$  dentro del integrando de la ecuación 5.28 omitiendo la dependencia de  $\omega$  se obtiene

$$E_c = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |F_e|^2 \left( \frac{1}{2(R_r + \delta |Z_{int}|^2 + \beta |Z_{int}|)} - \dots \right. \quad (5.30)$$

$$\left. \dots - \left( \frac{1}{2(R_r + \delta |Z_{int}|^2 + \beta |Z_{int}|)} - \frac{R_{pto} - \delta R_{pto}^2}{(R_{pto} + R_r)^2 + X_{int}^2} \right) \right) d\omega$$

Operando con los dos últimos términos del integrando de la ecuación 5.30 se obtiene

$$E_c = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |F_e|^2 \left( \frac{1}{2(R_r + \delta |Z_{int}|^2 + \beta |Z_{int}|)} - \dots \right. \quad (5.31)$$

$$\left. \dots - \frac{(R_{pto} + R_r)^2 + X_{int}^2 - 2(R_r + \delta |Z_{int}|^2 + \beta |Z_{int}|)(R_{pto} - \delta R_{pto}^2)}{2(R_r + \delta |Z_{int}|^2 + \beta |Z_{int}|)((R_{pto} + R_r)^2 + X_{int}^2)} \right) d\omega$$

$$E_c = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |F_e|^2 \left( \frac{1}{2(R_r + \delta |Z_{int}|^2 + \beta |Z_{int}|)} - \dots \right. \quad (5.32)$$

$$\left. \dots - \frac{R_{pto}^2(1 + 2\delta R_r + 2\delta\beta |Z_{int}| + 2\delta^2 |Z_{int}|^2) - 2R_{pto}(\beta |Z_{int}| + \delta |Z_{int}|^2) + |Z_{int}|^2}{2(R_r + \delta |Z_{int}|^2 + \beta |Z_{int}|)((R_{pto} + R_r)^2 + X_{int}^2)} \right) d\omega$$

$$E_c = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |F_e|^2 \left( \frac{1}{2(R_r + \delta|Z_{int}|^2 + \beta|Z_{int}|)} - \dots \right. \quad (5.33)$$

$$\left. \dots - \frac{R_{pto}^2(\beta^2 + 2\delta\beta|Z_{int}| + \delta^2|Z_{int}|^2) - 2R_{pto}|Z_{int}|(\beta + \delta|Z_{int}|) + |Z_{int}|^2}{2(R_r + \delta|Z_{int}|^2 + \beta|Z_{int}|)((R_{pto} + R_r)^2 + X_{int}^2)} \right) d\omega$$

$$E_c = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |F_e|^2 \left( \frac{1}{2(R_r + \delta|Z_{int}|^2 + \beta|Z_{int}|)} - \dots \right. \quad (5.34)$$

$$\left. \dots - \frac{R_{pto}^2(\beta + \delta|Z_{int}|)^2 - 2R_{pto}|Z_{int}|(\beta + \delta|Z_{int}|) + |Z_{int}|^2}{2(R_r + \delta|Z_{int}|^2 + \beta|Z_{int}|)((R_{pto} + R_r)^2 + X_{int}^2)} \right) d\omega$$

Si se toma factor común el término  $(\beta + \delta|Z_{int}|)^2$  en el numerador del segundo término del integrando de la ecuación 5.34 se obtiene

$$E_c = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |F_e|^2 \left( \frac{1}{2(R_r + \delta|Z_{int}|^2 + \beta|Z_{int}|)} - \dots \right. \quad (5.35)$$

$$\left. \dots - \frac{(\beta + \delta|Z_{int}|)^2 \left( R_{pto}^2 - \frac{2R_{pto}|Z_{int}|}{(\beta + \delta|Z_{int}|)} + \frac{|Z_{int}|^2}{(\beta + \delta|Z_{int}|)^2} \right)}{2(R_r + \delta|Z_{int}|^2 + \beta|Z_{int}|)((R_{pto} + R_r)^2 + X_{int}^2)} \right) d\omega$$

Se puede observar que uno de los factores del numerador del segundo término del integrando de la ecuación 5.35 puede ser factorizado obteniéndose

$$E_c = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |F_e|^2 \left( \frac{1}{2(R_r + \delta|Z_{int}|^2 + \beta|Z_{int}|)} - \dots \right. \quad (5.36)$$

$$\left. \dots - \frac{(\beta + \delta|Z_{int}|)^2 \left( R_{pto} - \frac{|Z_{int}|}{\beta + \delta|Z_{int}|} \right)^2}{2(R_r + \delta|Z_{int}|^2 + \beta|Z_{int}|)((R_{pto} + R_r)^2 + X_{int}^2)} \right) d\omega$$

Para que se transfiera la máxima energía al primer convertidor de potencia el segundo término del integrando de la ecuación 5.36 debe ser cero. Esto ocurre para la condición

$$R_{pto}^{opt}(\omega) = \frac{|Z_{int}(\omega)|}{\beta(\omega) + \delta|Z_{int}(\omega)|} \quad (5.37)$$

La condición anterior puede ser reescrita multiplicando por el numerador y denominador el término  $\beta(\omega) - \delta|Z_{int}(\omega)|$

$$R_{pto}^{opt}(\omega) = |Z_{int}(\omega)| \frac{\beta(\omega) - \delta|Z_{int}(\omega)|}{1 + 2\delta R_r(\omega)} \quad (5.38)$$

$$R_{pto}^{opt}(\omega) = \frac{-\delta|Z_{int}(\omega)|^2 + |Z_{int}(\omega)| \sqrt{\delta^2|Z_{int}(\omega)|^2 + 2\delta R_r(\omega) + 1}}{1 + 2\delta R_r(\omega)} \quad (5.39)$$

Se puede observar que para oleaje regular el amortiguamiento del PTO de la ecuación 5.15 es igual al amortiguamiento del PTO para oleaje irregular de la ecuación 5.39 evaluado en la frecuencia del oleaje regular. Esto quiere decir que la condición de máxima transferencia de

potencia hacia el convertidor de potencia considerando control pasivo ante oleaje regular es un caso particular del análisis general hecho para oleaje irregular.

Finalmente la máxima energía extraída por el control pasivo que considera las pérdidas en el cobre del generador lineal ante oleaje irregular es

$$E_c^{opt} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{|F_e(\omega)|^2}{2(R_r(\omega) + \delta|Z_{int}(\omega)|^2 + \beta(\omega)|Z_{int}(\omega)|)} d\omega \quad (5.40)$$

$$E_c^{opt} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{|F_e(\omega)|^2}{2 \left( R_r(\omega) + \delta|Z_{int}(\omega)|^2 + |Z_{int}(\omega)|\sqrt{\delta^2|Z_{int}(\omega)|^2 + 2\delta R_r(\omega) + 1} \right)} d\omega$$

Una aproximación del control pasivo que considera pérdidas para oleaje irregular se puede obtener sintonizando la ecuación 5.39 en la frecuencia pico  $\omega_p$  del oleaje.

$$r_{pto}^{RLL} = \frac{-\delta|Z_{int}(\omega_p)|^2 + |Z_{int}(\omega_p)|\sqrt{\delta^2|Z_{int}(\omega_p)|^2 + 1 + 2\delta R_r(\omega_p)}}{1 + 2\delta R_r(\omega_p)} \quad (5.41)$$

## 5.5 Análisis de Resultados

El modelo de simulación en el dominio del tiempo que se muestra en la figura 5.2 ha sido implementado en Matlab<sup>®</sup> Simulink<sup>®</sup> con el fin de evaluar la estrategia de control pasivo propuesta.

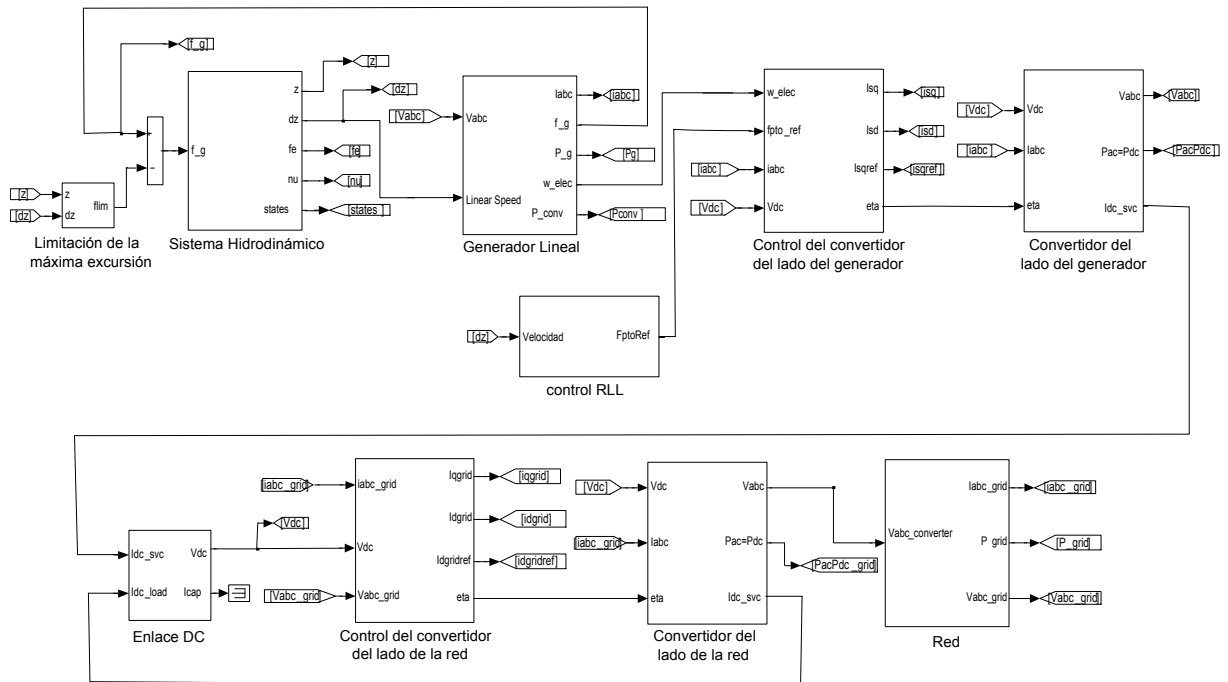


Fig. 5.2: Modelo Simulink<sup>®</sup> del convertidor de energía de las olas con el control pasivo propuesto

El modelo está formado por seis subsistemas conectados en cascada. Existen dos subsistemas asociados al control: El subsistema de control de los convertidores de potencia y el subsistema que implementa la estrategia de control pasivo RLL. Adicionalmente, un subsistema limita la máxima excursión del sistema oscilante.

EL sistema hidrodinámico, detallado en el anexo A, se basa en una boya esférica semisumergida de radio 2.5 m. El programa Wamit<sup>®</sup> se ha usado en el cálculo de los parámetros hidrodinámicos en función de la frecuencia.

El modelo del sistema PTO implementado se corresponde con el generador lineal de 10 kW del proyecto Lysekil, el cual ha sido desarrollado por el Centro Sueco para la Conversión de Energía Eléctrica Renovable (*Swedish Center for Renewable Electric Energy Conversion*) de la Universidad de Uppsala (Danielsson, Eriksson y Leijon 2006). Los detalles del generador eléctrico se presentan en el anexo B.

Los resultados se presentan en dos partes. Primero, se comparan las estrategias de control reactivo aproximado o *Approach Complex-Conjugate* (ACC), el control reactivo que considera pérdidas o *Approach Complex-Conjugate Considering Copper Losses* (ACL), el control pasivo o *Resistive Loading* (RL) y la propuesta de control pasivo que considera pérdidas o *Resistive Loading Considering Copper Losses* (RLL) ante oleaje regular. Después, se comparan las mismas estrategias ante oleaje irregular usando la correspondiente estrategia causal sintonizada a la frecuencia pico del oleaje incidente.

### 5.5.1 Oleaje Regular

Los resultados mostrados en este apartado se han obtenido en oleaje regular sin restricción en la excursión máxima. La figura 5.3 muestra la potencia transferida al convertidor como una función de la resistencia del PTO  $r_{pto}$ . La simulación fue realizada considerando oleaje regular de altura 1 m y período 5 s.

Sobre la gráfica de la figura 5.3 se han resaltado dos puntos. Uno de ellos corresponde al valor de la potencia transferida al convertidor cuando se aplica el control pasivo convencional RL de la ecuación 5.7. Se puede observar como mediante la estrategia de control RL no se alcanza la máxima potencia transferida al convertidor. La máxima potencia transferida se alcanza cuando se aplica el control pasivo propuesto RLL de la ecuación 5.41 y es el segundo punto resaltado de la figura 5.3. En este sentido, el incremento en la potencia transferida al aplicar el control RLL es de 18 % respecto al control RL.

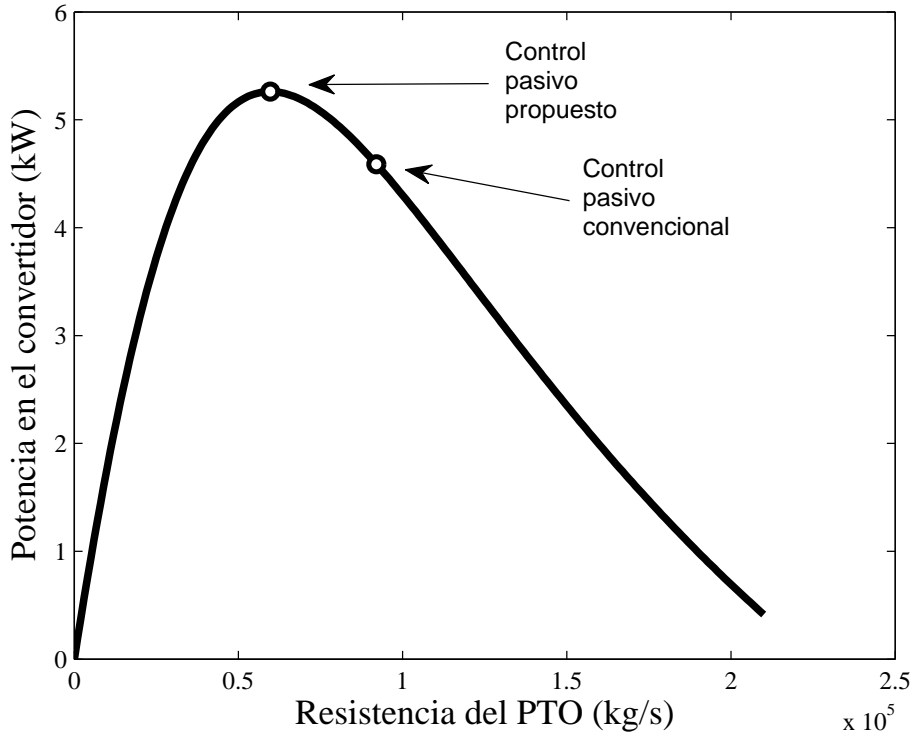


Fig. 5.3: Potencia transferida al convertidor de potencia en función del parámetro de control  $r_{pto}$

Si se sustituye el valor de la resistencia para el control RLL de la ecuación 5.15 en la fórmula de la potencia de la ecuación 5.12 se obtiene la potencia transferida al convertidor de potencia mediante la estrategia de control RLL ante oleaje regular

$$P_c^{RLL} = \frac{\hat{F}_e^2}{2(R_r(\omega_0) + \delta|Z_{int}(\omega_0)|^2 + \beta|Z_{int}(\omega_0)|)} \quad (5.42)$$

Adicionalmente, se puede demostrar sustituyendo en la ecuación 5.12  $r_{pto} = |Z_{int}(\omega_0)|$  que la potencia transferida al convertidor mediante la aplicación del control pasivo óptimo ante oleaje regular es

$$P_c^{RL} = (1 - \delta|Z_{int}(\omega_0)|) \frac{\hat{F}_e^2}{2(R_r(\omega_0) + |Z_{int}(\omega_0)|)} \quad (5.43)$$

De lo anterior se deduce que la relación o cociente de potencias entre el control pasivo propuesto y el control pasivo convencional ante oleaje regular es

$$\frac{P_c^{RLL}}{P_c^{RL}} = \frac{|Z_{int}(\omega_0)| + R_r(\omega_0)}{(1 - \delta|Z_{int}(\omega_0)|)(R_r(\omega_0) + \delta|Z_{int}(\omega_0)|^2 + \beta|Z_{int}(\omega_0)|)} \quad (5.44)$$

En la figura 5.4 se muestra la potencia transferida al convertidor de potencia considerando un oleaje incidente regular de altura de 1 m y período de la ola variando entre 2.5 s y 8 s. Se puede observar en la figura 5.4 que si se consideran las pérdidas en el cobre del generador, se

obtiene una mejora del desempeño del control pasivo propuesto RLL, similar a la mejora que experimenta el control ACL. Los controles pasivos RL y RLL alcanzan mejores resultados que el control reactivo para oleaje regular con período superior a 4 s. Aplicando el control ACC el ancho de banda donde el dispositivo muestra balance positivo y en consecuencia puede extraerse potencia de las olas es considerablemente reducido (2.5-4.2 s). Por otra parte, cuando se aplican los controles pasivos el rango de perfiles de ola donde el dispositivo puede extraer potencia es similar sin considerar la estrategia de control pasivo elegida. Sin embargo, cuando se aplica el control RLL la potencia que puede ser extraída es mayor que la extraída por el control RL cuando el período se incrementa. De la misma manera, cuando se aplican los controles RLL y ACL las potencias extraídas se asemejan con el incremento del período de la ola.

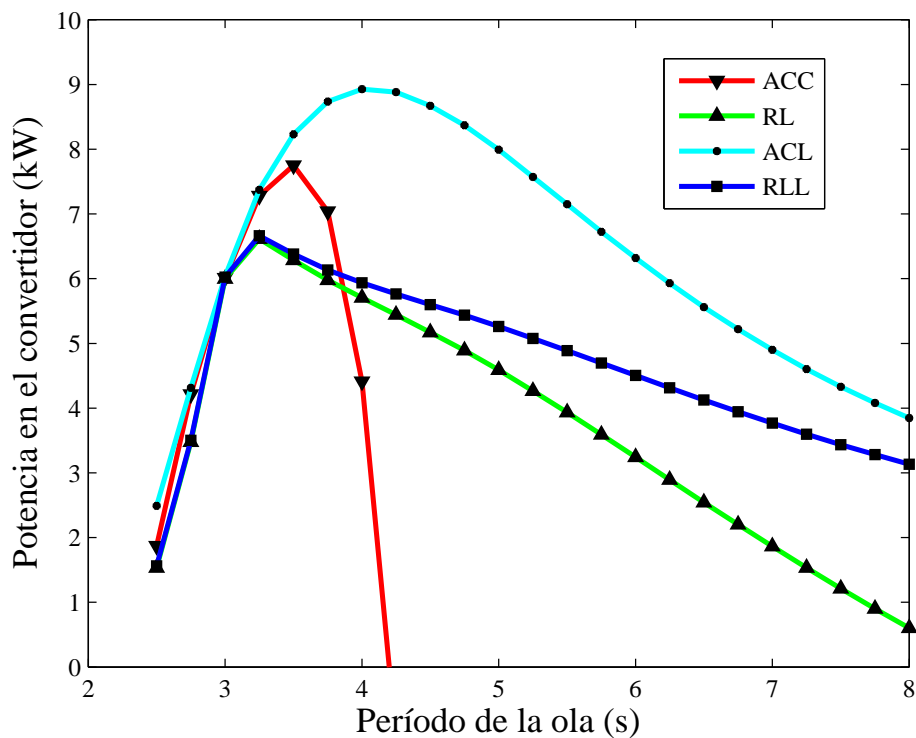


Fig. 5.4: Potencia transferida desde el generador al convertidor de potencia para cada estrategia

Con la finalidad de mostrar las ventajas del control propuesto se muestra en la figura 5.5 la potencia transferida al convertidor de potencia en un rango de perfiles de ola cuando se aplican las estrategias de control ACC, ACL, RL y RLL. Para el caso de la estrategia de control ACC sólo se consideran potencias positivas.

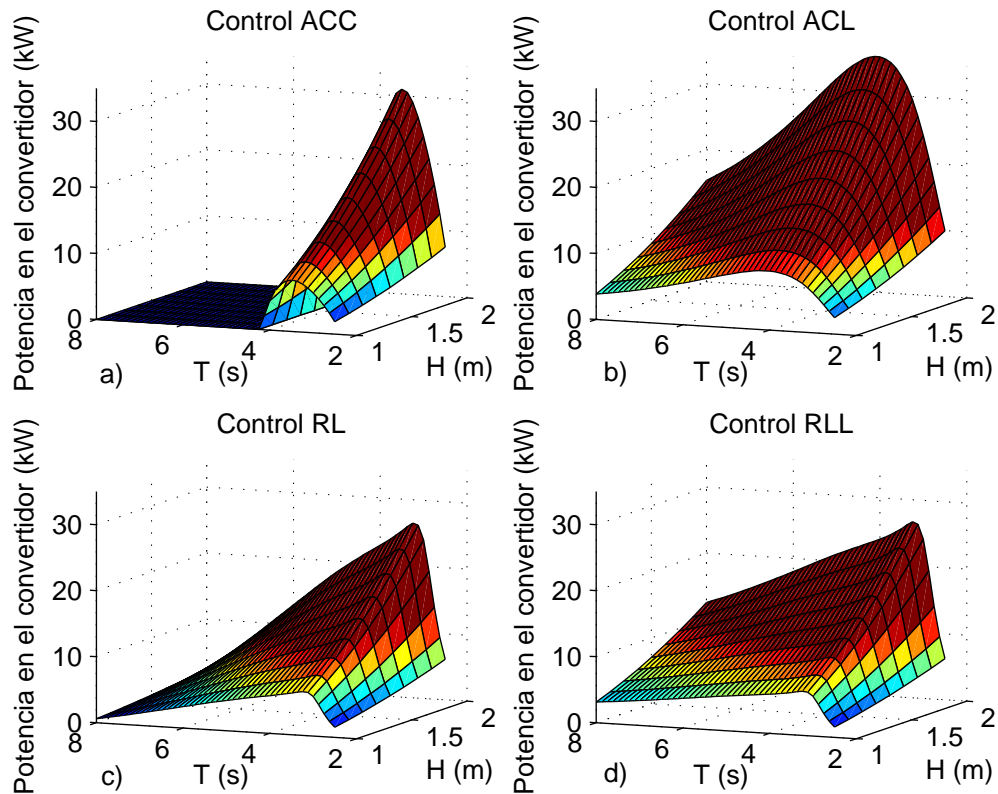


Fig. 5.5: Potencia promedio transferida al convertidor de potencia aplicando la estrategia de control (a) ACC (b) ACL (c) RL y (d) RLL

En la figura 5.5 se puede observar que los controles ACL y RLL permiten al sistema PTO enviar mayor cantidad de potencia al convertidor de potencia que las estrategias de control ACC y RL, especialmente cuando los períodos de las olas son mayores que el período natural de oscilación del sistema. Se puede notar también que la estrategia ACC solo muestra balance positivo de potencia transferida hacia el convertidor de potencia en un rango estrecho alrededor del período natural. Específicamente, la potencia solo puede ser transferida para oleaje regular con períodos de 2.5 a 4.2 s. Por otra parte, la potencia puede ser transferida en todos los perfiles considerados cuando se aplican las estrategias de control pasivo RL y RLL. Además, la mejora en potencia promedio es de 26 % aproximadamente cuando se aplica el control RLL en comparación con el control pasivo convencional RL.

La figura 5.6 presenta la potencia absorbida por el sistema PTO y la potencia transferida al convertidor de potencia considerando la máxima excursión de 0.9 m. Al igual que en el caso sin restricción en la máxima excursión, la potencia transferida al convertidor de potencia es mayor con el control propuesto RLL que aplicando el control pasivo RL. Además la potencia absorbida por el PTO es mayor si se aplica la estrategia RL que si se aplica la estrategia RLL.



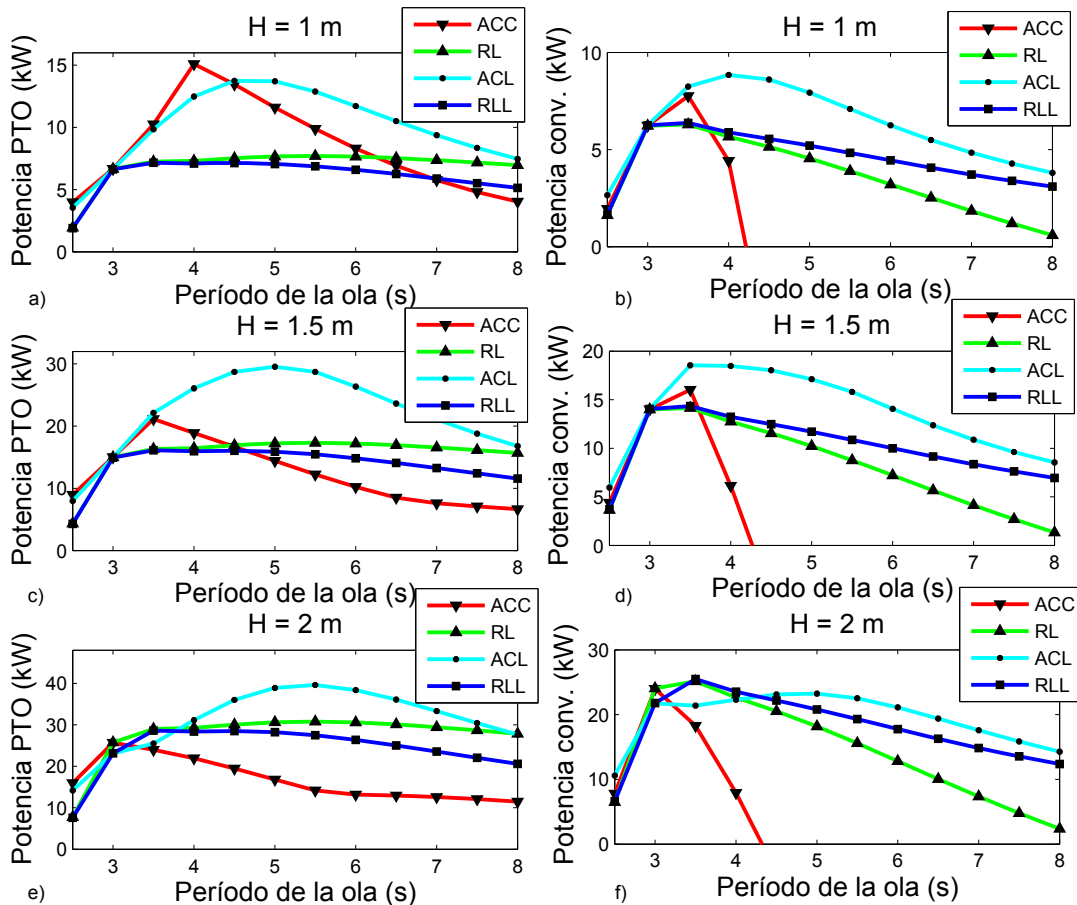


Fig. 5.6: Potencia promedio considerando el límite en la máxima excursión. (a) Potencia absorbida por el PTO para oleaje regular de altura 1 m (b) Potencia transferida al convertidor de potencia para oleaje regular de altura 1 m (c) Potencia absorbida por el PTO para oleaje regular de altura 1.5 m (d) Potencia transferida al convertidor de potencia para oleaje regular de altura 1.5 m (e) Potencia absorbida por el PTO para oleaje regular de altura 2 m (f) Potencia transferida al convertidor de potencia para oleaje regular de altura 2 m

### 5.5.2 Oleaje Irregular

Las simulaciones en el dominio del tiempo ante oleaje irregular han sido implementadas en el programa Matlab<sup>®</sup> Simulink<sup>®</sup>. Las estrategias de control se aplican ante oleaje irregular de altura significativa 1, 1.5 y 2 m variando el período pico desde 2.5 a 8 s y considerando el espectro de Pierson-Moskowitz. Las simulaciones han tomado en cuenta la restricción en el límite máximo de amplitud de 0.9 m. Se han realizado hasta diez simulaciones de 15 minutos cada una para luego promediar los resultados obtenidos.

Los resultados aplicando el control pasivo propuesto (RLL) y los resultados del control pasivo convencional (RL) son comparados con los resultados obtenidos mediante el control reactivo aproximado (ACC) y con el control reactivo aproximado que considera las pérdidas en

el cobre del estator del generador lineal (ACL).

### Potencia transferida al convertidor de potencia

La figura 5.7 muestra la potencia instantánea y promedio transferida al convertidor de potencia aplicando las estrategias de control ACC, ACL, RL y el control pasivo propuesto RLL ante oleaje irregular de período pico 6 s y altura significativa 1 m.

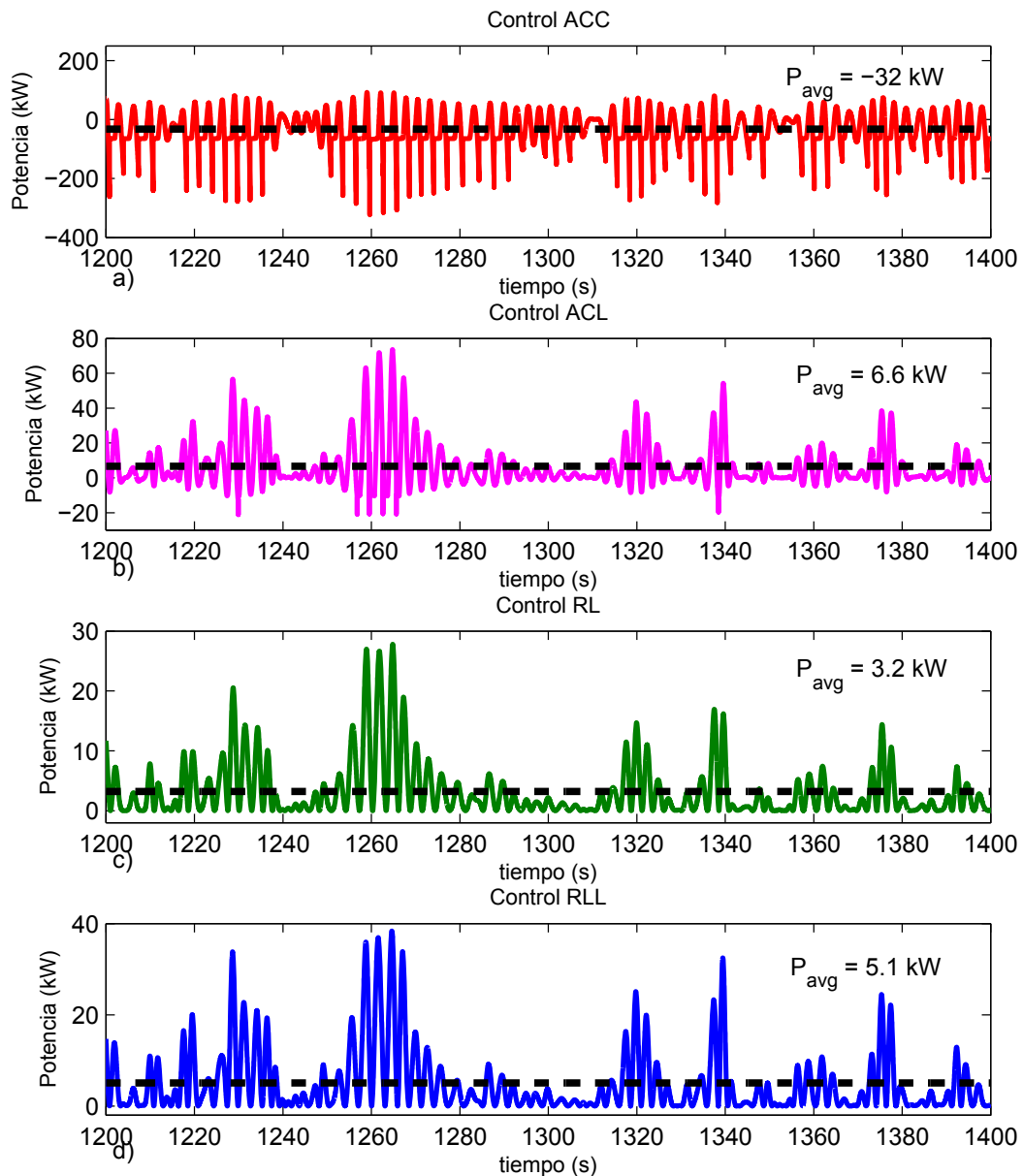


Fig. 5.7: Potencia instantánea y promedio transferida al convertidor de potencia aplicando (a) Control ACC (b) Control ACL (c) Control RL y (d) Control RLL

Para comparar el desempeño de las estrategias de control RL, RLL, ACC y ACL en oleaje irregular, se han creado series en tiempo en forma de perfiles de ola de 900 s cada una (Nielsen

2003). En la figura 5.7 se muestra una ventana de tiempo de 200 s. Se puede observar en la figura 5.7 la unidireccionalidad del flujo de potencia cuando se aplican las estrategias de control pasivo RL y RLL en comparación con la bidireccionalidad del flujo de potencia presente en los controles ACC y ACL.

La figura 5.7-c muestra que la extracción de potencia promedio mediante el control RL es 3.2 kW mientras que el control RLL extrae 5.1 kW (figura 5.7-d) lo que significa 59 % más de potencia que el control pasivo convencional.

La figura 5.7-a muestra la potencia extraída cuando se aplica el control ACC. La potencia promedio transferida al convertidor de potencia es -32 kW, lo que significa que la potencia está siendo suministrada por la red. En otras palabras, el sistema PTO está trabajando en promedio como motor en vez de trabajar como generador de electricidad. Por otra parte, la potencia promedio transferida al convertidor de potencia cuando se aplica el control ACL es 6.6 kW.

La figura 5.8 muestra la potencia promedio que puede ser transferida al convertidor de potencia en función del período pico de cada perfil de oleaje. Los balances de potencia negativos en el convertidor de potencia no se representan en la figura 5.8.

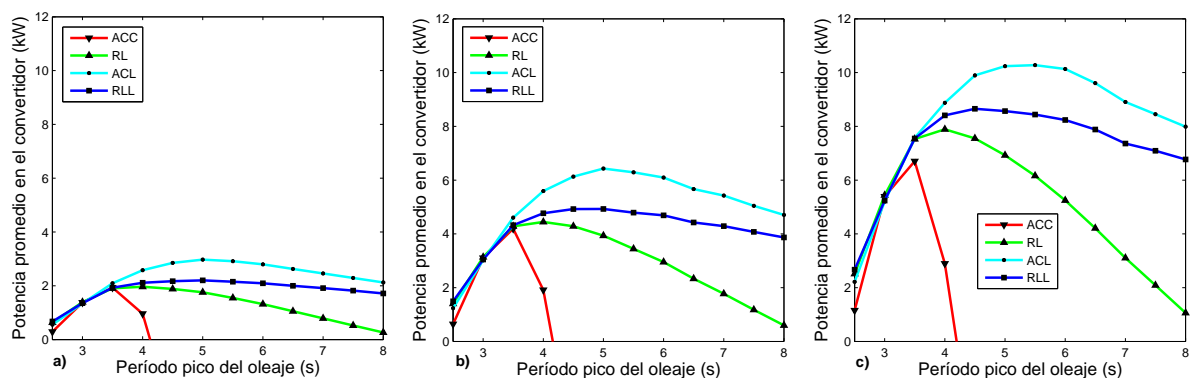


Fig. 5.8: Potencia transferida al convertidor de potencia para cada estrategia de control

Se puede observar en la figura 5.8 que el control ACL transfiere más potencia al convertidor en el rango completo de períodos picos considerados, siendo 2.3 kW, 5 kW y 8.3 kW las potencias promedios correspondientes a las alturas significantes 1 m, 1.5 m y 2 m. Se puede notar que el control ACC es capaz de transferir potencia al convertidor de potencia solo cuando los períodos picos son menores que 4.2 s aproximadamente. Esto se debe a que las pérdidas se incrementan considerablemente a medida que el período pico del oleaje se aleja de este valor. Respecto al valor medio de la potencia extraída para todos los perfiles de ola se obtiene un valor negativo de -21 kW, lo que significa que la potencia promedio está siendo suministrada por la

red.

Comparando las estrategias de control pasivo RL y RLL, se puede observar que ambas pueden transferir potencia al convertidor de potencia en todo el rango de períodos considerados. Se puede notar que la estrategia de control RLL presenta mejores resultados. Considerando el valor medio de las potencias promedio extraída sobre todos los perfiles, la potencia promedio transferida al convertidor de potencia es 1.2 kW, 2.8 kW y 5.0 kW cuando se aplica el control RL para oleaje de altura significativa 1 m, 1.5 m y 2 m. Por otra parte los valores de potencia cuando se aplica la estrategia de control RLL son 1.9 kW, 4.1 kW y 7.3 kW lo cual implica un incremento de 46 % comparado con el control RL. Adicionalmente, la diferencia entre ambas estrategias considerando la potencia enviada al convertidor se incrementa para oleajes con alto contenido energético de períodos pico superiores a 4 s.

### Eficiencia

La figura 5.9 muestra la eficiencia del sistema PTO. Este indicador de desempeño es el cociente entre la potencia promedio transferida al convertidor de potencia y la potencia promedio absorbida por el PTO.

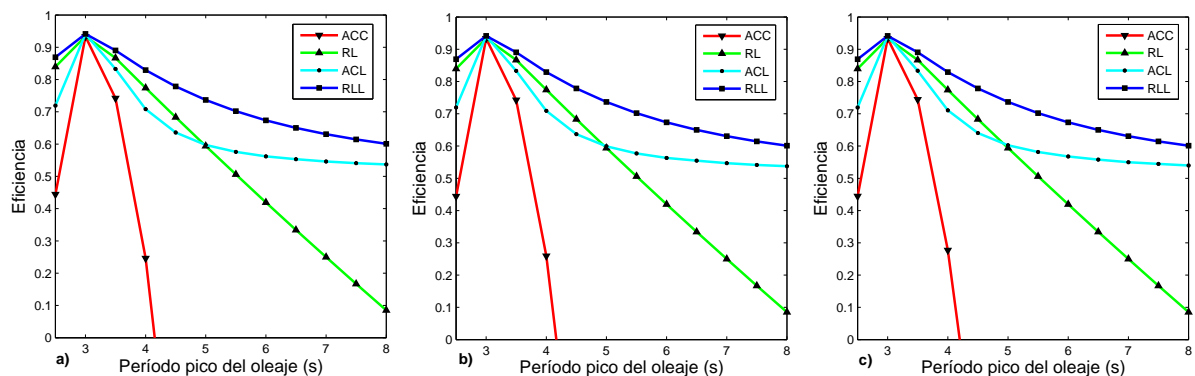


Fig. 5.9: Eficiencia

Los resultados muestran que la estrategia de control RLL es más eficiente que los controles ACL, RL y ACC. Se puede observar que la estrategia ACC es la que tiene peor eficiencia debido a los altos niveles de potencia reactiva requeridos. Por otra parte, la estrategia RL es más eficiente que el control ACL cuando el período pico del oleaje es menor que 5 s. La estrategia ACL es más eficiente que el control RL cuando el período pico de la ola es mayor que 5 s.

### Fuerza ejercida por el sistema PTO

La figura 5.10 muestra la máxima fuerza del PTO para cada estrategia y para todos los perfiles de ola. Se puede observar que la fuerza ejercida sobre los componentes electromagnéticos presentan los más altos valores cuando se aplica la estrategia de control ACC. Por otra parte los valores de fuerza más bajos se obtienen cuando se aplica la estrategia de control RLL.

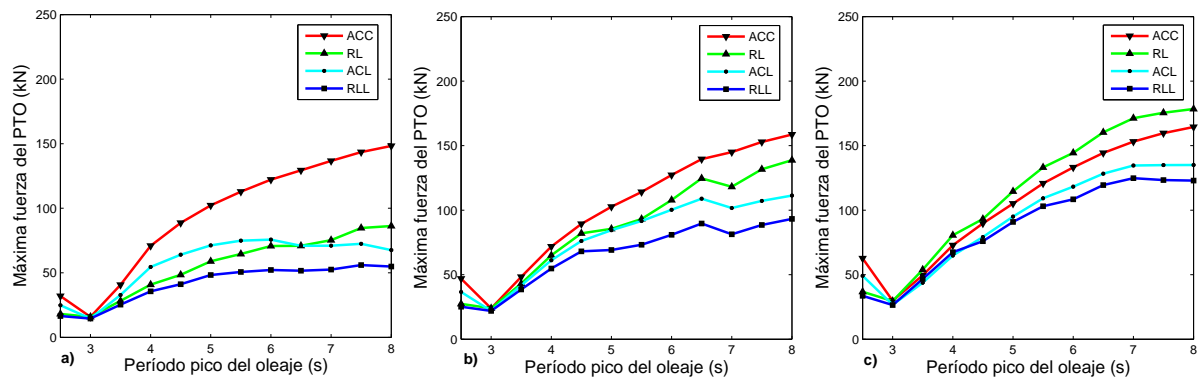


Fig. 5.10: Fuerza máxima del PTO para cada estrategia de control y para todos los perfiles de ola

Se puede resaltar que el nivel de potencia transferida al convertidor de potencia cuando se aplica la estrategia de control RLL (figura 5.8) puede ser alcanzado sin la necesidad de grandes esfuerzos sobre el sistema electromecánico que si toman lugar cuando se aplica la estrategia de control ACC (figura 5.10).

### Cociente entre la potencia pico y la potencia promedio en el PTO

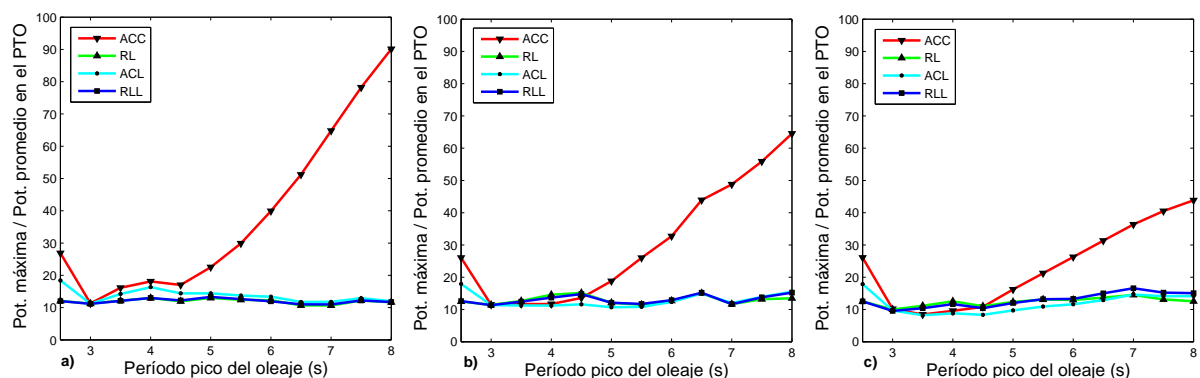


Fig. 5.11: Cociente entre la potencia pico y la potencia promedio en el sistema PTO para cada estrategia de control ante oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m.

Los resultados asociados al cociente entre la potencia pico y la potencia promedio absorbida por el sistema PTO para cada perfil de ola se presentan en la figura 5.11. El cociente potencia pico entre potencia promedio cuando se aplica el control ACC presenta una tendencia creciente hasta alcanzar los valores 90, 60 y 40 para oleajes con alturas significantes 1, 1.5 y 2 m respectivamente. Adicionalmente, Se puede notar que el cociente toma valores moderados y similares alrededor de diez cuando se aplican las estrategias de control ACL, RL y RLL.

### Amplitud y velocidad de Oscilación

Las figuras 5.12 y 5.13 muestran la máxima amplitud y velocidad alcanzado por el dispositivo oscilante dependiendo de la estrategia de control aplicada. Se puede observar que el dispositivo alcanza los límites de la excursión impuesto por el final de carrera mecánico cuando se aplica el control ACC. Por otra parte, el sistema no siempre alcanza estos límites cuando se aplican las estrategias de control pasivo ACL, RL y RLL.

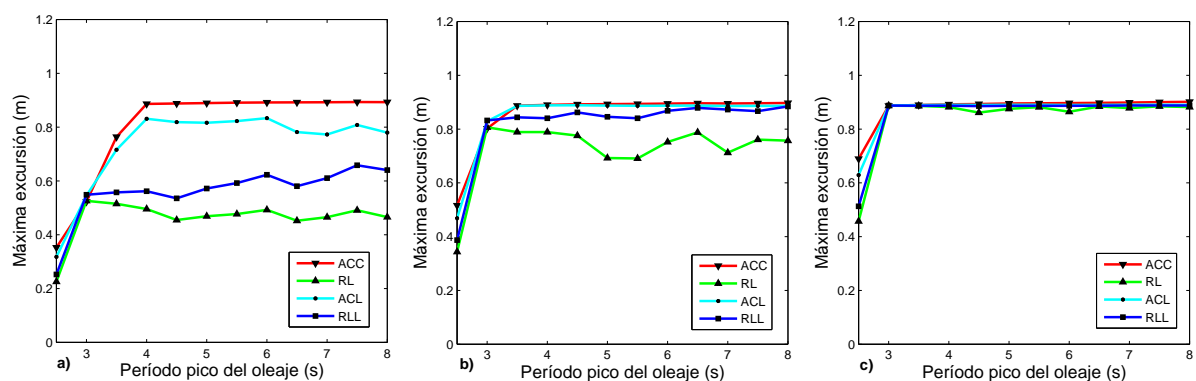


Fig. 5.12: Máxima excursión del sistema oscilante para cada estrategia de control ante oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m.

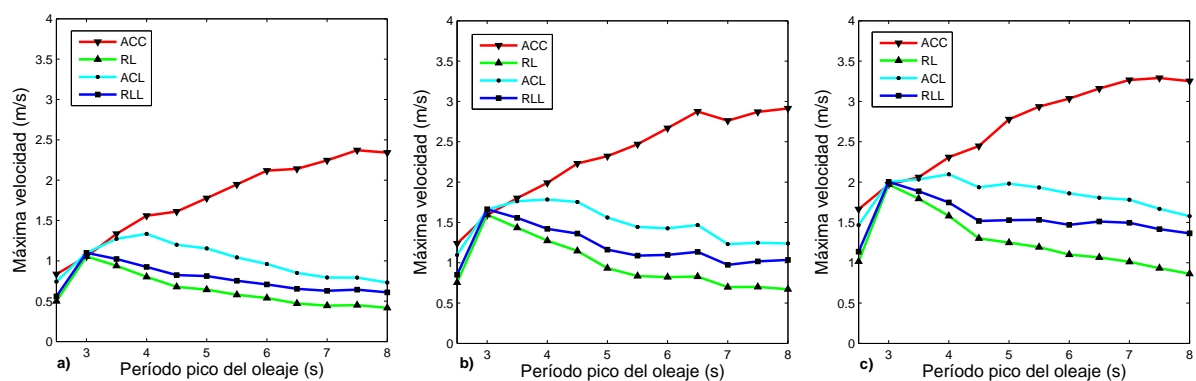


Fig. 5.13: Máxima velocidad del sistema oscilante para cada estrategia de control ante oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m.

Cuando se aplica el control ACL, se alcanza la excursión máxima cuando la altura significativa es 1.5 y 2 m. Además, la velocidad de oscilación del sistema presenta el peor desempeño cuando se aplica el control ACC alcanzando valores altos para grandes períodos picos de ola. Por otra parte, los controles ACL, RL y RLL presentan valores moderados de velocidad.

## 5.6 Conclusiones

En este capítulo de la tesis se han considerado las pérdidas en el cobre del generador lineal de imanes permanentes en la estrategia de control pasivo para la conversión de energía de las olas. Con la finalidad de mejorar la eficiencia global del sistema de generación de potencia la estrategia propuesta maximiza la potencia transferida desde el generador lineal al convertidor de potencia. En este sentido, se han calculado las condiciones óptimas ante oleaje regular que maximizan esta potencia. Para oleaje irregular se ha aplicado una estrategia pasiva subóptima basada en las condiciones óptimas calculadas para oleaje irregular sintonizada a la frecuencia pico. El desempeño del convertidor de energía de las olas cuando se aplica la estrategia de control pasivo propuesto, se ha comparado con los resultados obtenidos mediante las estrategias de control reactivo aproximado, reactivo aproximado considerando las pérdidas en el cobre del generador lineal y con el control pasivo convencional.

Los resultados obtenidos muestran que aplicando la estrategia de control pasivo propuesto el convertidor de energía de las olas alcanza generalmente mayor eficiencia de conversión que aplicando el control pasivo convencional dado que se reducen significativamente las pérdidas en el cobre del generador. Las simulaciones muestran que la potencia promedio útil se incrementa 46 % cuando se aplica el control pasivo propuesto en comparación con el control pasivo convencional. Además, el convertidor de energía de las olas es capaz de trabajar en un ancho de banda más amplio tanto en oleaje regular como irregular.

Además, el control propuesto tiene las ventajas asociadas al control pasivo, es decir, moderados valores para el cociente entre la potencia pico y promedio en el sistema PTO y amplitudes o velocidades factibles para el movimiento del sistema. Estas mejoras se incrementan en la medida en que el punto de operación del sistema se mueve lejos de la frecuencia natural del sistema.

Tomando en cuenta los resultados obtenidos en este capítulo de la tesis y con la finalidad de incrementar la energía convertida y transferida a la red, se debería considerar en trabajos futuros

el análisis de sensibilidad considerando otros parámetros del generador.



## 6. PROPUESTA 2: MEJORAS EN EL CONTROL MPC

### 6.1 Alcance

Comparada con otras técnicas de control emergentes en el campo de los convertidores de energía de las olas el control predictivo basado en modelo o *Model Predictive Control* (MPC) representa una promesa en virtud de su alto desempeño (Hals, Falnes y Moan 2011b). El control reactivo es un control lineal en el dominio de la frecuencia mientras que el control MPC es una estrategia no lineal en el dominio del tiempo que puede considerar restricciones hidrodinámicas en su formulación. Esta técnica requiere un modelo del sistema oscilante, una predicción a corto plazo de la fuerza de excitación y una estimación del estado del sistema para calcular la próxima acción de control sobre la fuerza del sistema extractor de potencia o *Power Take-Off* (PTO). Esta acción se obtiene optimizando una función objetivo, que generalmente es la potencia promedio que absorbe el sistema PTO, sobre el intervalo de predicción de la fuerza de excitación (Rossiter 2004).

En este capítulo de la tesis se propone una estrategia de control MPC donde la función objetivo a maximizar es la potencia que transfiere el generador lineal al primer convertidor de potencia, es decir, se optimiza la producción en vez de la absorción de energía por parte del sistema PTO.

### 6.2 Antecedentes

El control MPC fue aplicado primero sobre los absorbedores puntuales por Gieske en los convertidores de oscilación de la ola de Arquímedes o *Archimedes Wave Swing* (AWS). Gieske considera dos funciones objetivos, una que implica el seguimiento de una trayectoria subóptima y otra que optimiza la energía absorbida (Gieske 2007). En el primer caso se consideran las pérdidas de manera indirecta por técnicas de ensayo y error. En el segundo caso se modelan las pérdidas mediante una función dependiente de la fuerza del PTO y de la velocidad donde esta última se predice usando un modelo lineal. En ambos casos los requerimientos computacionales asociados al problema de programación no lineal son tan altos que limita el rango temporal

de simulación a pocos minutos. Hals et al proponen dos alternativas en la formulación de la función objetivo del MPC (Hals, Falnes y Moan 2011b). La primera optimiza la velocidad por medio de un balance entre la potencia de excitación y la potencia radiada. Por otro lado, la segunda alternativa optimiza la potencia absorbida directamente por el sistema PTO. Brekken aplica la estrategia MPC para seguir la velocidad óptima obtenida por una aproximación al control reactivo considerando la resistencia de radiación como un valor constante (Brekken 2011). Cretel et al (Cretel, Lightbody, Thomas y Lewis 2011) incorporan la discretización triangular para obtener las ecuaciones de estado discretas y proponen diferentes alternativas para modelar la función objetivo sumando términos de penalización dependientes de la fuerza del PTO. En este sentido, Cretel et al sugieren que las pérdidas pueden tomarse en cuenta mediante un término que pondere la fuerza instantánea del PTO. En los trabajos de Richter et al (Richter 2011; Richter, Magana, Sawodny y Brekken 2013) se extiende la aplicación del control MPC sobre el modelo no lineal de un absorbedor puntual.

En esta tesis se propone una estrategia de control MPC donde la función objetivo a maximizar es la potencia que transfiere el generador lineal al primer convertidor de potencia, es decir, se optimiza la producción en vez de la absorción de energía por parte del sistema PTO. Para esto se consideran las pérdidas en el cobre del generador. El problema de optimización resultante es de programación cuadrática y puede resolverse en tiempos razonables mediante las técnicas existentes para tal fin.

### 6.3 Formulación del control MPC

Para la formulación del control MPC se requiere tanto el modelo discreto del sistema como las ecuaciones de predicción para realizar finalmente el planteamiento de la función objetivo cuya optimización arrojará la acción de control.

Recordemos las ecuaciones de estado A.8 y A.10 del sistema hidrodinámico

$$\dot{\mathbf{Z}}(t) = \mathbf{A}\mathbf{Z}(t) + \mathbf{B}f_e(t) + \mathbf{B}f_{pto}(t) \quad (6.1)$$

$$\mathbf{X}(t) = \mathbf{C}\mathbf{Z}(t) = [x(t) \ \dot{x}(t)]^T \quad (6.2)$$

donde

$$\mathbf{Z}(t) = [\mathbf{Y}_r(t)^T \ x(t) \ \dot{x}(t)]^T = [y_1(t), y_2(t), \dots, y_n(t), x(t), \dot{x}(t)]^T \quad (6.3)$$

es el vector de estado del modelo y las matrices  $\mathbf{A}$ ,  $\mathbf{B}$  y  $\mathbf{C}$  se presentan en las ecuaciones 2.50, 2.51 y 2.52. La solución de las ecuaciones de espacio de estado 6.1 y 6.2 es la siguiente (Chen

1999):

$$\mathbf{Z}(t) = e^{\mathbf{A}t}\mathbf{Z}(0) + \int_0^t e^{\mathbf{A}(t-\tau)}\mathbf{B}(f_e(\tau) + f_{pto}(\tau))d\tau \quad (6.4)$$

$$\mathbf{X}(t) = \mathbf{CZ}(t) \quad (6.5)$$

Se puede demostrar que la discretización de la ecuación anterior con período de discretización  $T$  es (Chen 1999):

$$\mathbf{Z}(k+1) = e^{\mathbf{A}T}\mathbf{Z}(k) + \int_{kT}^{(k+1)T} e^{\mathbf{A}((k+1)T-\tau)}\mathbf{B}(f_e(\tau) + f_{pto}(\tau))d\tau \quad (6.6)$$

Si se sustituye  $\phi(k) = e^{\mathbf{A}k}$  en la ecuación 6.6 se obtiene

$$\mathbf{Z}(k+1) = \phi(T)\mathbf{Z}(k) + \int_{kT}^{(k+1)T} \phi((k+1)T - \tau)\mathbf{B}(f_e(\tau) + f_{pto}(\tau))d\tau \quad (6.7)$$

En la aproximación triangular de primer orden la señal continua se aproxima lineal a trozos entre las muestras, de esta manera para valores de  $t$  entre  $kT$  y  $(k+1)T$  la fuerza de excitación y del PTO se pueden aproximar mediante las ecuaciones 6.8 y 6.9 (Cretel, Lightbody, Thomas y Lewis 2011)

$$f_e(t) = f_e(k) + \frac{t - kT}{T}\Delta f_e(k+1) \quad (6.8)$$

$$f_{pto}(t) = f_{pto}(k) + \frac{t - kT}{T}\Delta f_{pto}(k+1) \quad (6.9)$$

En consecuencia para  $t=(k+1)T$

$$f_e(k+1) = f_e(k) + \Delta f_e(k+1) \quad (6.10)$$

$$f_{pto}(k+1) = f_{pto}(k) + \Delta f_{pto}(k+1) \quad (6.11)$$

Sustituyendo las ecuaciones 6.8 y 6.9 en 6.7 e integrando se obtienen las ecuaciones de estado del sistema discretizado (Cretel, Lightbody, Thomas y Lewis 2011)

$$\mathbf{Z}(k+1) = \phi(T)\mathbf{Z}(k) + \mathbf{\Gamma}(f_e(k) + f_{pto}(k)) + \mathbf{\Lambda}(\Delta f_e(k+1) + \Delta f_{pto}(k+1)) \quad (6.12)$$

$$\mathbf{X}(k) = \mathbf{CZ}(k) = [x(k) \quad \dot{x}(k)]^T \quad (6.13)$$

donde

$$\mathbf{\Gamma} = \mathbf{A}^{-1}(\phi(T) - \mathbf{I})\mathbf{B} \quad (6.14)$$

$$\mathbf{\Lambda} = \frac{1}{T}\mathbf{A}^{-1}(\mathbf{\Gamma} - T\mathbf{B}) \quad (6.15)$$

Una vez obtenido el modelo en tiempo discreto del sistema deben plantearse las ecuaciones de predicción para formular finalmente la función objetivo del control MPC. Antes de plantear

las ecuaciones de predicción se deben reescribir las ecuaciones de estado discretas mediante el aumento de estados de manera que las entradas sean los incrementos de la fuerza de excitación  $\Delta f_e$  y de la fuerza del PTO  $\Delta f_{pto}$  quedando como variables internas la fuerza de excitación  $f_e$  y la fuerza del PTO  $f_{pto}$  en el instante  $k$  (Rossiter 2004). Adicionalmente debe considerarse para el planteamiento de la función objetivo la fuerza del PTO  $f_{pto}$  en el instante  $k + 1$  como una salida adicional del sistema. En este sentido se pueden reordenar las ecuaciones 6.12 y 6.13 para considerar los nuevos estados, las nuevas entradas y la nueva salida. En esta reorganización de las ecuaciones el parámetro  $n$  es el orden del sistema y  $0_{a,b}$  es una matriz de ceros de  $a$  filas y  $b$  columnas.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{Z}(k+1) \\ f_e(k+1) \\ f_{pto}(k+1) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \phi(T) & \mathbf{\Gamma} & \mathbf{\Gamma} \\ 0_{1,n+2} & 1 & 0 \\ 0_{1,n+2} & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{Z}(k) \\ f_e(k) \\ f_{pto}(k) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{\Lambda} \\ 1 \\ 0 \end{bmatrix} \Delta f_e(k+1) + \begin{bmatrix} \mathbf{\Lambda} \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \Delta f_{pto}(k+1) \quad (6.16)$$

$$\begin{bmatrix} \mathbf{X}(k) \\ f_{pto}(k) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{C} & 0 & 0 \\ 0_{1,n+2} & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{Z}(k) \\ f_e(k) \\ f_{pto}(k) \end{bmatrix} \quad (6.17)$$

Si se define como nueva variable de estado  $\mathbf{W}(k)$  y como nueva salida  $\mathbf{Y}(k)$  se obtiene el siguiente sistema discreto de ecuaciones de estado

$$\mathbf{W}(k+1) = \mathbf{A}_w \cdot \mathbf{W}(k) + \mathbf{B}_e \cdot \Delta f_e(k+1) + \mathbf{B}_{pto} \cdot \Delta f_{pto}(k+1) \quad (6.18)$$

$$\mathbf{Y}(k) = \mathbf{C}_w \cdot \mathbf{W}(k) \quad (6.19)$$

donde las variables de estado, las salidas, las matrices y vectores son respectivamente

$$\mathbf{W}(k) = \begin{bmatrix} \mathbf{Z}(k) \\ f_e(k) \\ f_{pto}(k) \end{bmatrix} \quad \mathbf{Y}(k) = \begin{bmatrix} x(k) \\ \dot{x}(k) \\ f_{pto}(k) \end{bmatrix} \quad (6.20)$$

$$\mathbf{A}_w = \begin{bmatrix} \phi(T) & \mathbf{\Gamma} & \mathbf{\Gamma} \\ 0_{1,n+2} & 1 & 0 \\ 0_{1,n+2} & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad \mathbf{B}_e = \begin{bmatrix} \mathbf{\Lambda} \\ 1 \\ 0 \end{bmatrix} \quad \mathbf{B}_{pto} = \begin{bmatrix} \mathbf{\Lambda} \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad \mathbf{C}_w = \begin{bmatrix} \mathbf{C} & 0 & 0 \\ 0_{1,n+2} & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (6.21)$$

Considerando la ecuación 6.10 la predicción de la fuerza de excitación sobre un horizonte temporal de  $n_h$  muestras puede representarse mediante un vector de incrementos  $\underline{\Delta \mathbf{F}}_e(k)$  de la siguiente manera

$$\underline{\Delta \mathbf{F}}_e(k) = \begin{bmatrix} \Delta f_e(k+1) \\ \Delta f_e(k+2) \\ \Delta f_e(k+3) \\ \vdots \\ \Delta f_e(k+n_h) \end{bmatrix} \quad (6.22)$$

donde los valores  $\Delta f_e(k+i)$  con  $i = 1, 2, \dots, n_h$  son las diferencias de las predicciones de la fuerza de excitación. De la misma forma y considerando la ecuación 6.11 podríamos representar las hipotéticas acciones de la fuerza del PTO a ser aplicadas a futuro sobre el horizonte de predicción mediante un vector  $\underline{\Delta F}_{pto}(k)$

$$\underline{\Delta F}_{pto}(k) = \begin{bmatrix} \Delta f_{pto}(k+1) \\ \Delta f_{pto}(k+2) \\ \Delta f_{pto}(k+3) \\ \vdots \\ \Delta f_{pto}(k+n_h) \end{bmatrix} \quad (6.23)$$

donde los valores  $\Delta f_{pto}(k+i)$  con  $i = 1, 2, \dots, n_h$  son las diferencias de las futuras acciones de control sobre el PTO. Siguiendo esta idea podríamos representar tanto los estados como las salidas desconocidas en el presente sobre el horizonte de predicción futuro

$$\underline{\mathbf{W}}(k) = \begin{bmatrix} \mathbf{W}(k+1) \\ \mathbf{W}(k+2) \\ \mathbf{W}(k+3) \\ \vdots \\ \mathbf{W}(k+n_h) \end{bmatrix} \quad \underline{\mathbf{Y}}(k) = \begin{bmatrix} \mathbf{Y}(k+1) \\ \mathbf{Y}(k+2) \\ \mathbf{Y}(k+3) \\ \vdots \\ \mathbf{Y}(k+n_h) \end{bmatrix} \quad (6.24)$$

donde los valores  $\mathbf{W}(k+i)$  e  $\mathbf{Y}(k+i)$  con  $i = 1, 2, \dots, n_h$  son los valores futuros de los estados y las salidas en cada una de las muestras del horizonte de predicción. En función del estado actual del sistema y considerando los vectores 6.22 y 6.23 Rossiter (Rossiter 2004) plantea el cálculo a futuro de los estados del sistema definidos en la ecuación 6.24 mediante la ecuación 6.25

$$\underline{\mathbf{W}}(k) = \mathbf{P}_w \mathbf{W}(k) + \mathbf{H}_{we} \underline{\Delta F}_e(k) + \mathbf{H}_{wpto} \underline{\Delta F}_{pto}(k) \quad (6.25)$$

donde las matrices  $\mathbf{P}_w$ ,  $\mathbf{H}_{we}$  y  $\mathbf{H}_{wpto}$  son

$$\mathbf{P}_w = \begin{bmatrix} \mathbf{A}_w \\ \mathbf{A}_w^2 \\ \mathbf{A}_w^3 \\ \vdots \\ \mathbf{A}_w^{n_h} \end{bmatrix} \quad (6.26)$$

$$\mathbf{H}_{we} = \begin{bmatrix} \mathbf{B}_e & 0_{n+2,1} & \cdots & 0_{n+2,1} \\ \mathbf{A}_w \mathbf{B}_e & \mathbf{B}_e & \cdots & 0_{n+2,1} \\ \mathbf{A}_w^2 \mathbf{B}_e & \mathbf{A}_w \mathbf{B}_e & \cdots & 0_{n+2,1} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{A}_w^{n_h-1} \mathbf{B}_e & \mathbf{A}_w^{n_h-2} \mathbf{B}_e & \cdots & \mathbf{B}_e \end{bmatrix} \quad (6.27)$$

$$\mathbf{H}_{wpto} = \begin{bmatrix} \mathbf{B}_{pto} & 0_{n+2,1} & \cdots & 0_{n+2,1} \\ \mathbf{A}_w \mathbf{B}_{pto} & \mathbf{B}_{pto} & \cdots & 0_{n+2,1} \\ \mathbf{A}_w^2 \mathbf{B}_{pto} & \mathbf{A}_w \mathbf{B}_{pto} & \cdots & 0_{n+2,1} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{A}_w^{n_h-1} \mathbf{B}_{pto} & \mathbf{A}_w^{n_h-2} \mathbf{B}_{pto} & \cdots & \mathbf{B}_{pto} \end{bmatrix} \quad (6.28)$$

De la misma manera Rossiter (Rossiter 2004) plantea el cálculo a futuro de las salidas del sistema definidas en la ecuación 6.24 mediante la ecuación 6.29

$$\underline{\mathbf{Y}}(k) = \mathbf{P}\mathbf{W}(k) + \mathbf{H}_e \underline{\Delta \mathbf{F}}_e(k) + \mathbf{H}_{pto} \underline{\Delta \mathbf{F}}_{pto}(k) \quad (6.29)$$

donde las matrices  $\mathbf{H}_e$  y  $\mathbf{H}_{pto}$  son

$$\mathbf{H}_e = \begin{bmatrix} \mathbf{C}_w \mathbf{B}_e & 0_{3,1} & \cdots & 0_{3,1} \\ \mathbf{C}_w \mathbf{A}_w \mathbf{B}_e & \mathbf{C}_w \mathbf{B}_e & \cdots & 0_{3,1} \\ \mathbf{C}_w \mathbf{A}_w^2 \mathbf{B}_e & \mathbf{C}_w \mathbf{A}_w \mathbf{B}_e & \cdots & 0_{3,1} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{C}_w \mathbf{A}_w^{n_h-1} \mathbf{B}_e & \mathbf{C}_w \mathbf{A}_w^{n_h-2} \mathbf{B}_e & \cdots & \mathbf{C}_w \mathbf{B}_e \end{bmatrix} \quad (6.30)$$

$$\mathbf{H}_{pto} = \begin{bmatrix} \mathbf{C}_w \mathbf{B}_{pto} & 0_{3,1} & \cdots & 0_{3,1} \\ \mathbf{C}_w \mathbf{A}_w \mathbf{B}_{pto} & \mathbf{C}_w \mathbf{B}_{pto} & \cdots & 0_{3,1} \\ \mathbf{C}_w \mathbf{A}_w^2 \mathbf{B}_{pto} & \mathbf{C}_w \mathbf{A}_w \mathbf{B}_{pto} & \cdots & 0_{3,1} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{C}_w \mathbf{A}_w^{n_h-1} \mathbf{B}_{pto} & \mathbf{C}_w \mathbf{A}_w^{n_h-2} \mathbf{B}_{pto} & \cdots & \mathbf{C}_w \mathbf{B}_{pto} \end{bmatrix} \quad (6.31)$$

Se debe comentar que la predicción de la salida  $\underline{\mathbf{Y}}(k)$  dada en la ecuación 6.29 ante una predicción de la fuerza de excitación en un horizonte de predicción de  $n_h$  muestras y con una hipotética fuerza del PTO aplicada a futuro es la base del control MPC. A continuación se establecerá una función objetivo considerando las salidas futuras  $\underline{\mathbf{Y}}(k)$  cuya optimización dará como resultados las acciones de control sobre la fuerza del PTO a futuro.

Si se considera la potencia promedio absorbida por el PTO en el horizonte de predicción como la función objetivo a optimizar se obtiene lo siguiente

$$J_1 = -n_h^{-1} \sum_{k=1}^{n_h} f_{pto}(k) \dot{x}(k) \quad (6.32)$$

La función anterior puede replantearse en términos de las salidas futuras  $\underline{\mathbf{Y}}(k)$  (Cretel, Lightbody, Thomas y Lewis 2011).

$$J = -\frac{1}{2} \underline{\mathbf{Y}}(k)^T \mathbf{Q} \underline{\mathbf{Y}}(k) \quad (6.33)$$

donde  $\mathbf{Q}$  es una matriz cuadrada de orden  $3n_h$  y la matriz  $\mathbf{M}$  considerada dentro de  $\mathbf{Q}$  es una

matriz de orden 3.

$$Q = \begin{bmatrix} M & 0_{3,3} & \cdots & 0_{3,3} \\ 0_{3,3} & M & \cdots & 0_{3,3} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0_{3,3} & 0_{3,3} & \cdots & M \end{bmatrix} \quad M = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \quad (6.34)$$

Sustituyendo 6.29 y 6.34 en 6.33

$$J = -\frac{1}{2}(\mathbf{PW}(k) + \mathbf{H}_e \underline{\Delta \mathbf{F}}_e(k) + \mathbf{H}_{\text{pto}} \underline{\Delta \mathbf{F}}_{\text{pto}}(k))^T \cdot Q \cdot (\mathbf{PW}(k) + \mathbf{H}_e \underline{\Delta \mathbf{F}}_e(k) + \mathbf{H}_{\text{pto}} \underline{\Delta \mathbf{F}}_{\text{pto}}(k)) \quad (6.35)$$

Si ahora desarrollamos la expresión anterior

$$J = -\frac{1}{2} \underline{\Delta \mathbf{F}}_{\text{pto}}(k)^T \cdot \mathbf{H}_{\text{pto}}^T \cdot Q \cdot \mathbf{H}_{\text{pto}} \cdot \underline{\Delta \mathbf{F}}_{\text{pto}}(k) - (\mathbf{PW}(k) + \mathbf{H}_e \underline{\Delta \mathbf{F}}_e(k))^T \cdot Q \cdot \mathbf{H}_{\text{pto}} \underline{\Delta \mathbf{F}}_{\text{pto}}(k) - \frac{1}{2} (\mathbf{PW}(k) + \mathbf{H}_e \underline{\Delta \mathbf{F}}_e(k))^T \cdot Q \cdot (\mathbf{PW}(k) + \mathbf{H}_e \underline{\Delta \mathbf{F}}_e(k)) \quad (6.36)$$

Obviando el término que no depende de los incrementos de la fuerza del PTO se tiene la función objetivo cuya maximización arroja como resultado las futuras acciones de control sobre la fuerza del PTO  $\underline{\Delta \mathbf{F}}_{\text{pto}}(k)$  que garantizan la máxima potencia promedio absorbida en el PTO en el horizonte de predicción.

$$J = -\frac{1}{2} \underline{\Delta \mathbf{F}}_{\text{pto}}(k)^T \cdot \mathbf{H}_{\text{pto}}^T \cdot Q \cdot \mathbf{H}_{\text{pto}} \cdot \underline{\Delta \mathbf{F}}_{\text{pto}}(k) - (\mathbf{PW}(k) + \mathbf{H}_e \underline{\Delta \mathbf{F}}_e(k))^T \cdot Q \cdot \mathbf{H}_{\text{pto}} \underline{\Delta \mathbf{F}}_{\text{pto}}(k) \quad (6.37)$$

La función planteada es un típico problema de programación cuadrática cuya solución se puede hallar mediante los algoritmos de optimización disponibles para tal fin.

Las restricciones sobre las variables del sistema pueden considerarse siguiendo las sugerencias de Brekken et al. (Brekken 2011). En este sentido, la restricción sobre los incrementos de la fuerza del PTO se puede plantear así

$$\underline{\Delta \mathbf{F}}_{\text{pto}}^{\min} < \underline{\Delta \mathbf{F}}_{\text{pto}}(k) < \underline{\Delta \mathbf{F}}_{\text{pto}}^{\max} \quad (6.38)$$

Adicionalmente, las restricciones sobre el desplazamiento, la velocidad y sobre la fuerza del PTO se pueden expresar de la siguiente forma

$$\underline{\mathbf{Y}}(k)^{\min} - \mathbf{PW}(k) - \mathbf{H}_e \underline{\Delta \mathbf{F}}_e(k) < \mathbf{H}_{\text{pto}} \underline{\Delta \mathbf{F}}_{\text{pto}}(k) < \underline{\mathbf{Y}}(k)^{\max} - \mathbf{PW}(k) - \mathbf{H}_e \underline{\Delta \mathbf{F}}_e(k) \quad (6.39)$$

donde los valores límites de las variables están definidos en los vectores  $\underline{\mathbf{Y}}(k)^{\min}$  y  $\underline{\mathbf{Y}}(k)^{\max}$

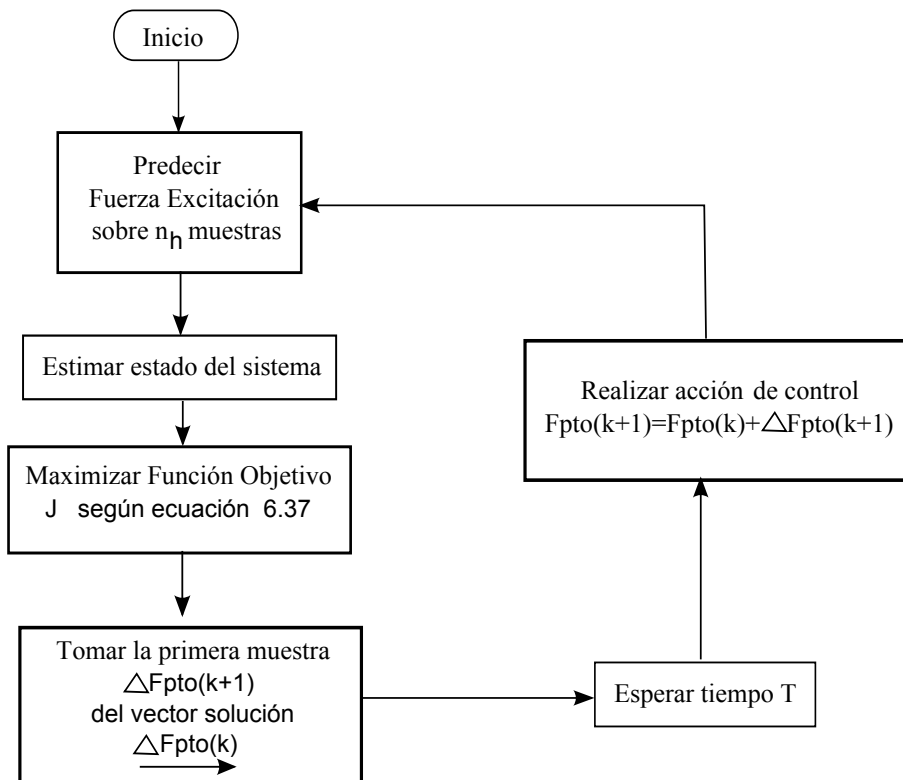


Fig. 6.1: Diagrama de flujo del control MPC

En la figura 6.1 se muestra el diagrama de flujo que explica el control MPC. El primer paso es predecir la fuerza de excitación sobre el horizonte de predicción. Seguidamente se estima el estado del sistema y se maximiza la función objetivo obteniéndose el vector de acción sobre la fuerza del PTO en las  $n_h$  muestras futuras. Una vez obtenido el vector  $\underline{\Delta F_{pto}}(k)$  se toma la primera muestra  $\Delta F_{pto}(k+1)$  y se espera un tiempo de muestreo  $T$  antes de aplicar la fuerza del PTO en el instante  $k+1$  mediante la suma  $F_{pto}(k+1) = F_{pto}(k) + \Delta F_{pto}(k+1)$ . Una vez aplicada la fuerza del PTO se reinicia el ciclo desde la predicción de la fuerza de excitación.

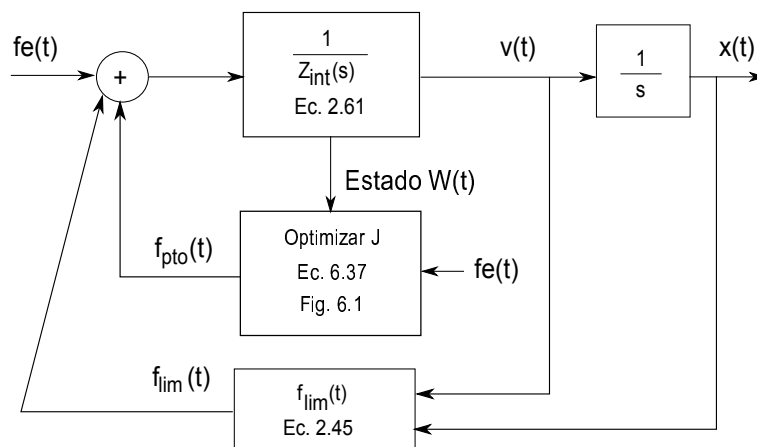


Fig. 6.2: Modelo dinámico del control MPC



En la figura 6.2 se observa el modelo dinámico del control MPC con la fuerza limitadora de la excursión máxima.

#### 6.4 Propuesta de Control MPC que Considera las Pérdidas en el Cobre del Generador Lineal

En esta sección se presenta la propuesta de función objetivo que optimiza la potencia transferida desde el generador lineal al primer convertidor de potencia. Esta potencia se formula primero como una función de los parámetros hidrodinámicos y del sistema PTO en oleaje irregular para después obtener las condiciones que maximizan esta potencia.

Las pérdidas en el cobre del generador lineal pueden ser expresadas mediante la ecuación 6.40 (de la Villa Jaén, García Santana y Montoya 2013)

$$E_{p\acute{e}rdidas} = \delta \int_{-\infty}^{+\infty} f_{pto}^2(t) dt \quad (6.40)$$

donde la variable auxiliar  $\delta$  es la definida en la ecuación 4.11

$$\delta = 2\tau_p^2 R_s / (3\pi^2 \psi^2) \quad (6.41)$$

La potencia promedio transferida al convertidor de potencia del lado del generador puede ser establecida como la diferencia entre la potencia promedio absorbida por el sistema PTO y las pérdidas de potencia promedio en el cobre del generador lineal sobre el horizonte de predicción. Discretizando las pérdidas de potencia en el cobre de la ecuación 6.40 la potencia promedio transferida al primer convertidor es

$$J_1 = -n_h^{-1} \sum_{k=1}^{n_h} f_{pto}(k) \dot{x}(k) - \delta n_h^{-1} \sum_{k=1}^{n_h} f_{pto}^2(k) \quad (6.42)$$

La ecuación 6.42 puede ser reescrita en términos de la ecuación de predicción 6.29 de la siguiente manera

$$J_2 = n_h J_3 = -0.5 \underline{\mathbf{Y}}(k)^T (Q + 2\delta G) \underline{\mathbf{Y}}(k) \quad (6.43)$$

donde  $Q$  está definida en la ecuación 6.34,  $G$  es la siguiente matriz cuadrada de dimensión  $3n_h$

$$G = \begin{bmatrix} N & 0_{3,3} & \cdots & 0_{3,3} \\ 0_{3,3} & N & \cdots & 0_{3,3} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0_{3,3} & 0_{3,3} & \cdots & N \end{bmatrix} \quad (6.44)$$

y  $N$  es la siguiente matriz cuadrada de dimensión 3.

$$N = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (6.45)$$

Sustituyendo la ecuación 6.29 en 6.43,

$$\begin{aligned}
 J_2 = & -0.5 \underline{\Delta f_{pto}}(k)^T \cdot \mathbf{H}_{pto}^T \cdot (Q + 2\delta G) \cdot \mathbf{H}_{pto} \cdot \underline{\Delta f_{pto}}(k) - \\
 & - (\mathbf{PW}(k) + \mathbf{H}_e \underline{\Delta f_e}(k))^T \cdot (Q + 2\delta G) \cdot \mathbf{H}_{pto} \underline{\Delta f_{pto}}(k) - \\
 & - 0.5 (\mathbf{PW}(k) + \mathbf{H}_e \underline{\Delta f_e}(k))^T \cdot (Q + 2\delta G) \cdot (\mathbf{PW}(k) + \mathbf{H}_e \underline{\Delta f_e}(k))
 \end{aligned} \quad (6.46)$$

Finalmente, la siguiente función objetivo que maximiza la potencia transferida al convertidor de potencia del lado del generador se obtiene removiendo el término que no depende de los incrementos de la fuerza ejercida por el PTO.

$$\begin{aligned}
 J_{conv} = & -0.5 \underline{\Delta f_{pto}}(k)^T \cdot \mathbf{H}_{pto}^T \cdot (Q + 2\delta G) \cdot \mathbf{H}_{pto} \cdot \underline{\Delta f_{pto}}(k) - \\
 & - (\mathbf{PW}(k) + \mathbf{H}_e \underline{\Delta f_e}(k))^T \cdot (Q + 2\delta G) \cdot \mathbf{H}_{pto} \underline{\Delta f_{pto}}(k)
 \end{aligned} \quad (6.47)$$

Esta función objetivo está expresada en la forma cuadrática típica y puede ser resuelta mediante técnicas de programación cuadrática. Las restricciones definidas en las ecuaciones 6.38 y 6.39 también pueden ser aplicadas a la función objetivo de la ecuación 6.47.

## 6.5 Análisis de Resultados

El modelo de simulación en el dominio del tiempo que se muestra en la figura 6.3 ha sido implementado en Matlab<sup>®</sup> Simulink<sup>®</sup> con el fin de evaluar la estrategia de control MPC propuesta.

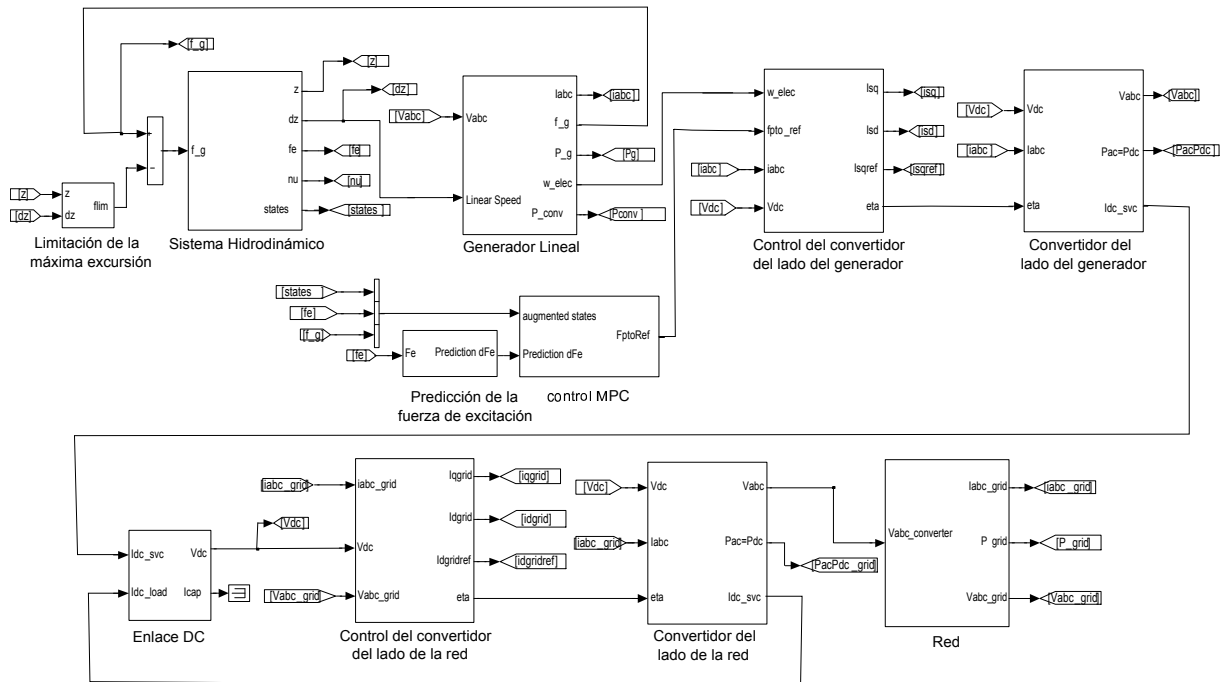


Fig. 6.3: Modelo Simulink<sup>®</sup> del convertidor de energía de las olas con el control MPC

El modelo está formado por seis subsistemas conectados en cascada. Existen dos subsistemas asociados al control: El subsistema de control de los convertidores de potencia y el subsistema que implementa la estrategia de control MPC. Adicionalmente, un subsistema realiza la predicción de la fuerza de excitación y otro limita la máxima excursión del sistema oscilante.

El sistema hidrodinámico, detallado en el anexo A, se basa en una boya esférica semisumergida de radio 2.5 m. El programa Wamit<sup>®</sup> se ha usado en el cálculo de los parámetros hidrodinámicos en función de la frecuencia.

Los perfiles de oleaje irregular fueron generados aleatoriamente usando el espectro de Pierson-Moskowitz. Para cada período pico considerado, diez simulaciones de quince minutos se realizaron considerando diferentes oleajes aleatorios. Seguidamente, los resultados de las simulaciones fueron promediados. Las restricciones de la simulación son el límite en la excursión máxima (0.9 m) y el máximo de la fuerza de reacción del generador lineal (150 kN).

El modelo del sistema PTO implementado se corresponde con el generador lineal de 10 kW del proyecto Lysekil, el cual ha sido desarrollado por el Centro Sueco para la Conversión de Energía Eléctrica Renovable (*Swedish Center for Renewable Electric Energy Conversion*) de la Universidad de Uppsala (Danielsson, Eriksson y Leijon 2006). Los detalles del generador eléctrico se presentan en el anexo B.

Los resultados aplicando el control MPC convencional (Conv.MPC) y los resultados del control MPC propuesto (Prop.MPC) son comparados con los resultados obtenidos mediante el control reactivo aproximado o *Approach Complex-Conjugate* (ACC), el control pasivo o *Resistive Loading* (RL) y con el control reactivo aproximado que considera las pérdidas en el cobre del estator del generador lineal o *Approach Complex-Conjugate Considering Copper Losses* (ACL).

### 6.5.1 Oleaje Regular

Con la finalidad de evaluar el modelo del sistema se muestra en la figura 6.4 las señales en tiempo del sistema hidrodinámico ante oleaje regular con período 4.5 s y altura 1 m usando tanto la estrategia de control MPC convencional como la estrategia de control MPC propuesta.

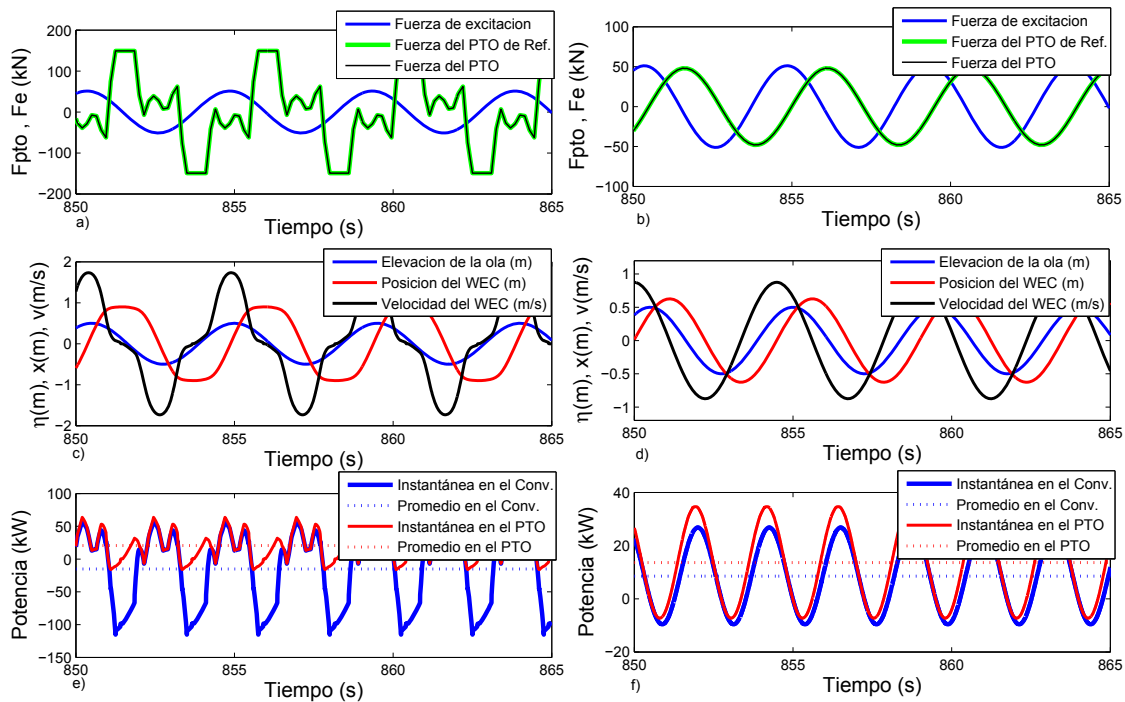


Fig. 6.4: Señales hidrodinámicas para oleaje regular aplicando el control MPC convencional (a,c,e) y el control MPC propuesto (b,d,f)

Se puede notar en la figura 6.4 que aplicando el control MPC convencional la fuerza de excitación y la velocidad del *translator* están en fase. Adicionalmente, se puede observar que la potencia promedio transferida al convertidor de potencia es negativa (-15 kW) aunque la potencia promedio absorbida por el sistema PTO es grande (21 kW). Esto significa que en realidad la potencia es transferida desde el convertidor de potencia al sistema PTO.

Por otra parte, usando la estrategia MPC propuesta la fuerza de excitación y la velocidad del *translator* no están en fase. Además, se puede observar que la potencia promedio transferida al convertidor de potencia es positiva (9 kW), aunque la potencia absorbida por el PTO (14 kW) es menor que la potencia absorbida cuando se aplica el control MPC convencional (21 kW). En consecuencia, la estrategia propuesta permite la inyección de energía a la red.

### 6.5.2 Oleaje Irregular

Las señales en tiempo ante oleaje irregular mostradas en la figura 6.5 fueron obtenidas usando un perfil de ola con período pico 4.5 s, altura significativa 1 m y aplicando la propuesta de control MPC. Se puede notar que la fuerza de excitación y la velocidad no están en fase. La potencia promedio que absorbe el PTO está alrededor de 4.3 kW y la potencia promedio transferida al convertidor de potencia es 3 kW aproximadamente.

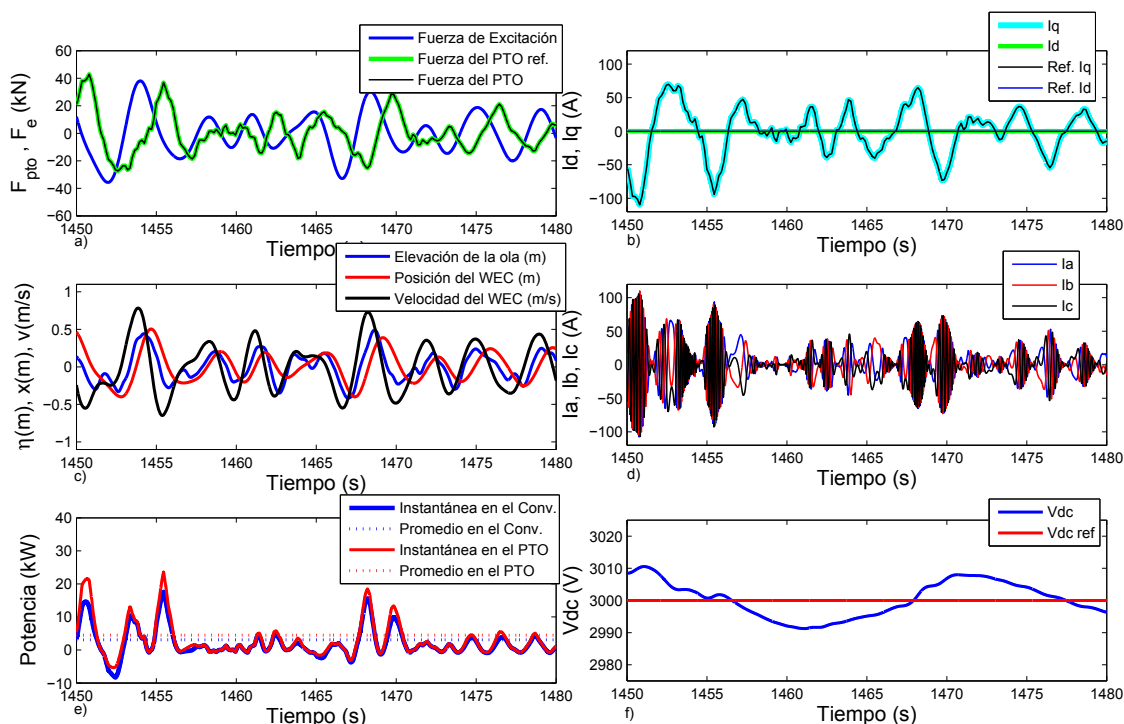


Fig. 6.5: Señales en tiempo para oleaje irregular aplicando la estrategia de control propuesta

Adicionalmente se puede observar en la figura 6.5 que la diferencia entre las corrientes de referencia y las corrientes medidas en el dominio  $dq$  son pequeñas. Se puede notar que la ecuación lineal 3.20 que relaciona la componente  $q$  de la corriente y la fuerza del PTO se satisface. El voltaje en el enlace DC oscila alrededor del voltaje de referencia DC con una máxima diferencia de 50 V.

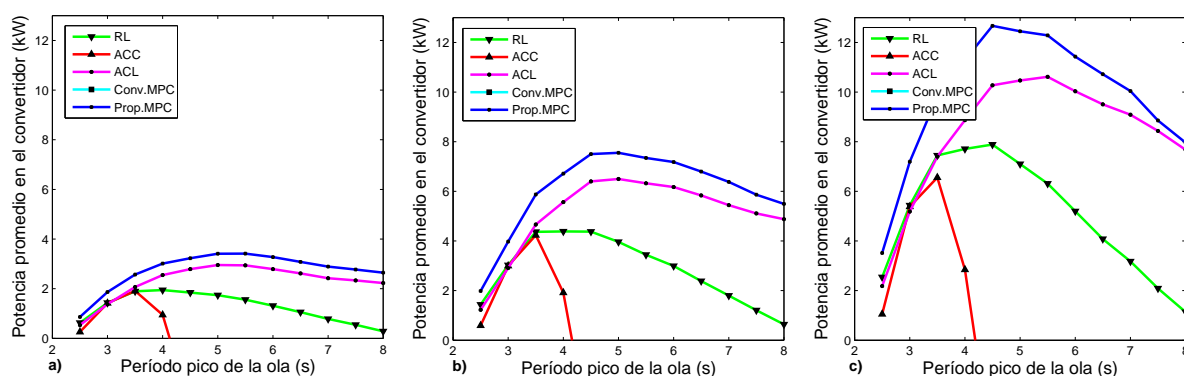


Fig. 6.6: Potencia promedio en el convertidor ante oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m.

Las figuras 6.6, 6.7 and 6.8 presentan la potencia promedio transferida al convertidor de potencia, la potencia promedio absorbida por el sistema PTO y las pérdidas de potencia promedio en el cobre del estator del generador lineal respectivamente, considerando diferentes

periodos picos y alturas significantes de oleaje irregular.

La figura 6.6 muestra que la estrategia de control que permite transferir la mayor cantidad de potencia promedio al convertidor de potencia es el control MPC propuesto. Se debe resaltar que esta estrategia optimiza la potencia enviada desde el generador lineal al convertidor de potencia, es decir, la potencia útil.

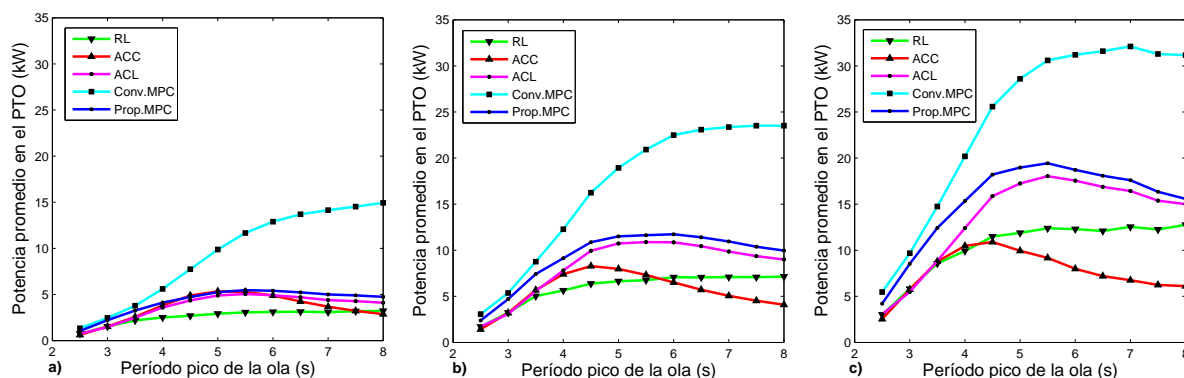


Fig. 6.7: Potencia promedio absorbida por el PTO ante oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m.

Por otra parte, el control MPC convencional no puede transferir potencia promedio al convertidor de potencia en todos los perfiles de ola analizados. Por el contrario, la potencia tiene que ser suministrada por el sistema PTO. En consecuencia, el generador lineal trabaja como motor con el fin de mantener la potencia promedio absorbida por el sistema PTO en el nivel establecido por la fuerza de referencia. Las potencias promedios negativas no son mostradas en la figura 6.6 debido a que se quiere resaltar la potencia transferida al convertidor de potencia.

La figura 6.7 muestra que la estrategia de control que permite absorber la mayor cantidad de potencia por parte del sistema PTO es el control MPC convencional. Se debe resaltar que esta estrategia optimiza la potencia absorbida por el sistema PTO. Por otra parte en la figura 6.8, se puede observar que las pérdidas de potencia en el cobre del estator del generador lineal causadas por la aplicación de esta estrategia son mayores que las obtenidas aplicando la estrategia de control MPC propuesta (Fig. 6.8).

Esta reducción en las pérdidas significa más potencia transferida al convertidor de potencia cuando se aplica la estrategia propuesta. Por ejemplo, considerando una altura significativa de 2 m, la potencia promedio transferida al convertidor de potencia aplicando el control MPC propuesto es 10 kW aproximadamente, mientras que aplicando el control MPC convencional es

-30 kW.

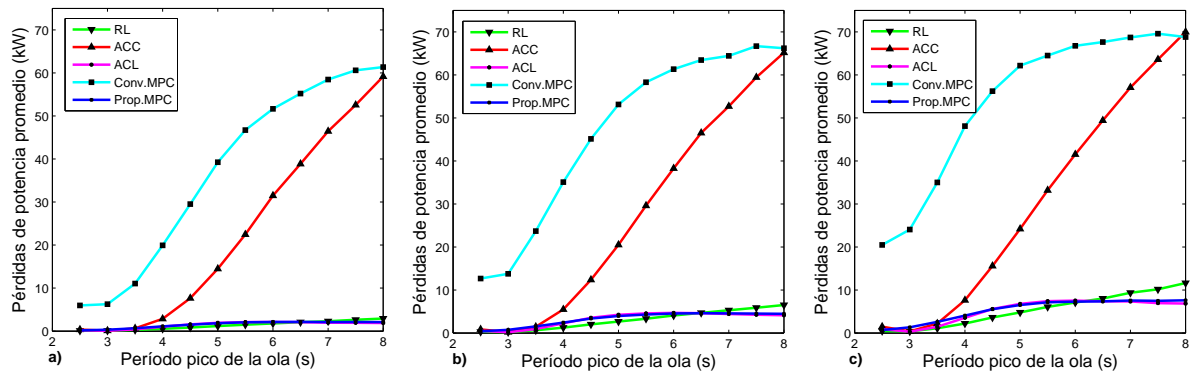


Fig. 6.8: Potencia de pérdidas promedio en el cobre del estator del generador lineal ante oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m.

La figura 6.7 muestra que el control RL absorbe más potencia que el control ACC para los siguientes perfiles: altura significativa de 1 m y periodos picos mayores que 7.5 s, altura significativa de 1.5 m y periodos picos mayores que 5.5 s, altura significativa de 2 m y periodos picos mayores que 4.5 s. Esto ocurre debido a la severa restricción en el movimiento de la boya (máxima excursión de 0.90 m), la cual no permite grandes intercambios de energía entre el sistema hidrodinámico y el sistema eléctrico. En la figura 6.7 se puede observar un desempeño similar entre el control ACL y el control MPC propuesto debido a que ambas estrategias consideran las pérdidas en el generador lineal. En este sentido, la potencia promedio absorbida por el sistema PTO cuando se aplica el control MPC propuesto es 13 % mayor que la obtenida aplicando el control ACL.

En la figura 6.8 se observa que el control MPC propuesto y el control ACL presentan pérdidas reducidas en el cobre del estator del generador lineal. Esto se debe a que ambas consideran la maximización de la potencia transferida al convertidor de potencia. Por otro lado, los controles ACC y MPC convencional presentan importantes pérdidas en el cobre del generador. Por esta razón, el control MPC convencional y el control ACC requieren gran intercambio bidireccional de potencia entre el sistema hidrodinámico y el eléctrico, con el fin de asegurar la potencia absorbida por el sistema PTO. En este sentido, la potencia promedio enviada al convertidor de potencia cuando se aplica el control MPC convencional es negativa en el rango de períodos considerados. Además, al igual que el control MPC convencional, el control ACC no es capaz de suministrar potencia al convertidor de potencia para perfiles de ola con períodos picos superiores a 4.5 s. Por ejemplo, si este control es aplicado ante un oleaje irregular de altura significativa 2 m y períodos picos de 2.5 s a 8 s, es necesario tener una potencia

promedio de 23 kW fluyendo desde el convertidor de potencia al generador lineal.

Los controles RL y ACL sólo establecen flujo de potencia desde el sistema PTO al convertidor de potencia. En este sentido, la potencia transferida al convertidor de potencia cuando se aplica el control RL es siempre menor que la potencia obtenida aplicando el control ACL. Por ejemplo, considerando una altura significativa de 2 m, la potencia promedio transferida al convertidor de potencia por las estrategias RL y ACL son 5 kW y 8.5 kW respectivamente. Esto significa que el control MPC propuesto transfiere 100 % más potencia promedio (10 kW) que el control RL y 18 % más potencia promedio que el control ACL. Estos porcentajes son 120 % y 20 % para una altura significativa de 1 m y 114 % y 19 % para una altura significativa de 1.5 m.

En resumen, es posible aplicar una estrategia MPC eficiente con la finalidad de reducir las pérdidas en el cobre del estator del generador lineal y extraer más potencia útil. Para lograr esto, el sistema debe ser considerado globalmente, es decir, considerando el sistema eléctrico y no sólo el sistema hidrodinámico.

Seguidamente, se analizan algunos índices frecuentemente usados para evaluar el impacto de las estrategias de control sobre los componentes del sistema PTO.

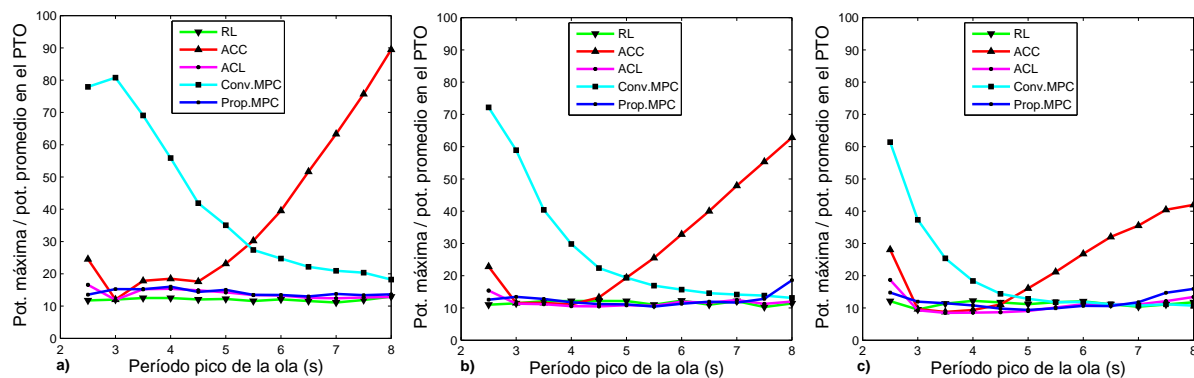


Fig. 6.9: Cociente entre la potencia máxima y la promedio absorbida por el PTO para oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m.

La relación o cociente entre la potencia máxima y promedio absorbida por el PTO, que se muestra en la figura 6.9, también permite estimar el desempeño del control. Usualmente un valor de 20 es aceptable para este parámetro (Babarit, Hals, Muliawan, Kurniawan, Moan y Krokstad 2012). Se puede observar que los cocientes potencia máxima entre potencia promedio para el control MPC propuesto, el control ACL y el control RL son similares. Estos valores son fluctuantes alrededor del valor 10 para todos los perfiles de ola considerados. Para el control



ACC el cociente presenta una tendencia creciente alcanzando el valor 90. Por otra parte el control MPC convencional presenta una tendencia decreciente desde 90 a 10 aproximadamente.

Tomando en cuenta el análisis anterior, se puede decir que el control MPC propuesto presenta un buen cociente entre la potencia máxima y promedio dado que es similar al bajo valor presentado por el control RL. Los controles ACC y MPC convencional presentan valores para este cociente no deseables.

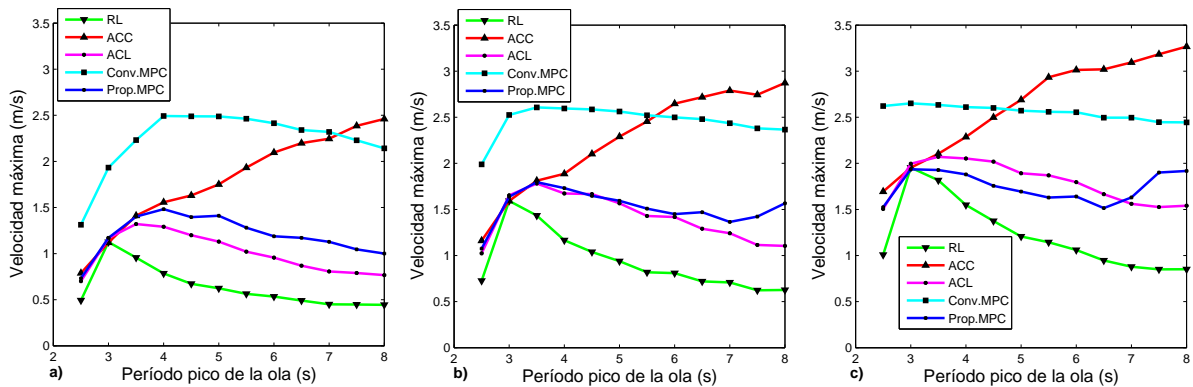


Fig. 6.10: Máxima velocidad para oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m.

En la figura 6.10 se presenta el valor máximo que alcanza la velocidad para los perfiles de oleaje considerados. Se puede observar valores altos para el control MPC convencional y el control ACC y valores bajos para el control RL. Cuando se aplican los controles MPC propuesto y ACL se observan valores intermedios para el valor máximo de la velocidad. Estos valores, en comparación con los controles MPC convencional y ACC, son otra ventaja de la estrategia de control MPC propuesta.

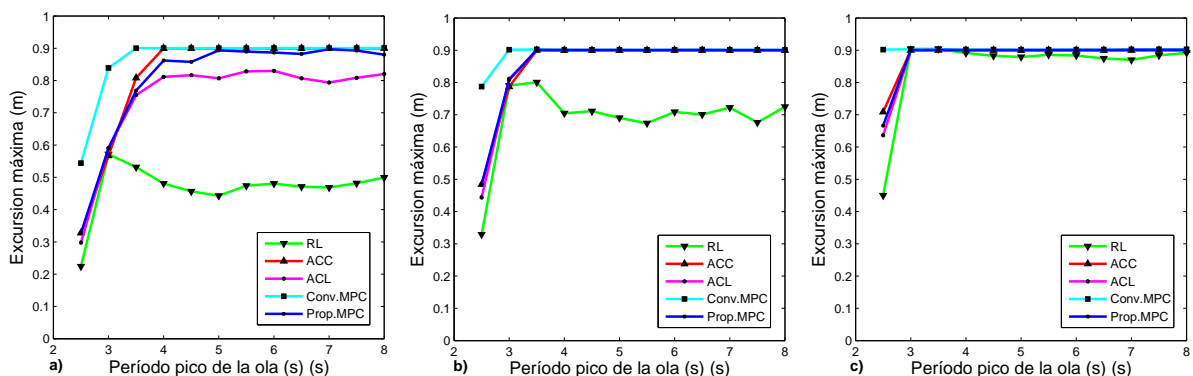


Fig. 6.11: Máxima excursión para oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m.

Respecto a la máxima excursión del dispositivo mostrada en la figura 6.11 se puede

comentar que siempre se alcanza cuando se aplican los controles ACC y MPC convencional. Por otra parte la máxima excursión está cerca del valor límite para los controles MPC propuesto, ACL y RL cuando crece la altura significativa del oleaje irregular.

En resumen, el nivel de estrés de los componentes del sistema PTO puede ser reducido por medio de la estrategia de control MPC propuesta.

## 6.6 Conclusiones

En este capítulo de la tesis se presenta una estrategia de control basada en MPC aplicada a absorbedores puntuales con generadores lineales. Específicamente, se han considerado las pérdidas de potencia en el cobre del generador lineal en el proceso de optimización asociado con el control MPC.

Los resultados muestran que si se incluyen las pérdidas de potencia en el cobre del generador lineal en la función objetivo del control MPC mejora el desempeño global del sistema, es decir, aumenta la potencia transferida al convertidor de potencia del lado del generador. El desempeño del control MPC propuesto se ha comparado con el control MPC convencional, con el control reactivo aproximado, con el control pasivo y con el control reactivo aproximado que considera las pérdidas en el cobre del generador lineal.

Si se maximiza la potencia transferida al convertidor de potencia del lado del generador en vez de la potencia absorbida por el sistema PTO usando una estrategia de control MPC que considere las pérdidas en el cobre del generador lineal y restricciones en el sistema PTO, se puede incrementar la potencia promedio útil inyectada a la red en comparación con el control MPC convencional, el control reactivo aproximado, el control pasivo y el control reactivo aproximado que considera las pérdidas en el cobre del generador lineal. En el sistema considerado, la potencia promedio transferida al convertidor de potencia del lado del generador sobre todos los perfiles de oleaje considerados cuando se aplica el control MPC propuesto es 111 % mayor que aplicando el control pasivo y 19 % mayor que aplicando control reactivo aproximado que considera las pérdidas en el cobre del generador.

Los resultados obtenidos muestran que los controles reactivo aproximado y MPC convencional no pueden transferir potencia al convertidor de potencia. Sin embargo, el control MPC propuesto, el control reactivo que considera las pérdidas en el cobre del generador lineal y el control pasivo permiten la transferencia de potencia útil al convertidor de potencia reduciendo las pérdidas en el cobre del generador.

Respecto al cociente entre la potencia máxima y la potencia promedio absorbida por el PTO el control MPC propuesto presenta un valor tan bajo como el del control RL y ACL. Adicionalmente, la máxima velocidad encontrada en el control MPC propuesto asume valores más bajos que los encontrados en el control MPC convencional y en el control ACC.

En resumen, la estrategia de control MPC propuesta presenta mejor desempeño en términos de potencia transferida al convertidor de potencia del lado del generador con menos pérdidas en el cobre del generador, moderada velocidad en el sistema oscilante y bajo cociente en la potencia máxima y la potencia promedio absorbida por el PTO.

## 7. PROPUESTA 3: MEJORAS EN EL CONTROL REACTIVO CONSIDERANDO EL LÍMITE EN LA EXCURSIÓN MÁXIMA

### 7.1 Alcance

Para oleaje regular Evans (Evans 1981) estableció una estrategia de control reactivo óptimo que considera la limitación a la máxima excursión del sistema oscilante. En este capítulo de la tesis se propone, sobre las premisas de Evans (Evans 1981), una estrategia de control reactivo ante oleaje irregular considerando restringida la excursión máxima. Mediante una combinación de control en el dominio del tiempo y de la frecuencia se puede establecer para oleaje irregular una aproximación subóptima para la estrategia de control reactivo con restricciones. La estrategia propuesta en este capítulo usa una aproximación al control reactivo óptimo para que el sistema extractor de potencia o *Power Take-Off* (PTO) compense a la frecuencia pico del oleaje irregular la componente reactiva de la impedancia intrínseca. Adicionalmente, se usan predicciones a corto plazo de la fuerza de excitación para realizar el ajuste en tiempo real de la resistencia o amortiguamiento del PTO. Este ajuste se basa en el principio establecido por Evans (Evans 1981) para oleaje regular donde no se disipa o almacena potencia en los muelles o amortiguadores del sistema limitador de desplazamiento, en su lugar el sistema PTO absorbe la potencia antes que el sistema oscilante alcance cualquiera de los extremos de la carrera.

Los resultados obtenidos mediante simulaciones muestran que la estrategia de control propuesta aumenta considerablemente la absorción de potencia a la vez que reduce tanto el cociente entre la potencia máxima y promedio que absorbe el sistema PTO como la velocidad máxima que alcanza el sistema oscilante.

### 7.2 Antecedentes

Estudios teóricos en los años 70 establecieron (Budal y Falnes 1975; Budal y Falnes 1977; Evans 1976; Newman 1976) que para un absorbedor puntual en resonancia ante oleaje regular la máxima potencia que puede ser absorbida es igual a la potencia de una ola incidente de ancho  $\lambda/2\pi$  m donde  $\lambda$  es la longitud de la ola. Para obtener la máxima potencia absorbida en un modo

de oscilación la velocidad del cuerpo oscilante debe estar en fase con la fuerza de excitación y la amplitud de las oscilaciones debe ser ajustadas al valor óptimo.

La aplicación del control reactivo óptimo produce elevadas excursiones en el dispositivo oscilante, especialmente cuando las frecuencias predominantes del oleaje se alejan de la frecuencia natural del sistema. Por ello resulta relevante estudiar el comportamiento del control reactivo óptimo sujeto a restricciones en la excursión máxima. En este sentido Evans (Evans 1981) encontró, para un sistema oscilante con restricción en la amplitud máxima  $x_{lim}$  ante oleaje regular de frecuencia  $\omega_0$ , la siguiente expresión que permite obtener la máxima potencia absorbida ante oleaje regular

$$P_{optima}^{x_{lim}} = \frac{f_{e,max}^2}{8R_r(\omega_0)} (1 - (1 - \nu)^2 u(1 - \nu)) \quad (7.1)$$

donde  $u(\cdot)$  es la función escalón unitario y

$$\nu = \frac{x_{lim}}{x_{max,opt}} \quad (7.2)$$

El valor  $x_{max,opt}$  es la máxima excursión alcanzada por el dispositivo oscilante sin restricción de amplitud ante oleaje regular cuando se aplica el control reactivo óptimo.

En el proceso de maximizar la absorción de potencia con restricción de amplitud Evans plantea una optimización donde incorpora las restricciones de desplazamiento utilizando multiplicadores de Lagrange. De esta forma determina que la relación del multiplicador de Lagrange  $\mu$  con el índice  $\nu$  es la siguiente

$$\nu = R_r(\omega_0) / (R_r(\omega_0) + \mu) \quad (7.3)$$

Por otro lado Hals et al. (Hals, Bjarte-Larsson y Falnes 2002) estudian el control reactivo óptimo ante oleaje regular de un absorbedor puntual semisumergido esférico con restricción de amplitud y plantean el valor óptimo del amortiguamiento del PTO para que se absorba la mayor cantidad de potencia de la siguiente manera:

$$r_{pto}^{x_{lim}} = \frac{f_{e,max}}{\omega_0 x_{lim}} - R_r(\omega_0) \quad (7.4)$$

Falnes (Falnes 2001) sugiere que para limitar la capacidad de potencia del sistema, y por tanto las máximas oscilaciones, para olas altas podría ser deseable introducir un desfase entre la fuerza de excitación y la velocidad del dispositivo. Esto podría ser implementado mediante un sistema PTO controlado convenientemente pero no explica como lograrlo.

Hals et al. (Hals, Falnes y Moan 2011b) plantean un control reactivo que considera restricción de máximo desplazamiento sobre una esfera semisumergida con movimiento vertical estableciendo que la potencia reactiva del PTO quede dentro de valores que aseguran la estabilidad del modelo, considerando que se optimiza el valor de la resistencia del PTO y manteniendo este valor constante para cada estado del oleaje. La estrategia se aplica tanto a oleaje regular como irregular y para ajustar la resistencia del PTO maximizan la potencia promedio absorbida para toda la serie temporal del oleaje usando un algoritmo simplex.

En el mismo trabajo de Hals et al. (Hals, Falnes y Moan 2011b) plantean el ajuste en tiempo real de la resistencia del PTO con restricción de máxima amplitud mediante dos esquemas adaptativos llamados programación de ganancia (*gain scheduling*) y búsqueda extrema (*extremum seeking*). Mediante la primera estrategia se estima el período de ola promedio de los últimos cien períodos contados mediante los cruces por cero al alza. Seguidamente se evalúa el parámetro del controlador en la frecuencia promedio estimada. Los autores no especifican la función dependiente de la frecuencia de la resistencia del PTO a evaluar e indican que si tal función no es conocida puede establecerse basándose en la experiencia o mediante ensayo y error. Para la estrategia de búsqueda extrema una señal de perturbación senoidal se suma a la variable de control con el fin de mapear la información del gradiente de una función objetivo. Para el convertidor de energía de las olas la función objetivo es definida mediante una aproximación del ancho de captura donde la potencia instantánea en el PTO se procesa con un filtro pasabajo y se divide entre la fuerza de excitación al cuadrado procesada también mediante un filtro pasabajo. Los filtros pasabajo evitan el cruce por cero de las potencias instantáneas. Una vez realizado el mapeo la resultante se procesa por un filtro pasaalto, un demodulador y un sistema integrador para obtener finalmente el ajuste de la variable de control. Una de las dificultades de implementación del control de búsqueda extrema es la estabilidad en el seguimiento del óptimo de la función objetivo (Ariyur y Krstic 2003). Los autores muestran que el método de programación de ganancia tiene peor desempeño que el método de búsqueda extrema dado que el primero sólo considera el período y no la amplitud de la ola en el ajuste de la resistencia del PTO. Adicionalmente el método de búsqueda extrema tiene similar desempeño al encontrado con la optimización de la potencia absorbida ante un amortiguamiento del PTO constante.

En el trabajo de Fusco y Ringwood (Fusco y Ringwood 2013) los autores plantean un control en tiempo real para el seguimiento de una velocidad de referencia determinada con las premisas

del control reactivo óptimo. Esta velocidad de referencia se genera a partir de una estimación de la fuerza de excitación, calculada mediante filtros Kalman y asumiendo que esta fuerza es un proceso de banda angosta. La restricción de amplitud se toma en cuenta mediante una restricción en la máxima velocidad que puede alcanzar el sistema.

Los trabajos comentados anteriormente consideran la restricción de amplitud en la estrategia de control reactivo. Otra posibilidad para tomar en cuenta la restricción de máxima excursión en la optimización de la absorción de potencia ante oleaje irregular es la estrategia de control predictivo basado en modelo (Gieske 2007; Hals, Falnes y Moan 2011b; Brekken 2011; Cretel, Lewis, Thomas y Lighthbody 2011). La estrategia de control predictivo basado en modelo o *Model Predictive Control* (MPC) ha sido descrita en el capítulo 6.

En este capítulo de la tesis abordamos la estrategia de control reactivo ante oleaje irregular considerando restricción en la excursión máxima tomando en cuenta alguna de las ventajas de los métodos anteriormente expuestos reduciendo las desventajas y la complejidad de implementación. En este sentido se propone un control en tiempo real adaptativo mediante una combinación de estrategias en el dominio del tiempo y la frecuencia usando predicciones a corto plazo de la fuerza de excitación para realizar el ajuste en tiempo real de la resistencia o amortiguamiento del PTO.

### 7.3 Formulación del Control Reactivo

Para explicar las condiciones en las que se obtiene la máxima potencia absorbida se recurrirá a la interpretación circuital del sistema hidrodinámico de la figura 2.1. Para que ocurra la máxima transferencia de energía entre la fuerza de excitación y la carga se puede demostrar que la impedancia del PTO debe ser igual a la impedancia intrínseca conjugada (Falnes 2001)

$$Z_{pto}^{opt}(\omega) = Z_{int}^*(\omega) = R_r(\omega) - j((m + m_a(\omega))\omega - (S_b + k_s)/\omega) \quad (7.5)$$

El valor óptimo de la impedancia del PTO de la ecuación 7.5 define el control en el dominio de la frecuencia denominado por igual reactivo óptimo o complejo conjugado. Con la impedancia del PTO óptima de la ecuación 7.5 se tiene como impedancia óptima neta el siguiente valor

$$Z_{neta}^{opt}(\omega) = 2R_r(\omega) \quad (7.6)$$

La parte imaginaria de la impedancia óptima del PTO de la ecuación 7.5 permite el control

de fase óptimo, es decir condiciona el desfase cero entre la velocidad y la fuerza de excitación.

$$V^{opt}(\omega) = F_e(\omega)/2R_r(\omega) \quad (7.7)$$

Así mismo, la parte real de la impedancia del PTO óptima permite que la energía disipada por radiación sea igual a la energía que absorbe el PTO, es decir, de la energía total interceptada por el absorbedor puntual la mitad podría ser absorbida por el sistema PTO según la siguiente ecuación (Falnes 2001). La demostración se muestra en el Anexo D

$$E_{pto}^{max,opt} = \frac{1}{2\pi} \int_0^\infty \frac{|F_e(\omega)|^2}{2R_r(\omega)} d\omega \quad (7.8)$$

Si se considera un sistema oscilante ante oleaje regular con fuerza de excitación máxima  $f_{e,max}$  y frecuencia  $\omega_0$  se puede demostrar que la excursión máxima, la velocidad máxima, la impedancia del PTO y la potencia del PTO óptima son las siguientes (Cruz 2008)

$$x_{max,opt} = \frac{f_{e,max}}{2\omega_0 R_r(\omega_0)} \quad (7.9)$$

$$v_{max,opt} = \frac{f_{e,max}}{2R_r(\omega_0)} \quad (7.10)$$

$$Z_{pto}^{opt}(\omega_0) = R_r(\omega_0) - j(\omega_0(m + m_a(\omega_0) - (S_b + k_s)/\omega_0)) \quad (7.11)$$

$$P_{pto}^{max,opt} = \frac{f_{e,max}^2}{8R_r(\omega_0)} \quad (7.12)$$

En el dominio del tiempo la fuerza del PTO óptima para el caso regular es la siguiente ecuación diferencial lineal del desplazamiento

$$f_{pto}(t) = (m + m_a(\omega_0))\ddot{x}(t) - R_r(\omega_0)\dot{x}(t) - ((S_b + k_s)/\omega_0)x(t) \quad (7.13)$$

Para oleaje irregular el control reactivo óptimo es intrínsecamente no causal. Para ilustrar lo anterior se considerará la expresión en el dominio de la frecuencia de la fuerza óptima del PTO.

$$F_{pto}^{opt}(\omega) = -Z_{pto}^{opt}(\omega)V(\omega) = -Z_{int}^*(\omega)V(\omega) \quad (7.14)$$

Aplicando propiedades de la transformada de Fourier a la ecuación 7.14 se obtiene en el dominio del tiempo

$$f_{pto}^{opt}(t) = -z_{pto}^{opt}(t) * v(t) = -z_{int}(-t) * v(t) \quad (7.15)$$

Dado que la respuesta impulsiva de la impedancia intrínseca es causal, es decir  $z_{int}(t) = 0$  para  $t < 0$ , el término  $z_{int}(-t)$  en la ecuación 7.15 es no causal, por lo que mediante



la operación de convolución la fuerza óptima en el PTO sólo podría determinarse con el conocimiento futuro de la velocidad (Falnes 2001).

El control reactivo óptimo ante oleaje irregular no es realizable desde un punto de vista práctico. Para su aplicación se recurre a aproximaciones subóptimas llamadas aproximaciones complejas conjugadas o *Approach Complex-Conjugate* (ACC) como por ejemplo asumir la impedancia del PTO como la impedancia intrínseca conjugada evaluada en la frecuencia pico  $\omega_p$  del oleaje irregular (Li, Crozier y Macpherson 2011; Price 2009).

$$Z_{pto}^{ACC}(\omega) = R_r(\omega_p) - j(\omega(m + m_a(\omega_p)) - (S_b + k_s)/\omega) \quad (7.16)$$

donde los parámetros del PTO se corresponden con

$$r_{pto} = R_r(\omega_p), \quad m_{pto} = -(m + m_a(\omega_p)), \quad k_{pto} = -(S_b + k_s) \quad (7.17)$$

En consecuencia, en el dominio del tiempo la fuerza del PTO se obtiene según la siguiente expresión causal

$$f_{pto}(t) = (m + m_a(\omega_p))\ddot{x}(t) - R_r(\omega_p)\dot{x}(t) + (S_b + k_s)x(t) \quad (7.18)$$

En esta tesis se utilizará una aproximación al control reactivo ante oleaje irregular donde se asume el parámetro asociado al efecto inercial del PTO cero, es decir (Price 2009)

$$r_{pto} = R_r(\omega_p), \quad m_{pto} = 0, \quad k_{pto} = \omega_p^2(m + m_a(\omega_p)) - (S_b + k_s) \quad (7.19)$$

En esta aproximación la impedancia del PTO es

$$Z_{pto}^{ACC}(\omega) = R_r(\omega_p) - j(\omega_p^2(m + m_a(\omega_p)) - (S_b + k_s))/\omega \quad (7.20)$$

En el dominio del tiempo la fuerza del PTO cuando el efecto inercial del PTO es cero se muestra a continuación

$$f_{pto}(t) = -R_r(\omega_p)\dot{x}(t) - (\omega_p^2(m + m_a(\omega_p)) - (S_b + k_s))x(t) \quad (7.21)$$

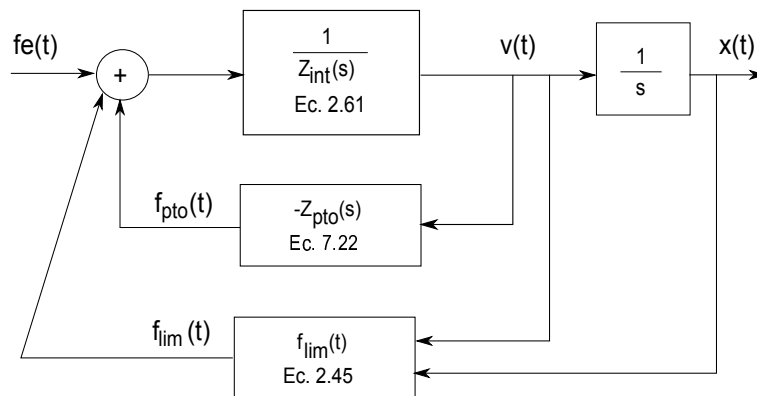


Fig. 7.1: Modelo dinámico del control reactivo

Debido a la presencia de los términos reactivos  $m_{pto}$  y  $k_{pto}$  en la fuerza del sistema PTO, el control reactivo requiere del intercambio bidireccional de potencia entre el sistema oscilante y el sistema PTO. Es decir, el PTO envía energía al sistema oscilante para garantizar la consigna de potencia absorbida. Esto podría ser una desventaja si las condiciones del oleaje están lejos de la frecuencia natural del sistema ya que habría que hacer un gran esfuerzo energético en flujo de potencia bidireccional para mantener operando el control en los términos deseados. En consecuencia aumentarán las pérdidas eléctricas, los esfuerzos mecánicos y los valores máximos tanto de la velocidad como del desplazamiento del sistema oscilante.

La impedancia del PTO del control reactivo de la ecuación 7.20 puede representarse en el dominio de la transformada de Laplace para ser usada en el modelo dinámico del sistema de la figura 7.1

$$Z_{pto}(s) = R_r(\omega_p) + (\omega_p^2(m + m_a(\omega_p)) - (S_b + k_s))/s \quad (7.22)$$

En la figura 7.1 se observa el modelo dinámico del control reactivo con la fuerza limitadora de la excursión máxima.

#### 7.4 Propuesta de Control Reactivo Considerando la Limitación en la Excursión Máxima Ante Oleaje Irregular

Considerando en la estrategia de control reactivo ante oleaje regular de frecuencia  $\omega_0$  sin restricción de amplitud que la resistencia del sistema PTO se establece según la expresión

$$r_{pto,a} = aR_r(\omega_0) \quad (7.23)$$

donde  $R_r(\omega_0)$  es el valor de la resistencia del PTO para el control reactivo óptimo ante oleaje regular. La amplitud máxima que alcanza el dispositivo si la reactancia del PTO es la correspondiente al control reactivo óptimo es

$$x_{max,a} = \frac{f_{e,max}}{\omega_0(1+a)R_r(\omega_0)} \quad (7.24)$$

Por otra parte la potencia que absorbe el PTO ante oleaje regular y resistencia del PTO  $r_{pto} = aR_r(\omega_0)$  puede expresarse mediante la siguiente ecuación

$$P_a = \frac{f_{e,max}^2}{8R_r(\omega_0)} \frac{4a}{(1+a)^2} \quad (7.25)$$

En función del factor  $a$  el cociente entre la amplitud máxima  $x_{max,a}$  y la amplitud óptima  $x_{max,opt}$  de la ecuación 7.9 es

$$\nu_a = \frac{2R_r(\omega_0)}{R_r(\omega_0) + aR_r(\omega_0)} = \frac{2}{1+a} \quad (7.26)$$

Si se asume que la amplitud máxima  $x_{max,a}$  de la ecuación 7.24 es la misma limitación en la excursión máxima del sistema  $x_{lim}$  podemos igualar las ecuaciones 7.2 y 7.26 obteniéndose la siguiente relación entre los factores  $\nu$  y  $a$

$$\frac{x_{lim}}{x_{max,opt}} = \frac{2R_r(\omega_0)}{R_r(\omega_0) + aR_r(\omega_0)} \quad (7.27)$$

$$\nu = \frac{2}{1+a} \quad (7.28)$$

La ecuación anterior establece la relación entre la restricción de máxima excursión y el valor óptimo de la resistencia del PTO. En efecto, si se sustituye el valor  $\nu$  de la ecuación 7.28 en la potencia del PTO de la ecuación 7.1 asumiendo que  $\nu < 1$  se obtiene la potencia de la ecuación 7.25.

Se puede derivar una relación entre el multiplicador de Lagrange usado por Evans (Evans 1981) en la ecuación 7.3 y la resistencia del PTO para que se alcance el óptimo con restricción de amplitud

$$\mu = (r_{pto,a} - R_r(\omega_0))/2 \quad (7.29)$$

El multiplicador de Lagrange  $\nu$  es la diferencia media entre la resistencia óptima del PTO con restricción de amplitud y sin restricción de amplitud.

La propuesta de control reactivo con limitación de máximo desplazamiento ante oleaje irregular considera tanto el control en tiempo como el control en el dominio de la frecuencia. En este sentido, se asume inicialmente la impedancia del PTO igual a la impedancia de la ecuación 7.21, donde no se ha considerado la restricción de excursión, para luego ajustar en tiempo real la resistencia del PTO de manera que en el próximo máximo o mínimo del desplazamiento del sistema oscilante no se exceda el límite en la excursión máxima. En otras palabras, se anula la parte reactiva de la impedancia intrínseca a la frecuencia pico a la vez que se absorbe en el PTO la potencia que se debe disipar en el sistema limitador de desplazamiento. En este sentido se desea que el sistema alcance el máximo de amplitud con una reducción gradual de la velocidad de manera que en el límite esta sea cero.

La estrategia de control propuesta se muestra en el diagrama de flujo de la figura 7.2. Inicialmente se asigna como resistencia del PTO la resistencia de radiación evaluada en la frecuencia pico del oleaje irregular como se indica en la ecuación 7.21. Luego, se estima el estado actual del sistema y se realiza una predicción de la fuerza de excitación a corto plazo. Seguidamente y con los valores del estado del sistema, la fuerza de excitación predicha, la resistencia del PTO asignada y un modelo discreto del sistema se calcula el próximo máximo

o mínimo de la excursión del sistema oscilante. Si este máximo o mínimo en amplitud está dentro de los límites impuestos al desplazamiento entonces, se asigna el valor de la resistencia del PTO como la resistencia de radiación en la frecuencia pico y se espera un tiempo  $T_e$  durante el cual el sistema PTO absorbe potencia mediante la resistencia asignada. Por otra parte, si el máximo o mínimo en amplitud sobrepasa el límite, se inicia un proceso de optimización que da como resultado el valor de resistencia del PTO que permite alcanzar la máxima excursión reduciendo la velocidad gradualmente hasta hacerla cero en el límite máximo permitido para el desplazamiento. Seguidamente se asigna como resistencia del sistema PTO el valor encontrado en la optimización y se espera un tiempo  $T_e$  durante el cual el sistema PTO absorbe potencia mediante la resistencia optimizada. Después de transcurrido el tiempo de espera  $T_e$  se retoma el ciclo en la estimación del estado del sistema y en la predicción de la fuerza de excitación.

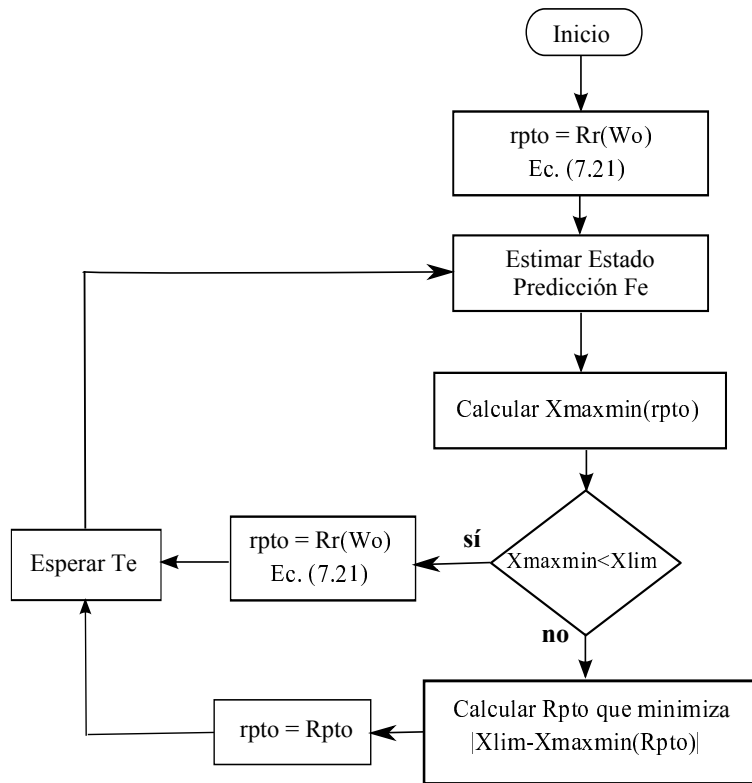


Fig. 7.2: Diagrama de flujo de la propuesta de control reactivo que considera la excursión máxima ante oleaje regular

El tiempo de espera  $T_e$  es el tiempo donde se considera despreciable el error en la predicción de la fuerza de excitación. Con la finalidad de obtener una buena aproximación al valor del desplazamiento máximo o mínimo, la función  $x_{maxmin}(R)$  realiza una simulación discreta del sistema con período  $T_m$  desde el estado estimado y con la fuerza de excitación predicha hasta el máximo o mínimo buscado considerando como resistencia del PTO el valor  $R$ .

El problema de optimización contenido en el diagrama de flujo de la figura 7.2 puede plantearse de la siguiente manera

$$\text{Min } f(R) = |x_{lim} - x_{maxmin}(R)| \quad \text{s.a. } R > 0 \quad (7.30)$$

donde la variable  $R$  es la resistencia del sistema PTO. La función  $x_{maxmin}(R)$  calcula el próximo máximo o mínimo del desplazamiento del sistema oscilante simulando un modelo en tiempo discreto sobre un horizonte temporal hasta encontrar una inflexión en el desplazamiento del dispositivo. Para esto se utiliza una predicción a corto plazo de la fuerza de excitación y una estimación del estado actual. El modelo en tiempo discreto del sistema se puede obtener discretizando el siguiente modelo en tiempo continuo sugerido por Falnes y Yu (Falnes y Yu 1996) con la fuerza del PTO como parte del sistema y no como una entrada.

$$\dot{\mathbf{Z}}(t) = \mathbf{A}\mathbf{Z}(t) + \mathbf{B}f_e(t) \quad (7.31)$$

$$x(t) = \mathbf{C}\mathbf{Z}(t) \quad (7.32)$$

donde

$$\mathbf{Z}(t) = [\mathbf{Y}_r(t)^T x(t) \dot{x}(t)]^T = [y_1(t), y_2(t), \dots, y_n(t), x(t), \dot{x}(t)]^T \quad (7.33)$$

es el vector de estado del modelo. Las matrices  $\mathbf{A}$ ,  $\mathbf{B}$  y  $\mathbf{C}$ , que deducen Falnes y Yu, se presentan a continuación.

$$\mathbf{A}(R) = \begin{bmatrix} & & & & 0 \\ & \mathbf{A}_r & & & \vdots \\ 0 & \dots & 0 & & 0 \\ -\mathbf{C}_r/(m + m_\infty + m_{pto}) & & -(S_b + k_s + k_{pto})/(m + m_\infty + m_{pto}) & & 0 \\ & & & & R \end{bmatrix} \mathbf{B}_r \quad (7.34)$$

$$\mathbf{B} = [0 \ \dots \ 0 \ 1/(m + m_\infty + m_{pto})]^T \quad (7.35)$$

$$\mathbf{C} = [0 \ \dots \ 0 \ 1 \ 0] \quad (7.36)$$

Es importar recordar que la fuerza del PTO se asume dependiente de las variables del sistema de la siguiente manera

$$f_{pto}(t) = -m_{pto}\ddot{x}(t) - R\dot{x}(t) - k_{pto}x(t) \quad (7.37)$$

La solución de las ecuaciones de espacio de estado 7.31 y 7.32 es (Chen 1999):

$$\mathbf{Z}(t) = e^{\mathbf{A}(R)t}\mathbf{Z}(0) + \int_0^t e^{\mathbf{A}(R)(t-\tau)}\mathbf{B}F_e(\tau)d\tau \quad (7.38)$$

$$x(t) = \mathbf{C}\mathbf{Z}(t) \quad (7.39)$$

Se puede demostrar que la discretización de la ecuación anterior con período de discretización  $T_m$  y asumiendo que  $F_e(t) = F_e(kT_m) = F_e(k)$  para  $kT_m \leq t \leq (k+1)T_m$  es (Chen 1999):

$$\mathbf{Z}(k+1) = e^{\mathbf{A}(R)T_m}\mathbf{Z}(k) + \int_{kT}^{(k+1)T_m} e^{\mathbf{A}(R)((k+1)T_m-\tau)}\mathbf{B}F_e(\tau)d\tau \quad (7.40)$$

$$x(k) = \mathbf{C}\mathbf{Z}(k) \quad (7.41)$$

Sustituyendo  $\alpha = (k+1)T - \tau$  se obtiene

$$\mathbf{Z}(k+1) = \mathbf{A}_d(R)\mathbf{Z}(k) + \mathbf{B}_d(R)F_e(k) \quad (7.42)$$

$$x(k) = \mathbf{C}_d\mathbf{Z}(k) \quad (7.43)$$

donde

$$\mathbf{A}_d(R) = e^{\mathbf{A}(R)T_m} \quad \mathbf{B}_d(R) = \left( \int_0^{T_m} e^{\mathbf{A}(R)\alpha}d\alpha \right) \mathbf{B} \quad \mathbf{C}_d = \mathbf{C} \quad (7.44)$$

En el sistema de la ecuación de estado 7.42 el estado  $\mathbf{Z}(k)$  y la señal de salida  $x(k)$  dependen del valor de la resistencia del PTO  $R$ , es decir

$$\mathbf{Z}(k+1, R) = \mathbf{A}_d(R)\mathbf{Z}(k, R) + \mathbf{B}_d(R)F_e(k) \quad (7.45)$$

$$x(k, R) = \mathbf{C}_d\mathbf{Z}(k, R) \quad (7.46)$$

La función  $x_{maxmin}(R)$  se puede definir a través del sistema de las ecuaciones 7.45 y 7.46 de la siguiente forma

$$x_{maxmin}(R) = 1^{er} \text{ Max } |x(k, R)| \text{ para } k = 1, 2, \dots, n_{horpred} \quad (7.47)$$

donde  $n_{horpred}$  es el número de muestras del horizonte de predicción de la fuerza de excitación con período  $T_m$ .

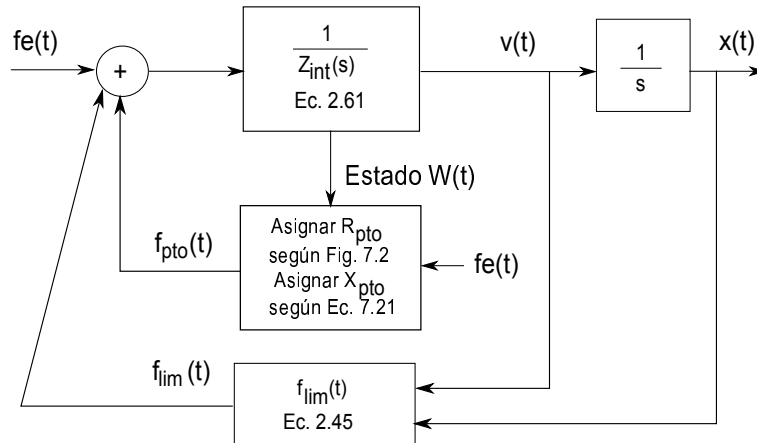


Fig. 7.3: Modelo dinámico de la propuesta de control reactivo que considera el límite en la excursión máxima

En la figura 7.3 se muestra un diagrama de bloques de la dinámica del control reactivo que considera el límite en la excursión máxima

### 7.5 Análisis de Resultados

Las simulaciones en el dominio del tiempo ante oleaje regular e irregular han sido implementadas en el programa Matlab® Simulink® como se muestra en la figura 7.4. Las simulaciones consideran restricción en el límite en la excursión máxima de 0.9 m.

El modelo está formado por dos subsistemas conectados en cascada. El primero implementa la hidrodinámica y el segundo genera la fuerza del PTO. Adicionalmente un subsistema implementa la estrategia de control propuesta, otro realiza la predicción de la fuerza de excitación y un último limita la máxima excursión del sistema oscilante.

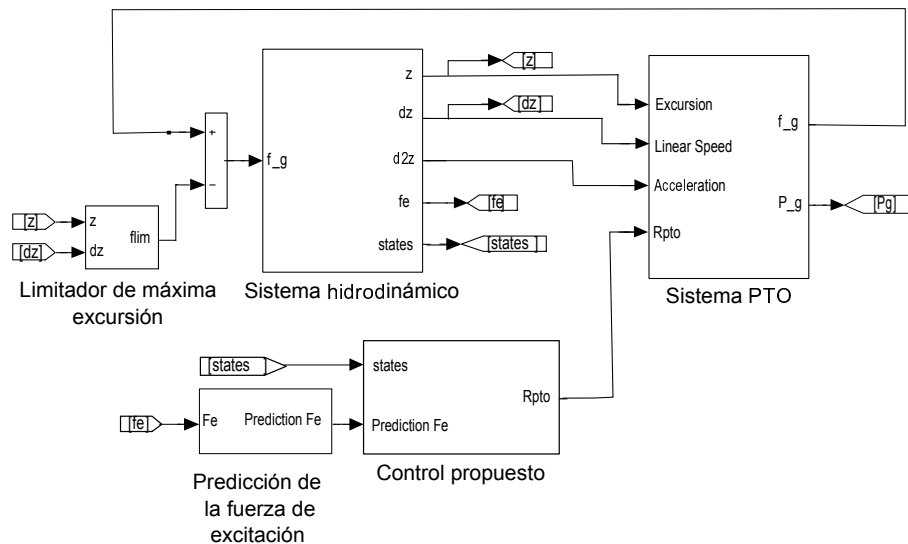


Fig. 7.4: Modelo del sistema y del control reactivo considerando la excursión máxima

El sistema hidrodinámico, detallado en el anexo A, se basa en una boya esférica semisumergida de radio 2.5 m. El programa Wamit® se ha usado en el cálculo de los parámetros hidrodinámicos en función de la frecuencia.

Los resultados se presentan en dos partes. Primero, para mostrar la mejora en la absorción de potencia cuando se considera la restricción de máximo desplazamiento, se ilustran los resultados encontrados por Evans (Evans 1981) para un absorbedor puntual con movimiento vertical ante oleaje regular. Luego, para oleaje irregular se comparan los resultados aplicando el control reactivo sin considerar el límite en la excursión máxima, aplicando la estrategia de control reactivo considerando la excursión máxima y considerando el oleaje irregular como regular

de frecuencia igual a la frecuencia pico y altura igual a la altura significativa, y aplicando la estrategia propuesta de control reactivo considerando el límite en la excursión máxima.

### 7.5.1 Oleaje Regular

Para ilustrar la mejora en la absorción de potencia cuando se considera en la estrategia de control el límite en la máxima excursión en la figura 7.5 se muestra la potencia absorbida por el PTO en función del cociente entre el amortiguamiento del PTO y la resistencia de radiación. El oleaje regular usado tiene altura significativa 1.5 m y período pico 6 s.

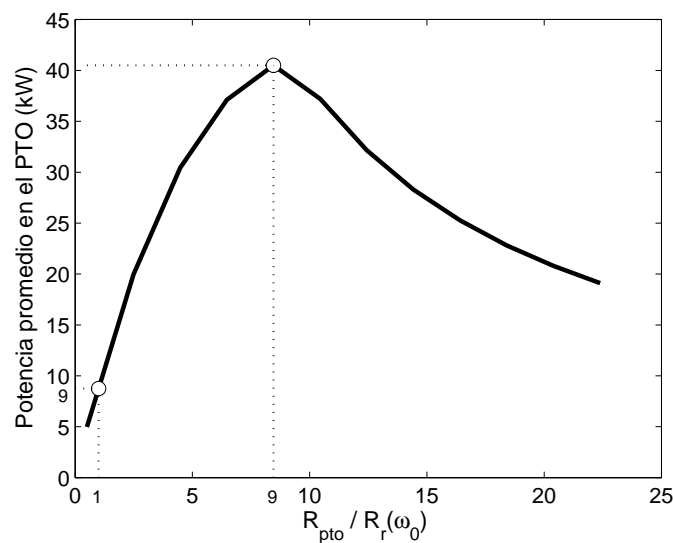


Fig. 7.5: Potencia absorbida por el PTO en función del cociente entre la resistencia del PTO y la resistencia de radiación ante oleaje regular de frecuencia  $\omega_0$  aplicando control reactivo

En la figura 7.5 se han resaltado dos puntos. El primero es el valor de la potencia para  $R_{pto} = R_r(\omega_0)$ . El segundo es la condición de máxima absorción de potencia que ocurre para  $R_{pto} = 9R_r(\omega_0)$ . Se puede notar un aumento de potencia considerable (335 %) entre los puntos anteriores lo que resalta la importancia de una adecuada estrategia de control reactivo que considere el limitador de excursión máxima.

La máxima fuerza de excitación sobre el dispositivo oscilante para el oleaje regular considerado es 98.8 kN y la resistencia de radiación es 10456 kg.s/m. Para estos valores la máxima excursión óptima sin límite en la excursión máxima es 4.5 m según la ecuación 7.9. Además, el cociente entre el límite máximo en la excursión y el valor anterior según la ecuación 7.2 es  $\nu = 0.2$ . Según la ecuación 7.28 el valor del cociente entre el amortiguamiento del PTO y la resistencia de radiación es 9, igual que el valor máximo mostrado en la figura 7.5 encontrado



mediante simulaciones.

En la figura 7.6 se muestra la posición, la velocidad, la potencia instantánea y la potencia promedio absorbida por el PTO para los valores de amortiguamiento del PTO resaltados en la figura 7.5. Se puede notar en la figura 7.6-a que si se asume el amortiguamiento del PTO igual a la resistencia de radiación la velocidad sufre cambios abruptos cuando el dispositivo alcanza el límite de carrera siendo la potencia absorbida relativamente baja (9 kW) con valores instantáneos máximos relativamente altos (200 kW) como se muestra en la figura 7.6-b. Por el contrario, cuando se usa como amortiguamiento del PTO el considerado por Evans (Evans 1981) para sistemas con restricciones de amplitud, las formas de onda de la velocidad y desplazamiento mostradas en la figura 7.6-c se suavizan siendo la potencia promedio mucho mayor (41 kW) con valores instantáneos máximos más bajos (100 kW) como se muestra en la figura 7.6-d.

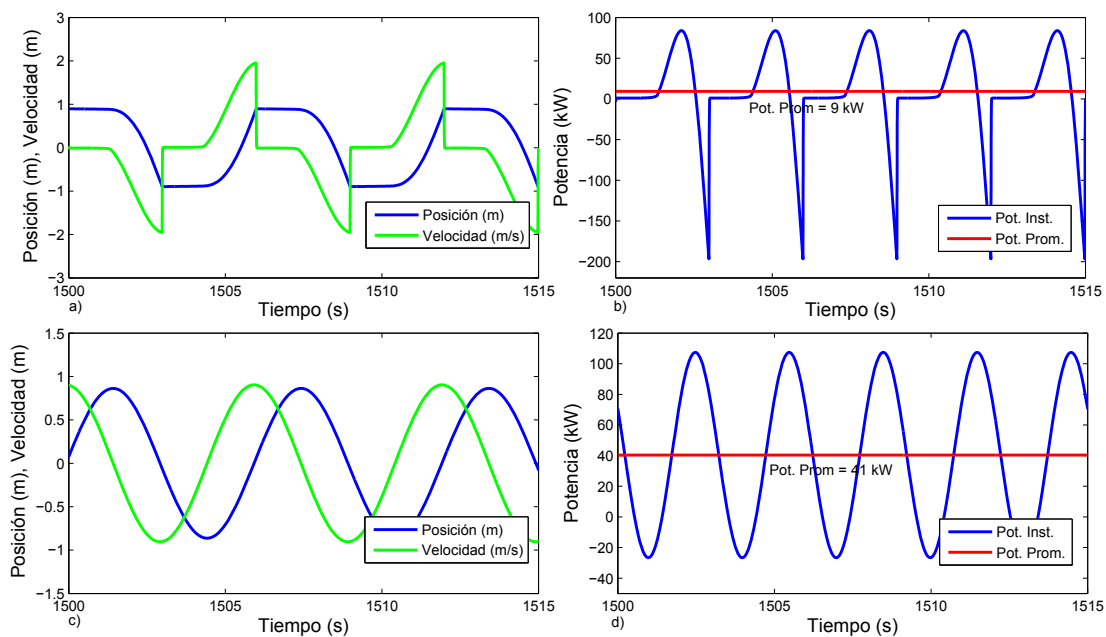


Fig. 7.6: Señales en tiempo ante oleaje regular aplicando control reactivo: a) Posición y velocidad para  $R_{pto} = R_r(\omega_0)$ , b) Potencia instantánea y promedio absorbida por el PTO para  $R_{pto} = R_r(\omega_0)$ , c) Posición y velocidad para  $R_{pto} = 9R_r(\omega_0)$ , d) Potencia instantánea y promedio absorbida por el PTO para  $R_{pto} = 9R_r(\omega_0)$

### 7.5.2 Oleaje Irregular

Los perfiles de oleaje irregular fueron generados aleatoriamente usando el espectro de Pierson-Moskowitz (Veigas e Iglesias 2013) con altura significativa de 1, 1.5 y 2 m variando el período pico desde 2.5 a 8 s. Para cada escenario diez simulaciones de quince minutos

se realizaron considerando diferentes oleajes aleatorios. Seguidamente, los resultados de las simulaciones fueron promediados. La restricción de excursión máxima considerada es 0.9 m. Los valores de los parámetros  $T_m$  y  $T_e$  son 0.05 s y 1 s respectivamente.

Los resultados aplicando el control reactivo propuesto que considera el límite en la máxima excursión o *Approach Complex-Conjugate Considering Maximum Excursion* (ACM) son comparados con los resultados obtenidos mediante el control reactivo aproximado o ACC que no considera el limitador de máxima excursión y con el control reactivo aproximado que considera el limitador de excursión máxima tomando en cuenta el oleaje irregular como si fuese regular o *Approach Reactive Regarding Maximum Excursion and Irregular Waves as Regular* (ACMR). En este sentido el control ACMR considera la frecuencia del oleaje regular igual a la frecuencia pico del oleaje irregular y considera la altura del oleaje regular igual a la altura significativa del oleaje irregular.

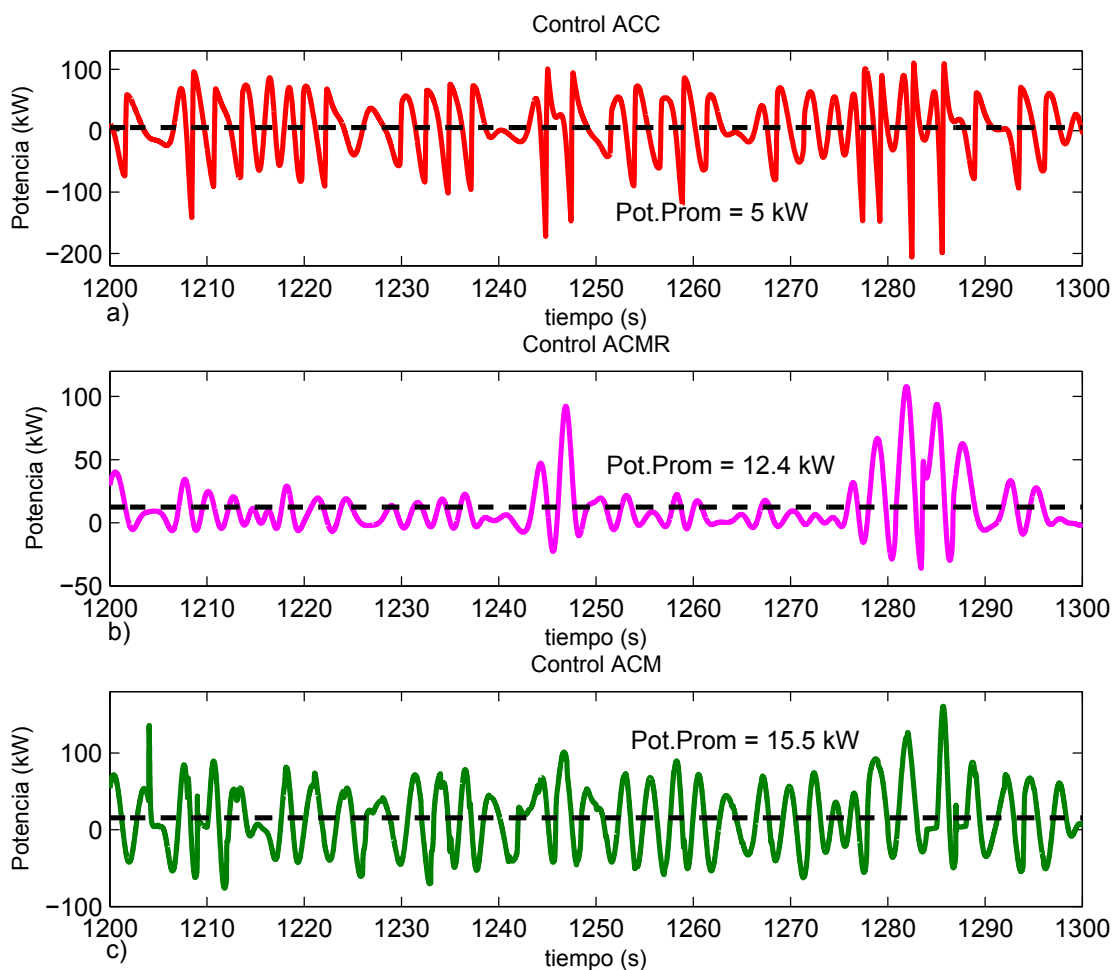


Fig. 7.7: Potencia instantánea y promedio absorbida por el PTO para las estrategias de control reactivo a) ACC b) ACMR y c) ACM

En la figura 7.7 se muestra la potencia instantánea y promedio para las estrategias de control

reactivo ACC, ACMR y ACM ante oleaje irregular de período pico 6 s. y altura significativa 1.5 m. Se puede observar que la estrategia de control ACC mostrada en la figura 7.7-a presenta mayores potencias pico instantáneas (200 kW) y menor potencia promedio (5 kW) a diferencia de la estrategia de control propuesta ACM mostrada en la figura 7.7-c que presenta menores potencias pico (120 kW) y mayor potencia promedio (15.5 kW). Un desempeño intermedio presenta la estrategia de control ACMR de la figura 7.7-b donde las potencias pico son de 100 kW y la potencia promedio es 12.4 kW.

En la figura 7.8 se presenta la potencia absorbida por el PTO para las estrategias de control reactivo consideradas en este capítulo. Se puede observar que la estrategia de control reactivo propuesta presenta el mejor desempeño. En este sentido el incremento de potencia promedio respecto al control ACC considerando todos los perfiles de ola es 164 % y respecto al control ACMR es 17 %.

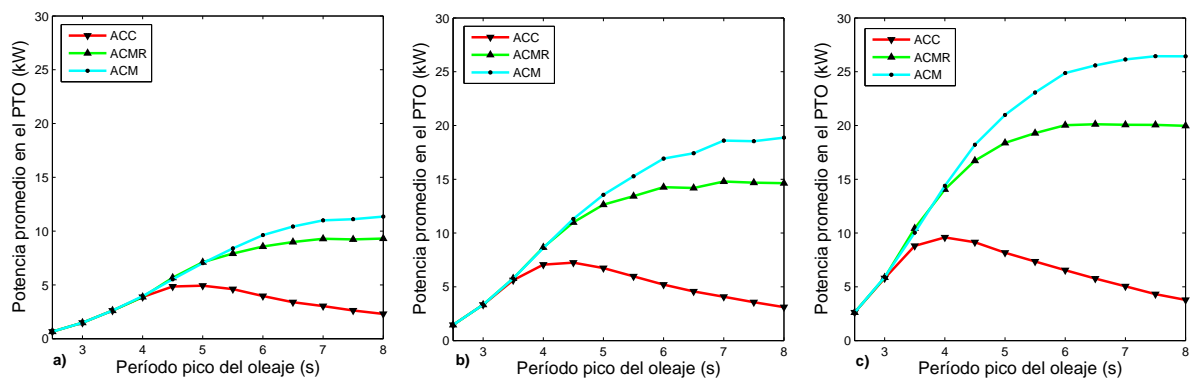


Fig. 7.8: Potencia en el PTO para las estrategias ACC, ACMR y ACM ante oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m.

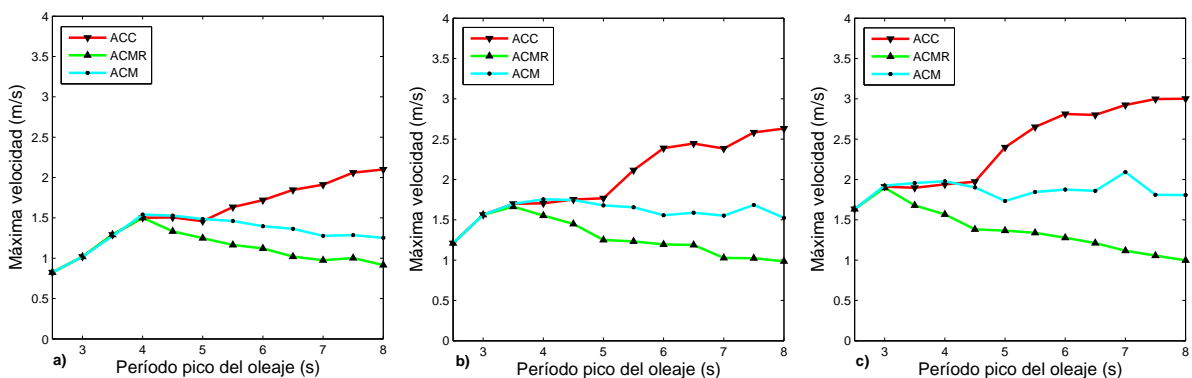


Fig. 7.9: Velocidad máxima alcanzada por el dispositivo oscilante para las estrategias ACC, ACMR y ACM ante oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m.

En la figura 7.9 se presentan las velocidades máximas alcanzadas por el dispositivo oscilante para las estrategias de control reactivo consideradas. Se puede observar que la estrategia que alcanza mayores velocidades máximas es la que no considera la restricción de amplitud (ACC) mientras que la estrategia que considera el oleaje como si fuese regular alcanza menores velocidades máximas (ACMR). Para el control reactivo propuesto (ACM) se observan valores intermedios para las velocidades máximas más cercanos a los valores encontrados mediante la estrategia ACMR.

En la figura 7.10 se muestra el cociente entre la potencia máxima y la potencia promedio para las estrategias de control reactivo consideradas. Se puede notar que la estrategia de control ACC presenta un cociente creciente de 10 a 100 aproximadamente a medida que aumenta el período pico del oleaje. Por otra parte para la estrategia de control que considera el oleaje como si fuera regular (ACMR) la relación de potencia está alrededor de 10. Para la estrategia de control propuesta (ACM) los valores para esta relación se encuentran oscilando alrededor del valor 30.

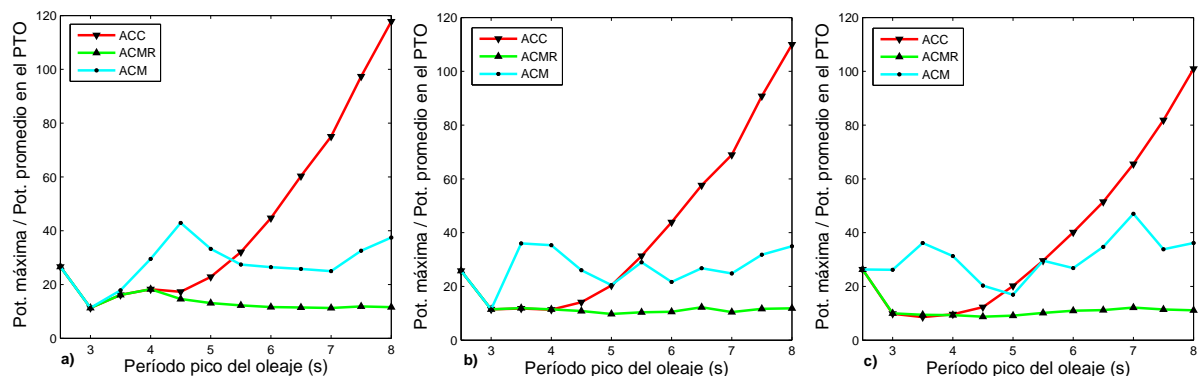


Fig. 7.10: Cociente entre la potencia máxima y la potencia promedio absorbida por el PTO para las estrategias ACC, ACMR y ACM ante oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m.

## 7.6 Conclusiones

En este capítulo de la tesis se ha considerado para un absorbedor puntual accionado por un generador lineal la restricción de máximo desplazamiento en una estrategia de control reactivo adaptativo en el dominio del tiempo y de la frecuencia.

Los resultados obtenidos mediante simulaciones muestran que es posible plantear una estrategia de control reactivo que ajuste mediante predicciones a corto plazo de la fuerza de excitación el valor del amortiguamiento del PTO considerando el límite en la excursión máxima.

En este sentido se han encontrado considerables mejoras (mayores al 100 %) respecto al control reactivo convencional que no considera la restricción de amplitud y respecto al control que considera al oleaje irregular como regular (17 %). Adicionalmente, esta mejora en la absorción de potencia se alcanza con moderados valores de velocidad y razonables valores para la relación entre la potencia máxima y promedio absorbida por el PTO.

## 8. PROPUESTA 4: MEJORAS EN EL CONTROL *LATCHING* CONSIDERANDO EL LÍMITE EN LA EXCURSIÓN MÁXIMA

### 8.1 Alcance

Como se comentó en el capítulo 4, mediante el control *latching* se detiene el dispositivo oscilante en los momentos en que la velocidad se desvanece al final de cada oscilación para luego mantenerlo así hasta que en el estado más favorable se libera el dispositivo. Una de las ventajas del control *latching* es que es pasivo, es decir, no es necesario enviar energía desde el sistema extractor de potencia hacia el sistema oscilante dado que no hay energía entregada por el sistema extractor de potencia o *Power Take-Off* (PTO) mientras el dispositivo está detenido.

A diferencia del criterio empleado convencionalmente donde la resistencia o amortiguamiento de PTO se ajusta al valor óptimo del control reactivo, en este capítulo de la tesis se propone una estrategia de control *latching* donde se consideran predicciones de la fuerza de excitación para ajustar en tiempo real la resistencia o amortiguamiento del sistema PTO cuando el sistema está desbloqueado durante el control *latching*. De esta manera el PTO puede absorber la mayor cantidad de potencia disponible. En este sentido se ajusta el amortiguamiento para que el sistema al acercarse al límite de amplitud reduzca la velocidad gradualmente alcanzando el máximo con velocidad cero.

### 8.2 Antecedentes

A finales de los años 70 Budal y Falnes (Falnes y Budal 1978), (Budal y Falnes 1980) mostraron para el absorbedor puntual que una aproximación del control de fase óptimo podría ser convenientemente alcanzado manteniendo el dispositivo en una posición fija durante ciertos intervalos del ciclo de oscilación, de esta manera es posible mantener la velocidad en fase con la fuerza de excitación.

El control *latching* consiste en detener el dispositivo oscilante en los momentos en que la velocidad se desvanece al final de cada oscilación para luego mantenerlo así hasta que en el estado más favorable se libera el dispositivo. El tiempo de duración del bloqueo es una parte

del problema a resolver. Una de las ventajas del control latching es que es pasivo, es decir, no es necesario enviar energía desde el sistema extractor de potencia hacia el sistema oscilante dado que no hay fuerzas aplicadas mientras el dispositivo está detenido.

Con este método propuesto independientemente por Jones (Guenther, Jones y Brown 1979) y por French (French 1979) la acción de control se realiza en instantes discretos del ciclo de la ola y a diferencia del control continuo tiene peor desempeño para amplitudes sin restricción y es más beneficioso para casos con amplitudes restringidas (Budal, Falnes, Hals, Iversen y Onshus 1981).

Budal y Falnes (Falnes y Budal 1978) muestran que para oleaje irregular el control *latching* necesita ajustar el movimiento de la boya sobre una escala de tiempo menor que el período pico de la ola. Por esta razón el período natural de oscilación del dispositivo debe ser menor que el período de la ola para obtener resultados exitosos mediante esta técnica. Una aproximación que en esencia resuelve esta dificultad es usar una boya pequeña con una masa tal que la frecuencia natural sea siempre mayor que la frecuencia de la ola. En este sentido, en su trabajo de 1980 Falnes y Budal (Budal y Falnes 1980) usan una boya cuyo período natural es la mitad del período de la ola incidente.

Otra indicación que hacen Budal y Falnes en el trabajo de 1978 (Falnes y Budal 1978) es que el tiempo en que se mantiene el dispositivo bloqueado en el control *latching* debe ser tal que la velocidad de oscilación debe estar lo más cerca posible en fase con la fuerza de excitación, donde el máximo (mínimo) de la velocidad esté sincronizado con el máximo (mínimo) de la fuerza de excitación. En este sentido, en su trabajo de 1980 Falnes y Budal (Budal y Falnes 1980) implementan un dispositivo experimental de control *latching* con medición de la altura de la ola en el que la máxima velocidad de la boya ocurre en los momentos de los picos locales de la ola.

Experimentalmente y en oleaje irregular Budal et al (Budal, Falnes, Iversen, Lillebeken, Oltedal y Hals 1982) aplican este método acoplándolo con un filtro Kalman que computa el período instantáneo de la ola. Los resultados arrojados en este último trabajo reportaron un factor cinco entre la energía producida con control y con control pasivo.

Numéricamente y en oleaje regular usando un absorbedor puntual Greenhow y White (Greenhow y White 1997) realizaron un estudio sobre la relación entre la duración del bloqueo y la potencia absorbida y demostraron que existe una solución para el movimiento controlado donde el período de la respuesta del sistema es tres veces el período de la ola. Hals et al (Hals,

Bjarte-Larsson y Falnes 2002) mostraron que al aplicar control *latching* en oleaje regular el cociente entre la potencia máxima y la potencia promedio absorbida es menor que la obtenida por control reactivo.

En oleaje regular, cuando el período de la ola es mayor que el período natural del dispositivo, Hals et al mostraron que si se usa la mitad de la diferencia entre el período de la ola y el período natural como la duración del bloqueo, se obtienen buenos resultados (Hals, Bjarte-Larsson y Falnes 2002). Adicionalmente determinan mediante simulaciones los valores óptimos para el tiempo de bloqueo y la resistencia del PTO para oleajes regulares de períodos 6, 9 y 12 s.

Con el mismo dispositivo de Greenhow (Greenhow y White 1997), Eidsmoen (Eidsmoen 1998) realizó simulaciones numéricas en oleaje irregular sobre un emplazamiento en Noruega usando la duración del bloqueo para sincronizar la velocidad y la fuerza de excitación, y demostró que el control *latching* multiplica por tres la producción de energía. Usando otras estrategias de bloqueo Babarit et al obtienen resultados similares reportados en un artículo de 2004 (Babarit, Duclos y Clement 2004)

Para oleaje irregular, una buena estrategia para poder alinear los picos de la fuerza de excitación y la velocidad de manera aproximada es liberar la boya aproximadamente un cuarto del período de resonancia antes del próximo pico predicho de la fuerza de excitación (Budal, Falnes, Hals, Iversen y Onshus 1981), (Hals, Falnes y Moan 2011a). Esta estrategia se conoce como *Peak Matching Latching* (PML). Falcao y Lopes (Falcao 2007), (Lopes, Hals, Gomes, Moan, Gato y Falcao 2009) sugieren que en vez de alinear los picos de la velocidad y la fuerza de excitación sobre valores predichos de la fuerza de excitación se puede trabajar con estimaciones instantáneas de la fuerza de excitación. El principio que establecen radica en que la boya se libera en el momento en que la fuerza de excitación sobrepasa un umbral establecido previamente. Esta estrategia se conoce como *Threshold Unlatching Control* (TUL).

En su trabajo de 1986 Hoskin (Hoskin y Nichols 1986) aplica el método de comando óptimo utilizando el principio del máximo de Pontryagin para determinar la mejor duración de bloqueo de un oscilador de columna de agua y de un dispositivo boyante. La mejora en la eficiencia ante un oleaje irregular fue de 800 por ciento aproximadamente respecto al control pasivo. Babarit y Clement (Babarit y Clement 2006) aplican el mismo método sobre un absorbedor puntual de oscilación puramente vertical y sobre el absorbedor puntual SEAREV con múltiples grados de libertad (Clement, Babarit y Duclos 2006) con el objeto de evaluar por medio de simulación los beneficios potenciales del control *latching* sobre estos sistemas. Candido (Candido y Justino



2011) aplica el principio del máximo de Pontryagin para optimizar el control *latching* sobre un absorbedor puntual de dos cuerpos.

Para el control *latching* el amortiguamiento de la oscilación debe ser apropiadamente ajustado para obtener una amplitud de manera que en cada ciclo el sistema PTO absorba la mayor cantidad de energía. En este sentido se requiere un sistema PTO flexible capaz de adaptarse a la gran variedad de perfiles de ola (Falnes 2001). Falnes y Budal (Falnes y Budal 1978) sugieren que el coeficiente de amortiguamiento lineal debe ser ajustado para que no se sobrepase la restricción de amplitud aunque no indica como podría ser llevada a la práctica esta idea.

Eidsmoen (Eidsmoen 1998) para una boya en movimiento vertical con un carrera limitada propone un control que introduce un retardo entre la velocidad y la fuerza de excitación. De esta manera se limita el desplazamiento de la boya. Sin embargo, según los resultados numéricos reportados en el artículo no siempre se evita exceder la máxima excursión permitida.

Hals et al. (Hals, Bjarte-Larsson y Falnes 2002) para un sistema boyante con restricción de amplitud ante oleaje regular controlado por *latching* determinan por ensayo y error mediante simulaciones numéricas el amortiguamiento óptimo en función del producto de un factor constante por el amortiguamiento de la ecuación 7.4 del control reactivo considerando restricciones. El factor constante determinado para oleajes regulares de períodos 6, 9 y 12 s oscila alrededor de uno.

Hals et al. (Hals, Falnes y Moan 2011b) plantean un control *latching* que considera restricción de máximo desplazamiento sobre una esfera semisumergida con movimiento vertical estableciendo el valor óptimo de la resistencia del PTO y manteniéndolo constante para cada estado del oleaje. La estrategia se aplica tanto a oleaje regular como irregular y para ajustar la resistencia del PTO maximizan la potencia promedio absorbida para toda la serie temporal del oleaje usando un algoritmo simplex.

En el mismo trabajo de Hals et al. (Hals, Falnes y Moan 2011b) plantean el ajuste en tiempo real de la resistencia del PTO con restricción de máxima amplitud para *latching* mediante los dos esquemas adaptativos programación de ganancia (*gain scheduling*) y búsqueda extrema (*extremum seeking*). Los autores muestran que los métodos adaptativos estudiados muestran similar desempeño al encontrado con la optimización de la potencia absorbida ante un amortiguamiento del PTO constante.

En este capítulo de la tesis se propone una estrategia de control *latching* ante oleaje

irregular considerando restricción en la excursión máxima tomando en cuenta alguna de las ventajas de los métodos anteriormente expuestos reduciendo las desventajas y la complejidad de implementación. En este sentido se propone un control en tiempo real adaptativo usando predicciones a corto plazo de la fuerza de excitación para realizar el ajuste en tiempo real de la resistencia o amortiguamiento del PTO cuando el sistema está desbloqueado.

### 8.3 Formulación del Control Latching

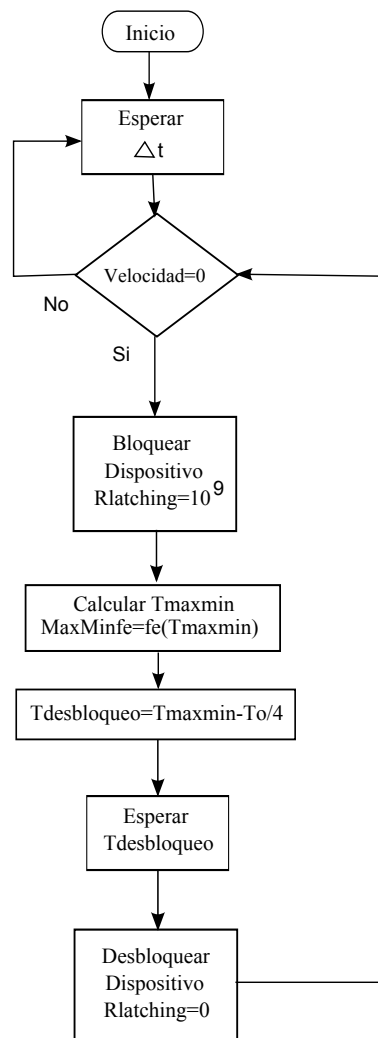


Fig. 8.1: Diagrama de flujo del control latching PML

Para propósitos de modelado y simulación históricamente se han utilizado dos métodos para implementar el control latching. El primero plantea dos modelos del sistema, uno para el estado bloqueado ( $v = 0$ ) y otro para el estado en movimiento ( $v = f(F_e, R_{pto}, t)$ ), de manera que ocurra una conmutación de modelos en los instantes correctos. La otra alternativa es agregar una resistencia de gran valor en el modelo matemático que se activa durante los intervalos de

bloqueo y se desactiva o se hace cero durante la liberación del dispositivo como lo ilustran Hals et al (Hals, Falnes y Moan 2011a). En dicho trabajo se utiliza una resistencia agregada de  $10^9$  kg/s. En esta tesis se ha modelado el control *latching* tomando en cuenta la segunda alternativa, es decir

$$f_{pto}(t) = -(r_{pto} + R_{latching})\dot{x}(t) \quad (8.1)$$

donde  $R_{latching}$  toma los valores

$$R_{latching} = \begin{cases} 0 & \text{si } v(t) \neq 0 \\ 10^9 & \text{si } v(t) = 0 \end{cases} \quad (8.2)$$

El bloqueo y el desbloqueo se realiza mediante la estrategia PML, es decir, se bloquea el dispositivo cuando la velocidad se hace cero y se desbloquea  $T_0/4$  antes de que la fuerza de excitación alcance su próximo máximo o mínimo en  $T_{maxmin}$  como se indica en el diagrama de flujo de la figura 8.1. En el diagrama de flujo se asume conocida a futuro la fuerza de excitación  $f_e(t)$

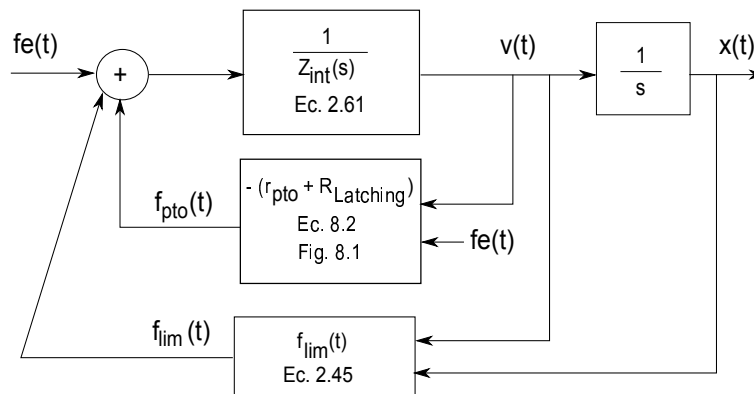


Fig. 8.2: Modelo dinámico del control *latching*

En la figura 8.2 se observa el modelo dinámico del control *latching* con la fuerza limitadora de la excursión máxima.

#### 8.4 Propuesta de Control Latching Considerando la Limitación en la Excursión Máxima Ante Oleaje Irregular

La propuesta de control *latching* considerando la limitación de máxima excursión ante oleaje irregular o *Peak Matching Latching Considering Maximum Excursion* (PLM) es similar a propuesta de control reactivo del capítulo 7. En este sentido se ajusta la resistencia del PTO en tiempo real de manera que en el próximo máximo o mínimo no se exceda el límite en la excursión máxima. Es decir, se absorbe en el PTO la potencia que se debe disipar en el sistema

limitador de desplazamiento. En este sentido se desea que el sistema alcance el máximo de amplitud con una reducción gradual de la velocidad de manera que en el límite esta sea cero.

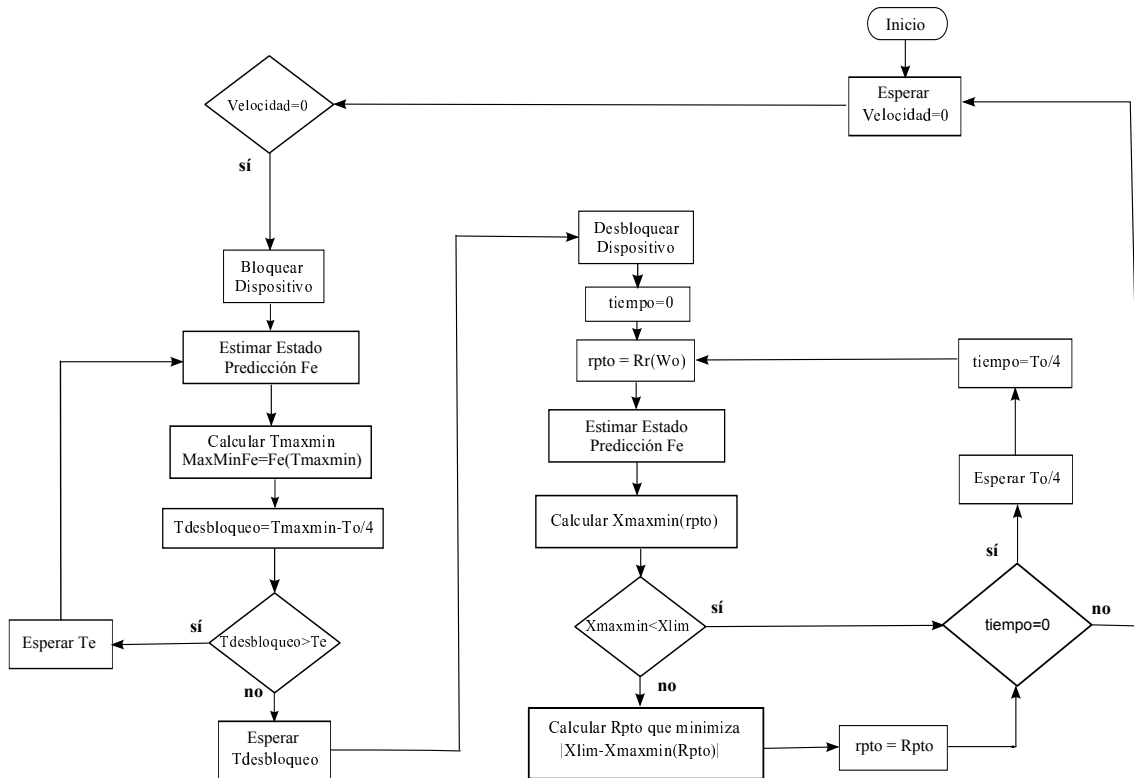


Fig. 8.3: Diagrama de flujo de la propuesta de control *latching* que considera la excursión máxima ante oleaje regular

En la figura 8.3 se muestra el diagrama de flujo de la estrategia de control propuesta para el control *latching* con restricción de amplitud. Cuando la velocidad del dispositivo es cero se bloquea el dispositivo, se estima el estado y se realiza una predicción de la fuerza de excitación. Seguidamente se determina el tiempo  $T_{maxmin}$  para el que se alcanza el máximo o mínimo de la fuerza de excitación. Restando el valor anterior  $T_{maxmin}$  y un cuarto del periodo natural del sistema  $T_0/4$  se obtiene el tiempo  $T_{desbloqueo}$  que debe transcurrir antes de desbloquear el sistema. Si el tiempo de desbloqueo es mayor que  $T_e$ , donde  $T_e$  es el intervalo de tiempo donde la fuerza de excitación predicha presenta errores despreciables, se debe esperar un tiempo  $T_e$  antes de repetir el ciclo desde la estimación del estado y la predicción de la fuerza de excitación. Si el tiempo de desbloqueo es menor que  $T_e$  se espera un tiempo  $T_{desbloqueo}$  antes de desbloquear el sistema.

Una vez desbloqueado el dispositivo, se asigna como amortiguamiento del PTO  $r_{pto}$  el valor de la resistencia de radiación en la frecuencia pico del oleaje irregular  $R_r(\omega_p)$ . Seguidamente se estima el estado y se predice la fuerza de excitación. Con los valores anteriores se estima

el próximo máximo o mínimo del desplazamiento mediante la función  $x_{maxmin}(r_{pto})$ . Es conveniente aclarar que la función  $x_{maxmin}(R)$  realiza una simulación discreta del sistema con período  $T_m$  desde el estado estimado y con la fuerza de excitación predicha hasta el máximo o mínimo buscado considerando como resistencia del PTO el valor  $R$ . Si el valor  $x_{maxmin}(r_{pto})$  está dentro de los límites de carrera, se evalúa el tiempo. Si no, se debe calcular el  $R_{pto}$  que hace a la excursión máxima igual a la excursión límite y luego se debe asignar como  $r_{pto}$  el valor calculado  $R_{pto}$ . Después de asignarse el nuevo valor del amortiguamiento del PTO se debe evaluar el tiempo. Si la evaluación del tiempo arroja el valor inicial debe esperarse a que transcurra un tiempo  $T_0/4$ . Durante este tiempo el sistema PTO absorbe potencia mediante la resistencia asignada. Una vez transcurrido el tiempo  $T_0/4$  se debe reiniciar el ciclo desde la asignación inicial de la resistencia del PTO hasta la nueva evaluación del tiempo. Si la evaluación del tiempo arroja un valor distinto al inicial se debe esperar a que la velocidad se haga cero para bloquear el dispositivo. Durante este tiempo de espera el sistema absorbe potencia a través de la resistencia del PTO asignada. El algoritmo descrito permite recalculer el amortiguamiento del PTO a la mitad del tiempo de duración del desbloqueo es decir a  $T_0/4$  donde aproximadamente la velocidad es máxima. Considerando que el período natural  $T_0$  en los convertidores de energía de las olas es de unos cuantos segundos, dos ajustes de la resistencia del PTO durante el desbloqueo que dura aproximadamente  $T_0/2$ , serán suficientes debido a que durante  $T_0/4$  es despreciable el error en la predicción de la fuerza de excitación. Es decir, que  $T_e > T_0/4$

El problema de optimización planteado en el diagrama de flujo de la figura 8.3 puede formularse de la siguiente manera

$$\text{Min } f(R) = |x_{lim} - x_{maxmin}(R)| \quad \text{s.a. } R > 0 \quad (8.3)$$

donde la variable  $R$  es la resistencia del sistema PTO cuando el sistema está desbloqueado. La función  $x_{maxmin}(R)$  calcula el próximo máximo o mínimo del desplazamiento del sistema oscilante simulando un modelo en tiempo discreto sobre un horizonte temporal hasta encontrar una inflexión en el desplazamiento del dispositivo. Para esto se utiliza una predicción a corto plazo de la fuerza de excitación y una estimación del estado actual. El modelo en tiempo discreto del sistema durante el desbloqueo se puede obtener discretizando el siguiente modelo en tiempo continuo sugerido por Falnes y Yu (Falnes y Yu 1996) considerando la fuerza del

PTO como parte del sistema y no como una entrada.

$$\dot{\mathbf{Z}}(t) = \mathbf{A}\mathbf{Z}(t) + \mathbf{B}f_e(t) \quad (8.4)$$

$$x(t) = \mathbf{C}\mathbf{Z}(t) \quad (8.5)$$

donde

$$\mathbf{Z}(t) = [\mathbf{Y}_r(t)^T x(t) \dot{x}(t)]^T = [y_1(t), y_2(t), \dots, y_n(t), x(t), \dot{x}(t)]^T \quad (8.6)$$

es el vector de estado del modelo. Las matrices  $\mathbf{A}$ ,  $\mathbf{B}$  y  $\mathbf{C}$ , que deducen Falnes y Yu, se presentan a continuación.

$$\mathbf{A}(R) = \begin{bmatrix} & & & 0 & & \\ & \mathbf{A}_r & & \vdots & & \mathbf{B}_r \\ & & & 0 & & \\ 0 & \dots & 0 & 0 & & 1 \\ -\mathbf{C}_r/(m + m_\infty) & & -(S_b + k_s)/(m + m_\infty) & & R & \end{bmatrix} \quad (8.7)$$

$$\mathbf{B} = [0 \ \dots \ 0 \ 1/(m + m_\infty)]^T \quad (8.8)$$

$$\mathbf{C} = [0 \ \dots \ 0 \ 1 \ 0] \quad (8.9)$$

Es importar recordar que durante el desbloqueo la fuerza del PTO se asume dependiente de las variables del sistema de la siguiente manera

$$f_{pto}(t) = -R\dot{x}(t) \quad (8.10)$$

La solución de las ecuaciones de espacio de estado 8.4 y 8.5 es (Chen 1999):

$$\mathbf{Z}(t) = e^{\mathbf{A}(R)t}\mathbf{Z}(0) + \int_0^t e^{\mathbf{A}(R)(t-\tau)}\mathbf{B}F_e(\tau)d\tau \quad (8.11)$$

$$x(t) = \mathbf{C}\mathbf{Z}(t) \quad (8.12)$$

Se puede demostrar que la discretización de la ecuación anterior con período de discretización  $T_m$  y asumiendo que  $F_e(t) = F_e(kT_m) = F_e(k)$  para  $kT_m \leq t \leq (k+1)T_m$  es (Chen 1999):

$$\mathbf{Z}(k+1) = e^{\mathbf{A}(R)T_m}\mathbf{Z}(k) + \int_{kT}^{(k+1)T_m} e^{\mathbf{A}(R)((k+1)T_m-\tau)}\mathbf{B}F_e(\tau)d\tau \quad (8.13)$$

$$x(k) = \mathbf{C}\mathbf{Z}(k) \quad (8.14)$$

Sustituyendo  $\alpha = (k+1)T - \tau$  se obtiene

$$\mathbf{Z}(k+1) = \mathbf{A}_d(R)\mathbf{Z}(k) + \mathbf{B}_d(R)F_e(k) \quad (8.15)$$

$$x(k) = \mathbf{C}_d \mathbf{Z}(k) \quad (8.16)$$

donde

$$\mathbf{A}_d(R) = e^{\mathbf{A}(R)T_m} \quad \mathbf{B}_d(R) = \left( \int_0^{T_m} e^{\mathbf{A}(R)\alpha} d\alpha \right) \mathbf{B} \quad \mathbf{C}_d = \mathbf{C} \quad (8.17)$$

En el sistema de la ecuación de estado 8.15 el estado  $\mathbf{Z}(k)$  y la señal de salida  $x(k)$  dependen del valor de la resistencia del PTO  $R$ , es decir

$$\mathbf{Z}(k + 1, R) = \mathbf{A}_d(R)\mathbf{Z}(k, R) + \mathbf{B}_d(R)F_e(k) \quad (8.18)$$

$$x(k, R) = \mathbf{C}_d \mathbf{Z}(k, R) \quad (8.19)$$

La función  $x_{maxmin}(R)$  se puede definir a través del sistema de las ecuaciones 8.18 y 8.19 de la siguiente forma

$$x_{maxmin}(R) = 1^{er} \text{ Max } |x(k, R)| \text{ para } k = 1, 2, \dots, n_{horpred} \quad (8.20)$$

donde  $n_{horpred}$  es el número de muestras del horizonte de predicción de la fuerza de excitación con período  $T_m$ .

### 8.5 Análisis de Resultados

Las simulaciones en el dominio del tiempo ante oleaje regular e irregular han sido implementadas en el programa Matlab<sup>®</sup> Simulink<sup>®</sup> como se muestra en la figura 8.4. Las simulaciones consideran restricción en el límite en la excursión máxima de 0.9 m.

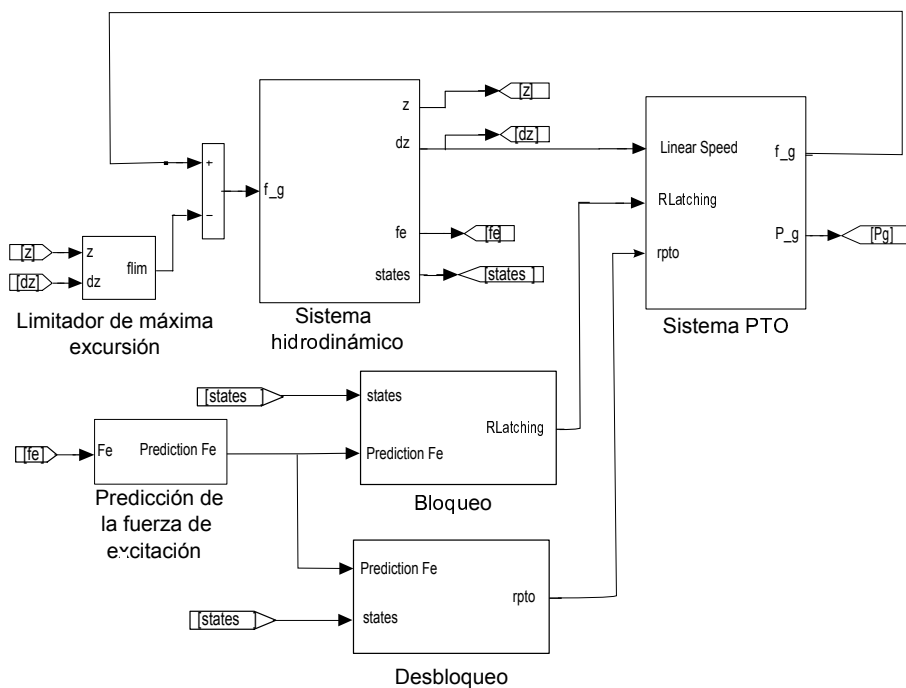


Fig. 8.4: Modelo del sistema y del control latching considerando la excursión máxima

El modelo está formado por tres subsistemas principales: El sistema hidrodinámico, el sistema de extracción de potencia PTO y el sistema de control. Adicionalmente un subsistema limita la excursión máxima y otro predice la fuerza de excitación. El sistema de control está formado por dos bloques que ejecutan el bloqueo y liberación del dispositivo respectivamente. El sistema hidrodinámico está basado en una boya esférica semisumergida de radio 2.5 m y está descrito numéricamente en detalle en el anexo A. Para calcular los coeficientes hidrodinámicos en función de la frecuencia se ha usado el programa Wamit<sup>®</sup>.

Los resultados se presentan en dos partes. Primero, para ilustrar la mejora en la absorción de potencia cuando se considera la restricción de máximo desplazamiento, se muestra la potencia absorbida por el PTO para un sistema boyante con movimiento vertical ante oleaje regular variando la resistencia del PTO. En este sentido los resultados muestran que se puede establecer una estrategia de control para oleaje regular donde la resistencia del PTO se ajusta para que el máximo desplazamiento se alcance progresivamente con una reducción de velocidad hasta que el dispositivo se detiene en el limitador de carrera.

Luego, para oleaje irregular se comparan los resultados aplicando el control *latching* sin considerar el límite en la excursión máxima, aplicando control *latching* considerando el límite de carrera y asumiendo el oleaje irregular como regular de frecuencia igual a la frecuencia pico y altura igual a la altura significativa o *Peak Matching Latching Considering Maximum and Irregular Waves as Regular* (PLMR), y aplicando la estrategia propuesta de control *latching* considerando el límite en la excursión máxima o PLM.

### 8.5.1 Oleaje Regular

Para ilustrar la mejora en la absorción de potencia cuando se considera en la estrategia de control *latching* el límite en la máxima excursión en la figura 8.5 se muestra la potencia absorbida por el PTO en función del cociente entre el amortiguamiento del PTO y la resistencia de radiación. El oleaje regular usado tiene altura significativa 1.5 m y período pico 6 s.

En la gráfica 8.5 se han resaltado dos puntos. El primero de ellos corresponde a la potencia absorbida por el PTO cuando  $R_{pto} = R_r(\omega_0)$ . El segundo es la condición de máxima absorción de potencia que en este caso ocurre cuando  $R_{pto} = 6R_r(\omega_0)$ . Entre los puntos considerados se puede observar un aumento considerable de potencia (283 %) lo que resalta la importancia de una adecuada estrategia de control que tome en cuenta los límites de excursión máxima.



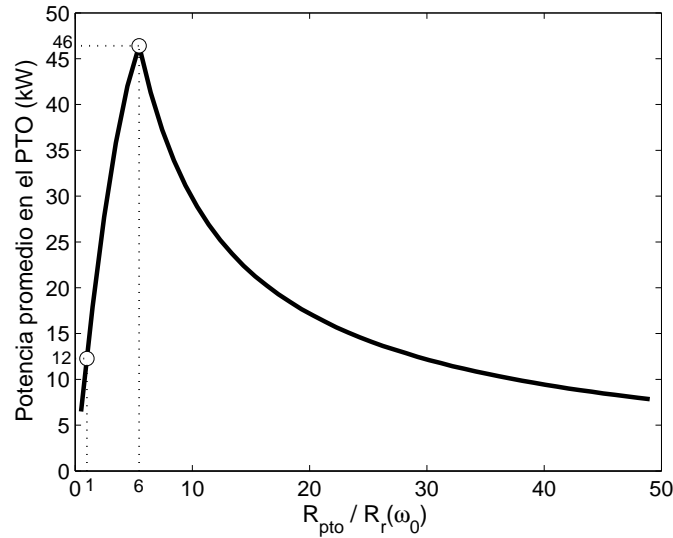


Fig. 8.5: Potencia absorbida por el PTO en función del cociente entre la resistencia del PTO y la resistencia de radiación ante oleaje regular de frecuencia  $\omega_0$  aplicando control *latching*

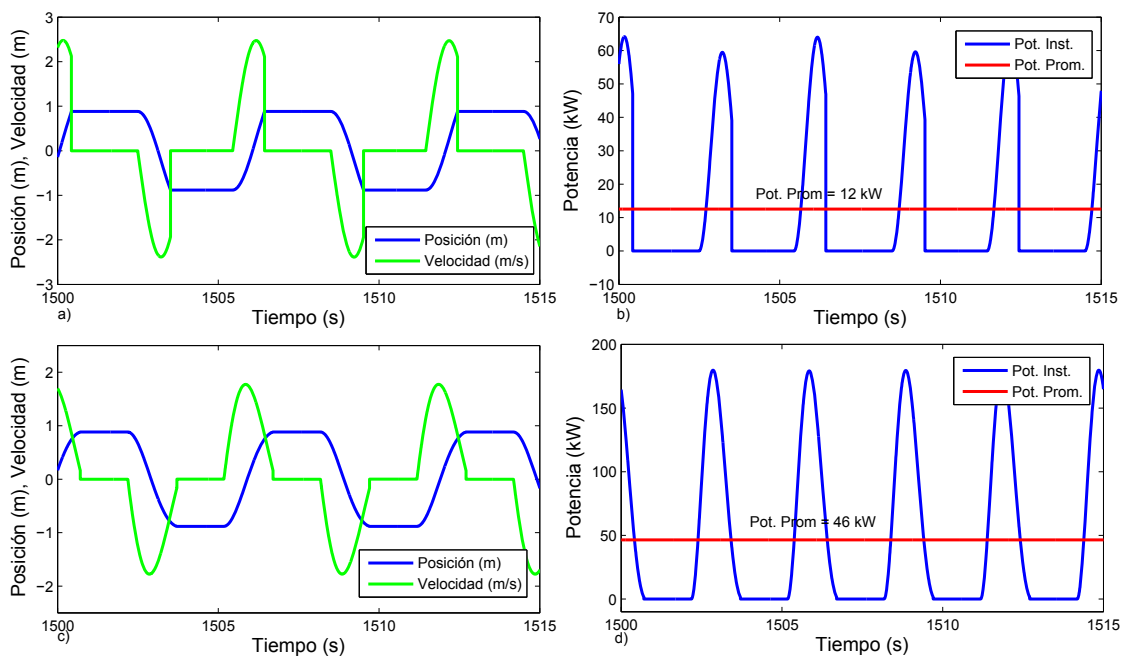


Fig. 8.6: Señales en tiempo ante oleaje regular aplicando control *latching*: a) Posición y velocidad para  $R_{pto} = R_r(\omega_0)$ , b) Potencia instantánea y promedio absorbida por el PTO para  $R_{pto} = R_r(\omega_0)$ , c) Posición y velocidad para  $R_{pto} = R_{max}$ , d) Potencia instantánea y promedio absorbida por el PTO para  $R_{pto} = R_{max}$

En la figura 8.6 se muestra la posición, velocidad, potencia absorbida instantánea y promedio para los amortiguamientos del PTO resaltados en la figura 8.5. Se puede observar en la figura 8.6-a el cambio brusco en la velocidad cuando el dispositivo llega al tope de la carrera produciendo una potencia promedio de 12 kW mostrada en la figura 8.6-b. Por otra

parte, la figura 8.6-c muestra que en la condición de máxima potencia absorbida la velocidad casi se desvanece al llegar el dispositivo al tope obteniéndose una potencia promedio de 46 kW mostrada en la figura 8.6-d. En consecuencia, para oleaje regular una buena aproximación a la estrategia de control latching considerando el límite de máxima excursión se puede obtener ajustando la resistencia del PTO cuando el dispositivo está desbloqueado de manera que la velocidad se reduzca progresivamente hasta hacerse cero justo cuando se alcanza el tope.

### 8.5.2 Oleaje Irregular

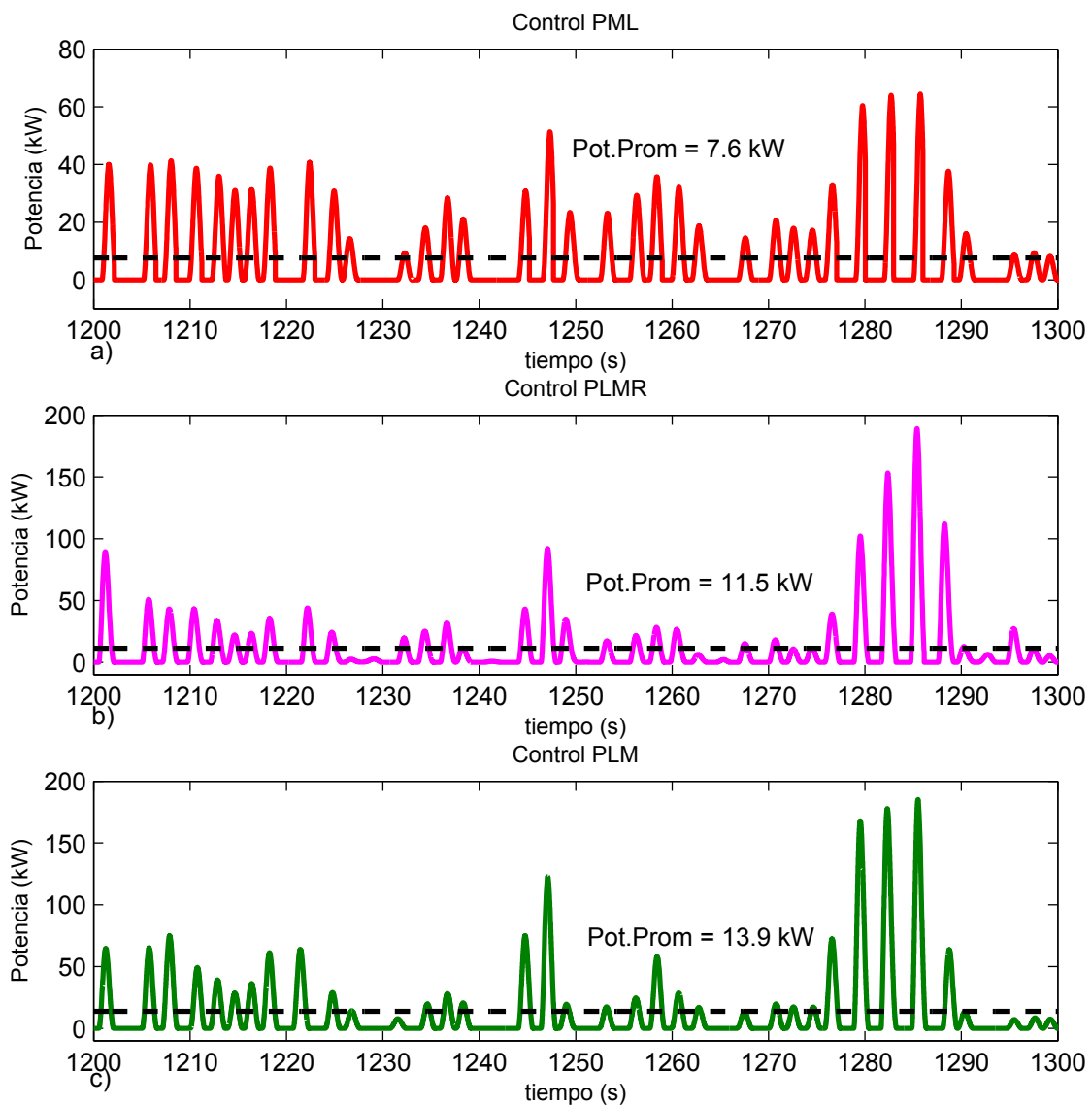


Fig. 8.7: Potencia instantánea y promedio absorbida por el PTO para las estrategias de control Latching a) PML b) PLMR y c) PLM

Los perfiles de oleaje irregular fueron generados aleatoriamente usando el espectro de Pierson-Moskowitz (Veigas e Iglesias 2013) con altura significativa de 1, 1.5 y 2 m variando el período pico desde 2.5 a 8 s. Para cada escenario diez simulaciones de quince minutos se realizaron considerando diferentes oleajes aleatorios. Seguidamente, los resultados de las simulaciones fueron promediados. La restricción de excursión máxima considerada es 0.9 m. Los valores para los parámetros  $T_m$  y  $T_e$  son 0.05 s y 1 s respectivamente.

Los resultados aplicando el control *latching* propuesto que considera el límite en la máxima excursión (PLM) son comparados con los resultados obtenidos mediante el control *latching* (PML) que no considera el limitador de máxima excursión y con el control *latching* que considera el limitador de excursión máxima considerando el oleaje irregular como si fuese regular con frecuencia igual a la frecuencia pico y con altura igual a la altura significativa (PLMR).

En la figura 8.7 se muestra la potencia instantánea y promedio para las estrategias de control *latching* PML, PLMR y PLM ante oleaje irregular de período pico 6 s. y altura significativa 1.5 m. Se puede observar que la estrategia de control PML mostrada en la figura 8.7-a presenta menor potencia promedio (7.5 kW) a diferencia de la estrategia de control propuesta PLM mostrada en la figura 8.7-c que presenta mayor potencia promedio (13.9 kW). Un desempeño intermedio presenta la estrategia de control PLMR de la figura 8.7-b donde la potencia promedio es 11.5 kW.

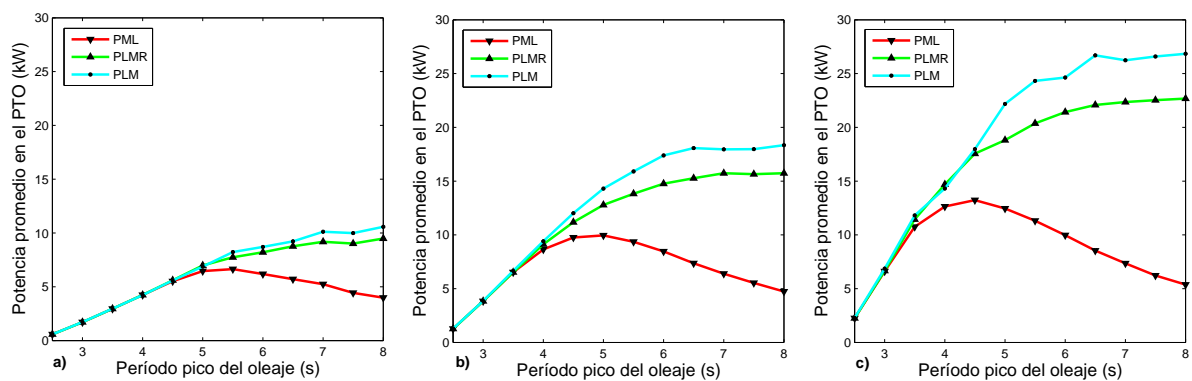


Fig. 8.8: Potencia en el PTO para las estrategias PML, PLMR y PLM ante oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m.

En la figura 8.8 se presenta la potencia absorbida por el PTO para las estrategias de control *latching* consideradas en este capítulo. Se puede observar que la estrategia de control *latching* propuesta considerando el límite en la excursión máxima (PLM) presenta el mejor desempeño. En este sentido el incremento de potencia promedio respecto al control PML considerando todos

los perfiles de ola es 94 % y respecto al control PLMR es 14 %.

En la figura 8.9 se presentan las velocidades máximas alcanzadas por el dispositivo oscilante para las estrategias de control reactivo consideradas. Se puede observar que la estrategia que alcanza mayores velocidades máximas es la que no considera la restricción de amplitud (PML) mientras que la estrategia de control propuesta alcanza menores velocidades máximas (PLM). Para el control latching que considera el oleaje irregular como regular (PLMR) se observan valores intermedios para las velocidades máximas más cercanos a los valores encontrados mediante la estrategia propuesta PLM.

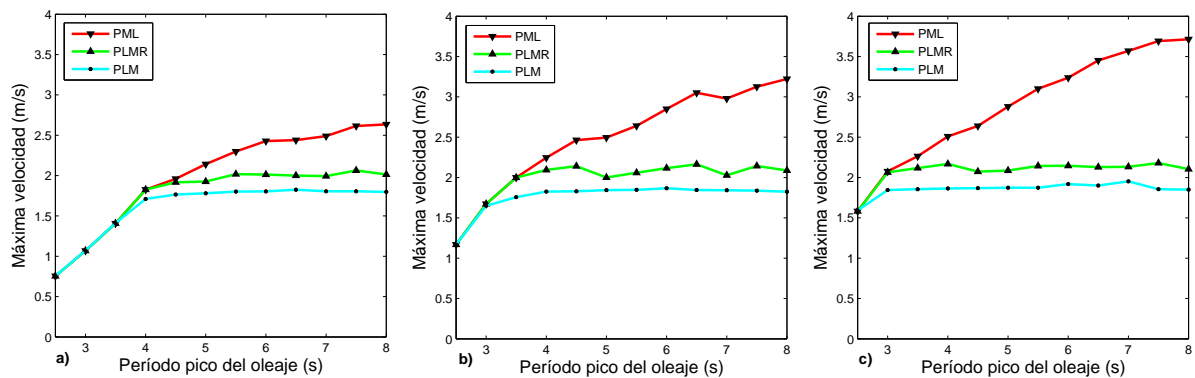


Fig. 8.9: Velocidad máxima alcanzada por el dispositivo oscilante para las estrategias PML, PLMR y PLM ante oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m.

En la figura 8.10 se muestra el cociente entre la potencia máxima y la potencia promedio para las estrategias de control *latching* consideradas. Se puede notar que las tres estrategias de control presentan cocientes moderados deseables que oscilan entre 10 y 20.

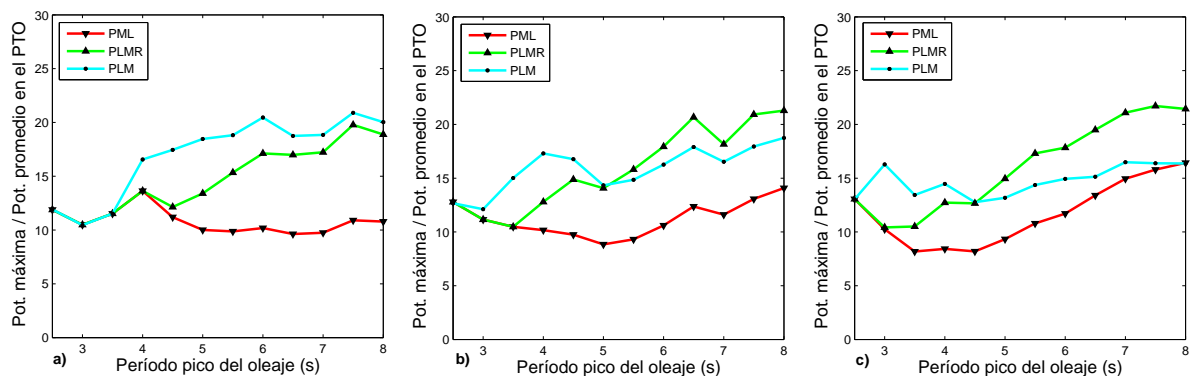


Fig. 8.10: Cociente entre la potencia máxima y la potencia promedio absorbida por el PTO para las estrategias PML, PLMR y PLM ante oleaje irregular con: a) altura significativa 1 m. b) altura significativa 1.5 m. c) altura significativa 2 m.

## 8.6 Conclusiones

En este capítulo de la tesis se ha considerado una estrategia de control *latching* adaptativa basada en una predicción de la fuerza de excitación y en una estimación del estado actual del sistema que considera durante el desbloqueo del dispositivo el límite de excursión máxima. Adicionalmente, se corrige en tiempo real el instante para el cual se desbloquea el dispositivo basado en predicciones a corto plazo de la fuerza de excitación.

Los resultados obtenidos mediante simulaciones muestran que es posible plantear una estrategia de control *latching* que ajuste mediante predicciones a corto plazo de la fuerza de excitación el valor del amortiguamiento del PTO cuando el dispositivo está desbloqueado considerando el límite en la excursión máxima. En este sentido se han encontrado considerables mejoras (cercasas al 100 %) respecto al control *latching* que no considera la restricción de amplitud y respecto al control que considera al oleaje irregular como regular (14 %). Adicionalmente, estas mejoras se alcanzan con moderados valores de velocidad y razonables valores para la relación entre la potencia máxima y promedio absorbida por el PTO.

## 9. PUBLICACIONES DEL AUTOR ASOCIADAS AL DOCTORADO

A continuación se indican las publicaciones realizadas en congresos y revistas con índice de impacto durante el transcurso de la estancia doctoral.

### 9.1 *Publicaciones Directamente Relacionadas con esta Tesis*

Esta tesis esta basada en los siguientes artículos:

- Antonio de la Villa Jaén, Dan El Andrés Montoya Andrade, Agustín García Santana. "Increasing the Efficiency of the Passive Loading Strategy for Wave Energy". *Journal of Renewable and Sustainable Energy* 5 (053132) p.1-16, 2013. Impact Factor 1.514.
- Dan El Andrés Montoya Andrade, Antonio de la Villa Jaén, Agustín García Santana. "Considering Linear Generator Copper Losses on Model Predictive Control for a Point Absorber Wave Energy Converter". *Energy Conversion and Management*. 78, pp.173-183, 2014. Impact Factor 2.775.
- Dan El Montoya Andrade, Agustín García Santana, Antonio de la Villa Jaén. Frequency-matching Assessment Under Reactive Control on Wave Energy Converters. *International Conference and Exhibition on Ocean Energy ICOE 2012*. Dublin, Ireland, 2012.
- Dan El Andrés Montoya Andrade, Antonio de la Villa Jaén, Agustín García Santana. "Causal Reactive Control and Latching Control Under Maximum Excursion Constraints Using Short-Time Forecast". Artículo en preparación.

### 9.2 *Otras Publicaciones en Generación Undimotriz no Incluidas en esta Tesis*

Durante el transcurso de esta tesis se han realizado las siguientes publicaciones en el ámbito de la generación undimotriz donde los temas investigados no están incluidos en esta tesis.

- B. Pereiras, D. Montoya, F. Castro, A. de la Villa, A. el Marjani and M.A. Rodríguez. Design of a Turbine-Generator joint for an oscillating water column. *European Wave and Tidal Energy Conference EWTEC 2011*, Southampton, UK, 2011.

- 
- B. Pereiras, D. Montoya, F. Castro, A. de la Villa, A. el Marjani and M.A. Rodríguez. Radial Impulse Turbine for an Oscillating Water Column (OWC). International Conference and Exhibition on Ocean Energy ICOE 2010. Bilbao, España, 2010.
  - Antonio de la Villa Jaén, Agustín García Santana, Dan El Andrés Montoya Andrade. Maximizing Output Power of Linear Generators for Wave Energy Conversion. International Transactions on Electrical Power. 2013. Impact Factor 0.63. Aceptado el 19 de febrero de 2013 y publicado on line el 7 de abril de 2013.
  - Agustín García Santana, Dan El Montoya Andrade, Antonio de la Villa Jaén. Calculating Output Power of Linear Generators under Reactive Control in Regular Waves. International Conference on Renewable Energies and Power Quality ICREPQ 2011, Las Palmas, España, 2011.
  - Agustín García Santana, Dan El Montoya Andrade, Antonio de la Villa Jaén. Control of Hydrodynamic Parameters of Wave Energy Point Absorbers using Linear Generators and VSC-based Power Converters Connected to the Grid. International Conference on Renewable Energies and Power Quality ICREPQ 2010. Granada, España, 2010.

## 10. CONCLUSIONES

En la presente tesis se han hecho propuestas basadas en las estrategias de control pasivo, control predictivo basado en modelo o *Model Predictive Control* (MPC), reactivo y *latching* aplicadas a un absorbedor puntual esférico semisumergido. La finalidad de las propuestas es reducir las desventajas asociadas a estas estrategias de control clásicas con el fin de aumentar la producción de energía útil bajo condiciones de viabilidad técnica. En este sentido en las figuras 10.1 y 10.2 se muestra la potencia promedio absorbida por el PTO y transferida al primer convertidor de potencia para todas las estrategias de control consideradas en esta tesis y para diferentes perfiles de ola de altura significativa 2 m y períodos pico que van desde 2.5 a 8 s.

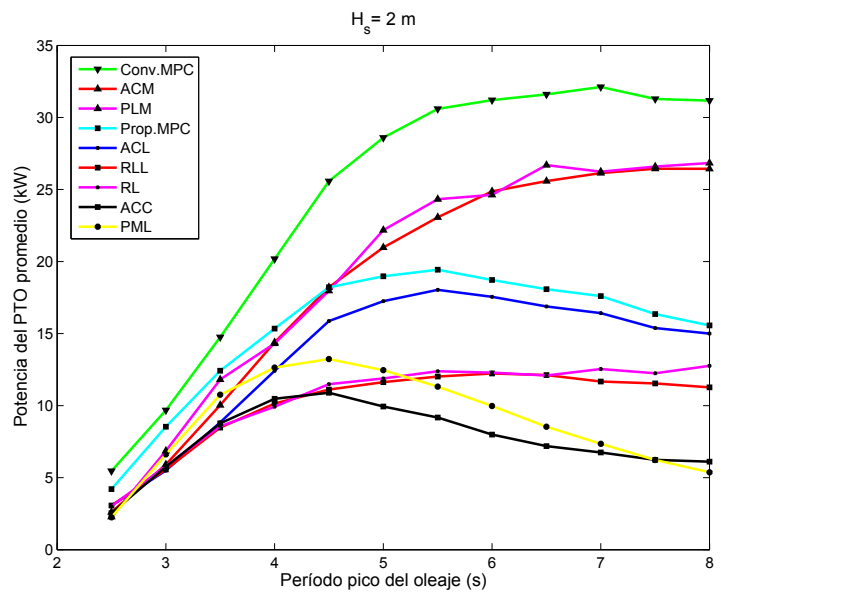


Fig. 10.1: Potencia en el PTO

Se puede observar en la figura 10.1 que la estrategia de control que absorbe más potencia es el MPC convencional seguida de las estrategias de control reactivo y *latching* que consideran la excursión máxima. Por otra parte las estrategias de control que absorben menos potencia son las estrategias de control reactivo y *latching* convencional y las estrategias de control pasivo. En un nivel medio de desempeño se encuentran las estrategias de control MPC y reactivo que consideran las pérdidas en el PTO.



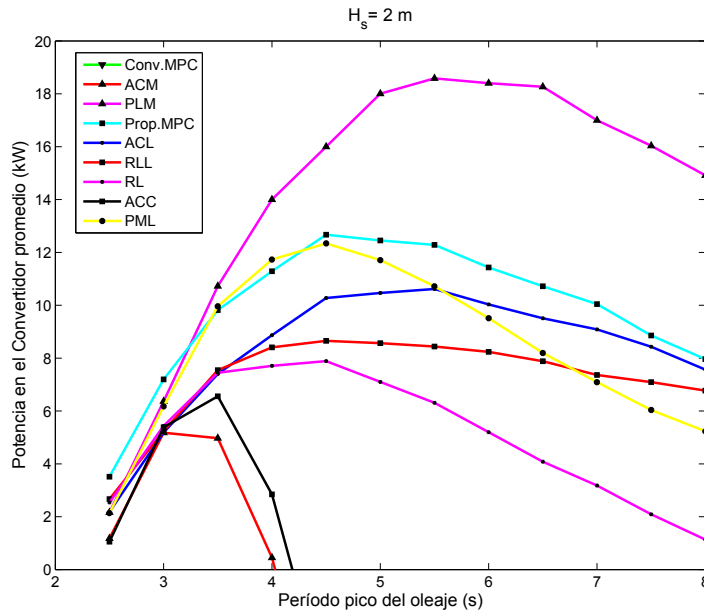


Fig. 10.2: Potencia en el Convertidor

Se puede observar en la figura 10.2 que la estrategia de control que transfiere mayor potencia promedio hacia el primer convertidor es la estrategia de control *latching* que considera la excursión máxima seguida de la estrategia de control MPC propuesta, control reactivo que considera pérdidas, control pasivo que considera pérdidas y *latching*. Las estrategias de control que transfieren menos potencia al primer convertidor de potencia son las estrategias de control pasivo, reactivo, reactivo que considera la excursión máxima y MPC convencional.

Basados en los resultados presentados anteriormente podemos concluir, respecto a cada una de las estrategias de control propuestas lo siguiente:

### 10.1 Acerca de Considerar las Pérdidas en el Cobre del Generador Lineal en el Control Pasivo

En la tesis se han considerado las pérdidas en el cobre del generador lineal de imanes permanentes en la estrategia de control pasivo para la conversión de energía de las olas. Con la finalidad de mejorar la eficiencia global del sistema de generación de potencia la estrategia propuesta maximiza la potencia transferida desde el generador lineal al convertidor de potencia. En este sentido, se han calculado las condiciones óptimas ante oleaje regular que maximizan esta potencia. Para oleaje irregular se ha aplicado una estrategia pasiva subóptima basada en las condiciones óptimas calculadas para oleaje regular considerando la frecuencia pico. El desempeño del convertidor de energía de las olas cuando se aplica la estrategia de control

pasivo propuesto, se ha comparado con los resultados obtenidos mediante las estrategias de control reactivo aproximado, reactivo aproximado considerando las pérdidas en el cobre del generador lineal y con el control pasivo convencional.

Los resultados obtenidos muestran que aplicando la estrategia de control pasivo propuesto el convertidor de energía de las olas alcanza generalmente mayor eficiencia de conversión que aplicando el control pasivo convencional dado que se reducen significativamente las pérdidas en el cobre del generador. Las simulaciones muestran que la potencia promedio extraída se incrementa 46 % cuando se aplica el control pasivo propuesto en comparación con el control pasivo convencional. Adicionalmente, el control pasivo propuesto presenta mayores índices de eficiencia que las otras estrategias de control consideradas.

Los resultados también muestran que al aplicar el control pasivo propuesto se obtiene una mayor potencia promedio transferida al convertidor de potencia y por tanto a la red en comparación con los controles reactivo aproximado y pasivo convencional. Además, el control propuesto tiene las ventajas asociadas al control pasivo, es decir, moderados valores para el cociente entre la potencia pico y promedio en el sistema extractor de potencia o *Power Take-Off* (PTO) y amplitudes o velocidades factibles para el movimiento del sistema.

## 10.2 *Acerca de Considerar las Pérdidas en el Cobre del Generador Lineal en el Control MPC*

En esta tesis se presenta una estrategia de control basada en MPC aplicada a absorbedores puntuales con generadores lineales. Específicamente, se ha considerado las pérdidas de potencia en el cobre del generador lineal en el proceso de optimización asociado con el control MPC.

Los resultados muestran que si se incluyen las pérdidas de potencia en el cobre del generador lineal en la función objetivo del control MPC mejora el desempeño global del sistema, es decir, aumenta la potencia transferida al convertidor de potencia del lado del generador. El desempeño del control MPC propuesto se ha comparado con el control MPC convencional, con el control reactivo aproximado, con el control pasivo y con el control reactivo aproximado que considera las pérdidas en el cobre del generador lineal.

Si se maximiza la potencia transferida al convertidor de potencia del lado del generador en vez de la potencia absorbida por el sistema PTO usando una estrategia de control MPC que considere las pérdidas en el cobre del generador lineal y restricciones en el sistema PTO, se puede incrementar la potencia promedio útil inyectada a la red en comparación con

el control MPC convencional, el control reactivo aproximado, el control pasivo y el control reactivo aproximado que considera las pérdidas en el cobre del generador lineal. En el sistema considerado, la potencia promedio transferida al convertidor de potencia del lado del generador sobre todos los perfiles de oleaje considerados cuando se aplica el control MPC propuesto es 111 % mayor que aplicando el control pasivo y 19 % mayor que aplicando el control reactivo aproximado que considera las pérdidas en el cobre del generador.

Los resultados obtenidos muestran que los controles reactivo aproximado y MPC convencional no pueden transferir potencia al convertidor de potencia. Sin embargo, el control MPC propuesto, el control reactivo que considera las pérdidas en el cobre del generador lineal y el control pasivo permiten la transferencia de potencia útil al convertidor de potencia reduciendo las pérdidas en el cobre del generador.

Respecto al cociente entre la potencia máxima y la potencia promedio absorbida por el PTO el control MPC propuesto presenta un valor tan bajo como el del control *Resistive Loading* (RL) y *Approach Complex-Conjugate Considering Copper Losses* (ACL). Adicionalmente, la máxima velocidad encontrada en el control MPC propuesto asume valores más bajos que los encontrados en el control MPC convencional y en el control *Approach Complex-Conjugate* (ACC).

En resumen, la estrategia de control MPC propuesta presenta mejor desempeño en términos de potencia transferida al convertidor de potencia del lado del generador con menos pérdidas en el cobre del generador, moderada velocidad en el sistema oscilante y bajo cociente en la potencia máxima y la potencia promedio absorbida por el PTO.

### 10.3 Acerca de Considerar el Límite en la Excursión Máxima en el Control Reactivo

En esta tesis se ha considerado para un absorbedor puntual accionado por un generador lineal la restricción de máximo desplazamiento en una estrategia de control reactivo adaptativo en el dominio del tiempo y de la frecuencia.

Los resultados obtenidos mediante simulaciones muestran que es posible plantear una estrategia de control reactivo que ajuste mediante predicciones a corto plazo de la fuerza de excitación el valor del amortiguamiento del PTO considerando el límite en la excursión máxima. En este sentido se han encontrado considerables mejoras (mayores al 100 %) respecto al control reactivo convencional que no considera la restricción de amplitud y respecto al control que

---

considera al oleaje irregular como regular (17 %). Adicionalmente, esta mejora en la absorción de potencia se alcanza con moderados valores de velocidad y razonables valores para la relación entre la potencia máxima y promedio absorbida por el PTO.

#### *10.4 Acerca de Considerar el Límite en la Excursión Máxima en el Control Latching*

En esta tesis se ha considerado una estrategia de control *latching* adaptativa basada en una predicción de la fuerza de excitación y en una estimación del estado actual del sistema que considera durante el desbloqueo del dispositivo el límite de excursión máxima. Adicionalmente, se corrige en tiempo real el instante para el cual se desbloquea el dispositivo basado en predicciones a corto plazo de la fuerza de excitación.

Los resultados obtenidos mediante simulaciones muestran que es posible plantear una estrategia de control *latching* que ajuste mediante predicciones a corto plazo de la fuerza de excitación el valor del amortiguamiento del PTO cuando el dispositivo está desbloqueado considerando el límite en la excursión máxima. En este sentido se han encontrado considerables mejoras (cercanas al 100 %) respecto al control *latching* que no considera la restricción de amplitud y respecto al control que considera al oleaje irregular como regular (14 %). Adicionalmente, estas mejoras se alcanzan con moderados valores de velocidad y razonables valores para la relación entre la potencia máxima y promedio absorbida por el PTO.

## ANEXOS

## A. DETALLES DEL SISTEMA HIDRODINÁMICO

La boya es una esfera semisumergida de radio 2.5 m y masa  $m=32725$  kg. La densidad del agua se asume de valor  $\rho = 1000$  kg/m<sup>3</sup>, la aceleración de la gravedad  $g = 9.81$  m/s<sup>2</sup> y la constante elástica del resorte  $k_s=6.2$  kN/m. Por otra parte el período natural de oscilación del sistema es  $T_0 = 3.03s$ .

En la figura A.1 se presentan los valores de los coeficientes de excitación en magnitud y fase hallados mediante el programa Wamit<sup>®</sup>.

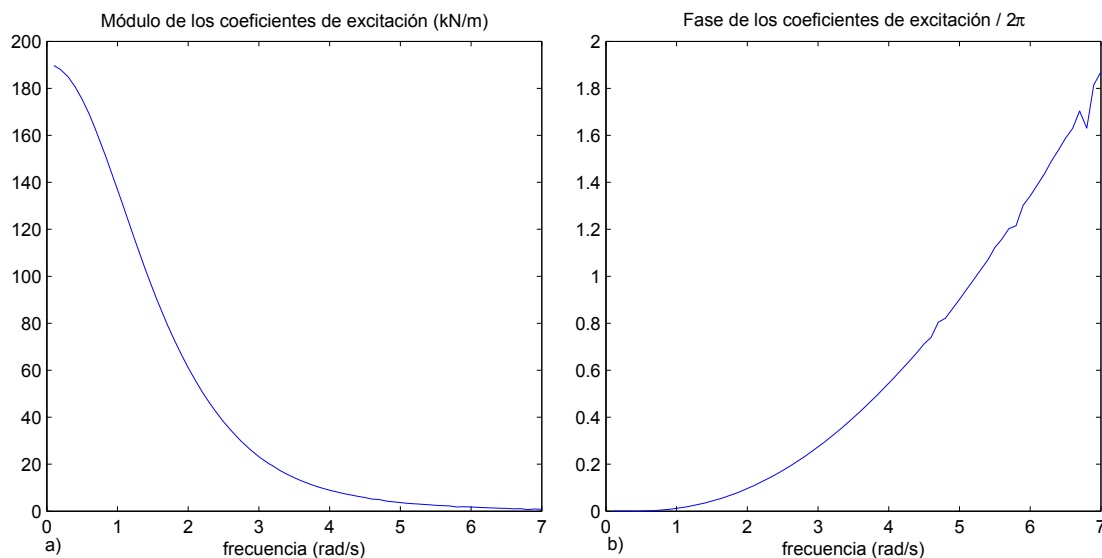


Fig. A.1: Módulo y fase de los coeficientes de excitación hallados mediante el programa Wamit<sup>®</sup>

El ajuste de los coeficientes de excitación mediante un sistema lineal de quinto orden arroja la siguiente función de transferencia

$$W_5(s) = -\frac{42470s^4 + 227000s^3 + 1900000s^2 + 4900000s + 13890000}{s^5 - 1.6s^4 + 3s^3 + 17s^2 - 25.3s - 72.4} \quad (\text{A.1})$$

En la figura A.2 se muestra la masa añadida menos la masa infinita y la resistencia de radiación para la esfera semisumergida de 2.5 m.

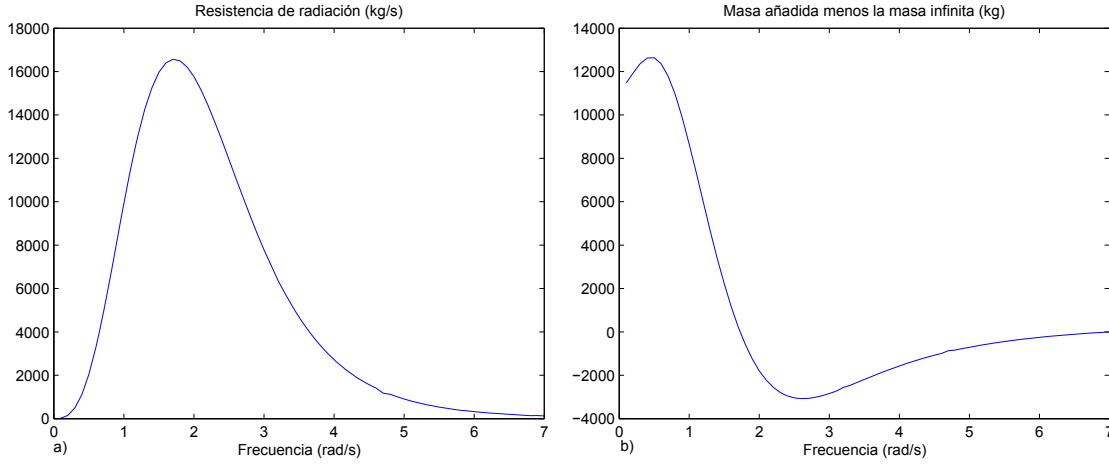


Fig. A.2: Masa añadida menos masa infinita y resistencia de radiación hallados mediante el programa Wamit<sup>®</sup>

Para la boya considerada la masa infinita es  $m_\infty = 15535$  kg. Las ecuaciones de estado del problema de radiación se obtienen ajustando el amortiguamiento por radiación y la masa añadida a un sistema de quinto orden, resultando

$$\dot{\mathbf{Y}}_r(t) = \mathbf{A}_r \mathbf{Y}_r(t) + \mathbf{B}_r v(t) \quad (\text{A.2})$$

$$f'_r(t) = \mathbf{C}_r \mathbf{Y}_r(t) \quad (\text{A.3})$$

donde  $\mathbf{Y}_r(t) = [y_1(t), y_2(t), y_3(t), y_4(t), y_5(t)]$  es el vector de estado del modelo y las matrices  $\mathbf{A}_r$ ,  $\mathbf{B}_r$  y  $\mathbf{C}_r$  son:

$$\mathbf{A}_r = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & -23760 \\ 1 & 0 & 0 & 0 & -120300 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & -94360 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & -36870 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & -2560 \end{bmatrix} \quad (\text{A.4})$$

$$\mathbf{B}_r = 10^6 \begin{bmatrix} -1.323 & 238.1 & 1404 & 16.21 & 30.95 \end{bmatrix}^T \quad (\text{A.5})$$

$$\mathbf{C}_r = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{A.6})$$

Alternativamente, el sistema lineal anterior puede representarse mediante la función de transferencia de los coeficientes de radiación reducidos  $K(s)$

$$K(s) = 10^6 \frac{30.95s^4 + 16.21s^3 + 1404s^2 + 238.1s - 1.323}{s^5 + 2560s^4 + 36870s^3 + 94360s^2 + 120300s + 23760} \quad (\text{A.7})$$

Finalmente, el sistema lineal que representar la hidrodinámica del sistema oscilante con entrada la fuerza de excitación y la fuerza del PTO y salida la velocidad y posición del translator

es

$$\dot{\mathbf{Z}}(t) = \mathbf{AZ}(t) + \mathbf{B}f_e(t) + \mathbf{B}f_{pto}(t) \quad (\text{A.8})$$

$$\mathbf{X}(t) = \mathbf{CZ}(t) = [x(t) \dot{x}(t)]^T \quad (\text{A.9})$$

donde

$$\mathbf{Z}(t) = [\mathbf{Y}_r(t)^T x(t) \dot{x}(t)]^T = [y_1(t), y_2(t), y_3(t), y_4(t), y_5(t), x(t), \dot{x}(t)]^T \quad (\text{A.10})$$

es el vector de estado del modelo y las matrices  $\mathbf{A}$ ,  $\mathbf{B}$  y  $\mathbf{C}$  son

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & -23760 & 0 & -1.323 \cdot 10^6 \\ 1 & 0 & 0 & 0 & -120300 & 0 & 238.1 \cdot 10^6 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & -94360 & 0 & 1404 \cdot 10^6 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & -36870 & 0 & 16.21 \cdot 10^6 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & -2560 & 0 & 30.95 \cdot 10^6 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -2.1 \cdot 10^{-5} & -4.12 \cdot 10^{-5} & 0 \end{bmatrix} \quad (\text{A.11})$$

$$\mathbf{B} = [0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 2.07 \cdot 10^{-5}]^T \quad (\text{A.12})$$

$$\mathbf{C} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{A.13})$$

Alternativamente, el sistema lineal anterior puede representarse mediante la siguiente función de transferencia asumiendo que la entrada es la suma de la fuerza de excitación más la fuerza del PTO y la salida la posición del dispositivo oscilante.

$$H(s) = \frac{s^5 + 2560s^4 + 36870s^3 + 94360s^2 + 120300s + 23760}{4.8 \cdot 10^4 s^7 + 1.2 \cdot 10^8 s^6 + 1.8 \cdot 10^9 s^5 + 5.1 \cdot 10^9 s^4 + 1.5 \cdot 10^{10} s^3 + 2 \cdot 10^{10} s^2 + 2.4 \cdot 10^{10} s + 4.7 \cdot 10^9} \quad (\text{A.14})$$



## B. DETALLES DEL SISTEMA ELÉCTRICO

El modelo del sistema PTO implementado se corresponde con el generador lineal del proyecto Lysekil, el cual ha sido desarrollado por el Centro Sueco para la Conversión de Energía Eléctrica Renovable (*Swedish Center for Renewable Electric Energy Conversion*) de la Universidad de Uppsala (Danielsson, Eriksson y Leijon 2006). Los parámetros de la red fueron tomados del trabajo de Wu et al. (Wu, Zhang, Ju y Sterling 2008). Las especificaciones del generador lineal y del resto del sistema eléctrico se muestran a continuación:

- Potencia nominal del generador 10 kW
- Velocidad nominal del generador 0.67 m/s
- Fuerza de reacción a la potencia nominal del generador 14.9 kN
- Voltaje rms nominal del generador 200 V
- Paso polar del generador 50 mm
- Inductancia síncrona del estator del generador 7.8 mH
- Resistencia del estator del generador 0.45  $\Omega$
- Tensión del enlace DC 3000 V
- Capacitancia del condensador del enlace DC 1 F
- Voltaje rms de la red 575 V
- Resistencia por fase del transformador de conexión a red 0.1  $\Omega$
- Reactancia por fase del transformador de conexión a red a 60 Hz 0.33  $\Omega$
- Frecuencia de la red 60 Hz

## C. MÉTODO PARA DETERMINAR LA FUERZA DE EXCITACIÓN

El método propuesto por MacCabe (McCabe, Stallard, Baker y Yavuz 2006) permite estimar la respuesta de cuerpos flotantes asimétricos ante oleaje irregular.

Se quiere obtener la respuesta  $y(t)$  (fuerza de excitación) de un sistema no causal estable (coeficientes de la fuerza de excitación  $W_n(s)$ ) para una entrada conocida  $x(t)$  (elevación de la ola). La función de transferencia del sistema  $H(s) = W_n(s)$  puede separarse en una parte causal estable y en otra parte no causal estable.

$$H(s) = H(s)_c + H(s)_{nc} \quad (C.1)$$

Como parte de la descomposición de la función de transferencia la respuesta tendrá dos componentes causal y no causal respectivamente:

$$Y(s) = Y(s)_c + Y(s)_{nc} \quad (C.2)$$

donde la componente causal de la salida en el dominio de la transformada de Laplace es

$$Y(s)_c = H(s)_c X(s) \quad (C.3)$$

Invirtiendo la transformada de Laplace de la salida se obtiene la siguiente relación en el dominio del tiempo

$$y(t)_c = h(t)_c * x(t) \quad (C.4)$$

Por otra parte, la componente no causal de la salida es

$$Y(s)_{nc} = H(s)_{nc} X(s) \quad (C.5)$$

En esta componente no causal de la respuesta podemos sustituir  $s = -s$  obteniéndose un sistema causal  $H(-s)_{nc}$  con entradas y salidas invertidas en el tiempo:

$$Y(-s)_{nc} = H(-s)_{nc} X(-s) \quad (C.6)$$

$$y(-t)_{nc} = h(-t)_{nc} * x(-t) \quad (C.7)$$

Tanto la entrada como la salida se pueden desplazar o retrasar en el tiempo obteniéndose:

$$Y(-s)_{nc}e^{-st_0} = H(-s)_{nc}X(-s)e^{-st_0} \quad (\text{C.8})$$

$$y(-(t - t_0))_{nc} = h(-t)_{nc} * x(-(t - t_0)) \quad (\text{C.9})$$

Obsérvese que para la señal invertida en tiempo y desplazada  $t_0$ ,  $x(-(t - t_0))$  de entrada al sistema causalizado  $h(-t)_{nc}$  se obtiene la señal de salida invertida en tiempo y desplazada  $t_0$ ,  $y(-(t - t_0))$ .

Esto quiere decir que para obtener la parte no causal de la respuesta del sistema, debe causalizarse la parte no causal del sistema sustituyendo  $s = -s$  y luego debe invertirse en tiempo la señal de entrada desde  $t = t_0$  hasta  $t = 0$ . La respuesta para esta entrada está invertida, es decir, la salida debe invertirse en tiempo para obtener la salida desde  $t = 0$  a  $t = t_0$ .

Después de invertir en tiempo la salida anterior, para obtener la salida deseada se suma esta con la respuesta causal de la ecuación C.4.

## D. CONTROL REACTIVO ÓPTIMO

La potencia instantánea absorbida por el sistema PTO es el producto entre la fuerza del PTO y la velocidad del dispositivo

$$F_{pto}(t) = -f_{pto}(t)v(t) \quad (D.1)$$

La energía útil absorbida por el PTO es la integral de la potencia instantánea del PTO (Falnes 2001).

$$E_{pto} = - \int_{-\infty}^{\infty} f_{pto}(t)v(t)dt \quad (D.2)$$

Aplicando el teorema de Parseval para el cálculo de energía (Perdigao 1998)

$$E_{pto} = -\frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} F_{pto}(\omega)V^*(\omega)d\omega \quad (D.3)$$

En el dominio de la frecuencia se tiene según la ecuación 2.60 que la fuerza del PTO es

$$F_{pto}(\omega) = Z_{int}(\omega)V(\omega) - F_e(\omega) \quad (D.4)$$

Sustituyendo la ecuación D.4 en la ecuación D.3 se obtiene

$$E_{pto} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} (F_e(\omega)V^*(\omega) - Z_{int}(\omega)|V(\omega)|^2)d\omega \quad (D.5)$$

Considerando que la energía es real la integral del primer término de la ecuación D.5 es la integral de la parte real de  $F_e(\omega)V^*(\omega)$  y la integral del segundo término es la integral de  $-R_r(\omega)|V(\omega)|^2$ .

$$E_{pto} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} (Re\{F_e(\omega)V^*(\omega)\} - R_r(\omega)|V(\omega)|^2)d\omega \quad (D.6)$$

Por otra parte

$$Re\{F_e(\omega)V^*(\omega)\} = \frac{1}{2}F_e(\omega)V^*(\omega) + \frac{1}{2}F_e^*(\omega)V(\omega) \quad (D.7)$$

Sustituyendo la ecuación D.7 en D.6 se tiene la siguiente expresión

$$E_{pto} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \left( \frac{1}{2}F_e(\omega)V^*(\omega) + \frac{1}{2}F_e^*(\omega)V(\omega) - R_r(\omega)|V(\omega)|^2 \right) d\omega \quad (D.8)$$

Si ahora dentro del integrando sumamos y restamos el término  $F_e(\omega)F_e^*(\omega)/4R_r(\omega)$  se obtiene

$$E_{pto} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \left( \frac{1}{2}F_e(\omega)V^*(\omega) + \frac{1}{2}F_e^*(\omega)V(\omega) + \frac{F_e(\omega)F_e^*(\omega)}{4R_r(\omega)} - \frac{F_e(\omega)F_e^*(\omega)}{4R_r(\omega)} - R_r(\omega)|V(\omega)|^2 \right) d\omega \quad (D.9)$$

Considerando que  $|V(\omega)|^2 = V(\omega)V^*(\omega)$  y reordenando los términos del integrando de la ecuación D.9 se obtiene

$$E_{pto} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \left( \frac{F_e(\omega)F_e^*(\omega)}{4R_r(\omega)} - \dots \dots - R_r(\omega) \left( V(\omega)V^*(\omega) - \frac{F_e(\omega)V^*(\omega)}{2R_r(\omega)} - \frac{F_e^*(\omega)V(\omega)}{2R_r(\omega)} + \frac{F_e(\omega)F_e^*(\omega)}{4R_r^2(\omega)} \right) \right) d\omega$$

$$E_{pto} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \left( \frac{F_e(\omega)F_e^*(\omega)}{4R_r(\omega)} - R_r(\omega) \left( V(\omega) - \frac{F_e(\omega)}{2R_r(\omega)} \right) \left( V^*(\omega) - \frac{F_e^*(\omega)}{2R_r(\omega)} \right) \right) d\omega \quad (D.10)$$

$$E_{pto} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \left( \frac{|F_e(\omega)|^2}{4R_r(\omega)} - R_r(\omega) \left| V(\omega) - \frac{F_e(\omega)}{2R_r(\omega)} \right|^2 \right) d\omega \quad (D.11)$$

En la ecuación D.12 la energía extraída es máxima si el segundo término del integrando es cero, es decir

$$E_{pto}^{Max} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{|F_e(\omega)|^2}{4R_r(\omega)} d\omega \quad (D.12)$$

bajo la condición

$$V(\omega) = \frac{F_e(\omega)}{2R_r(\omega)} \quad (D.13)$$

Esta última condición se satisface si la impedancia del PTO es

$$Z_{pto}^{opt}(\omega) = Z_{int}^*(\omega) \quad (D.14)$$

## E. CONTROL PASIVO ÓPTIMO

La potencia instantánea absorbida por el sistema PTO es el producto entre la fuerza del PTO y la velocidad del dispositivo

$$F_{pto}(t) = -f_{pto}(t)v(t) \quad (\text{E.1})$$

La energía útil absorbida por el PTO es la integral de la potencia instantánea del PTO (Falnes 2001).

$$E_{pto} = - \int_{-\infty}^{\infty} f_{pto}(t)v(t)dt \quad (\text{E.2})$$

Aplicando el teorema de Parseval para el cálculo de energía (Perdigao 1998)

$$E_{pto} = -\frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} F_{pto}(\omega)V^*(\omega)d\omega \quad (\text{E.3})$$

En el dominio de la frecuencia se tiene para el control pasivo que la relación entre la fuerza del PTO y la velocidad es proporcional

$$F_{pto}(\omega) = R_{pto}(\omega)V(\omega) \quad (\text{E.4})$$

Sustituyendo la ecuación E.4 en la ecuación E.3 se obtiene

$$E_{pto} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} R_{pto}(\omega)|V(\omega)|^2d\omega \quad (\text{E.5})$$

Para el control pasivo la impedancia del PTO es real  $Z_{pto}(\omega) = R_{pto}(\omega)$ , entonces la velocidad en el dominio de la frecuencia es

$$V(\omega) = \frac{F_e(\omega)}{Z_{int}(\omega) + R_{pto}(\omega)} \quad (\text{E.6})$$

Sustituyendo la ecuación E.6 en la ecuación E.5 se obtiene como la energía que absorbe el PTO la siguiente expresión

$$E_{pto} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} R_{pto}(\omega) \frac{|F_e(\omega)|^2}{|Z_{int}(\omega) + R_{pto}(\omega)|^2} d\omega \quad (\text{E.7})$$

Si sumamos y restamos dentro de la integral anterior el término  $|F_e(\omega)|^2/2(|Z_{int}(\omega)| + R_r(\omega))$  se obtiene

$$E_{pto} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \left( \frac{|F_e(\omega)|^2}{2(|Z_{int}(\omega)| + R_r(\omega))} - \frac{|F_e(\omega)|^2}{2(|Z_{int}(\omega)| + R_r(\omega))} + R_{pto}(\omega) \frac{|F_e(\omega)|^2}{|Z_{int}(\omega) + R_{pto}(\omega)|^2} \right) d\omega \quad (\text{E.8})$$

Sumando los dos últimos términos del integrando y tomando factor común el primero se puede obtener finalmente

$$E_{pto} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{|F_e(\omega)|^2}{2(|Z_{int}(\omega)| + R_r(\omega))} \left( 1 - \frac{(|Z_{int}(\omega)| - R_{pto}(\omega))^2}{(|Z_{int}(\omega)| - R_{pto}(\omega))^2 + 2(R_r(\omega) + |Z_{int}(\omega)|)R_{pto}(\omega)} \right) d\omega \quad (\text{E.9})$$

El segundo término dentro del paréntesis es positivo y menor que uno por lo que la máxima absorción es

$$E_{pto}^{Max} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{|F_e(\omega)|^2}{2(|Z_{int}(\omega)| + R_r(\omega))} d\omega \quad \text{si} \quad R_{pto}^{opt}(\omega) = |Z_{int}(\omega)| \quad (\text{E.10})$$

Para comprobar la ecuación E.10 se puede sustituir la condición  $R_{pto}^{opt}(\omega) = |Z_{int}(\omega)|$  en E.7 y reducir la expresión

$$E_{pto} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |Z_{int}(\omega)| \frac{|F_e(\omega)|^2}{|Z_{int}(\omega) + |Z_{int}(\omega)||^2} d\omega \quad (\text{E.11})$$

$$E_{pto} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |Z_{int}(\omega)| \frac{|F_e(\omega)|^2}{|(R_r(\omega) + |Z_{int}(\omega)|) + jX_h(\omega)|^2} d\omega \quad (\text{E.12})$$

$$E_{pto} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |Z_{int}(\omega)| \frac{|F_e(\omega)|^2}{(R_r(\omega) + |Z_{int}(\omega)|)^2 + X_h(\omega)^2} d\omega \quad (\text{E.13})$$

$$E_{pto} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |Z_{int}(\omega)| \frac{|F_e(\omega)|^2}{R_r^2(\omega) + X_h(\omega)^2 + |Z_{int}(\omega)|^2 + 2R_r(\omega)|Z_{int}(\omega)|} d\omega \quad (\text{E.14})$$

$$E_{pto} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |Z_{int}(\omega)| \frac{|F_e(\omega)|^2}{2|Z_{int}(\omega)|^2 + 2R_r(\omega)|Z_{int}(\omega)|} d\omega \quad (\text{E.15})$$

$$E_{pto} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{|F_e(\omega)|^2}{2(|Z_{int}(\omega)| + R_r(\omega))} d\omega \quad (\text{E.16})$$

Con lo que se comprueba que

$$E_{pto} = E_{pto}^{Max} \quad \text{si} \quad R_{pto}^{opt}(\omega) = |Z_{int}(\omega)| \quad (\text{E.17})$$

## F. CONTROL REACTIVO QUE CONSIDERA LAS PÉRDIDAS EN EL COBRE DEL GENERADOR LINEAL

La potencia instantánea absorbida por el sistema PTO es el producto entre la fuerza del PTO y la velocidad del dispositivo

$$F_{pto}(t) = -f_{pto}(t)v(t) \quad (F.1)$$

La energía útil absorbida por el PTO es la integral de la potencia instantánea del PTO (Falnes 2001).

$$E_{pto} = - \int_{-\infty}^{\infty} f_{pto}(t)v(t)dt \quad (F.2)$$

Aplicando el teorema de Parseval para el cálculo de energía (Perdigao 1998)

$$E_{pto} = -\frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} F_{pto}(\omega)V^*(\omega)d\omega \quad (F.3)$$

Considerando que la fuerza del PTO en el dominio de la frecuencia es  $F_{pto}(\omega) = -Z_{pto}(\omega)V(\omega)$  la ecuación F.3 queda

$$E_{pto} = -\frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} Z_{pto}(\omega)|V(\omega)|^2 d\omega \quad (F.4)$$

y sustituyendo la velocidad por  $V(\omega) = F_e(\omega)/Z_{neta}(\omega)$  se obtiene

$$E_{pto} = -\frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} Z_{pto}(\omega) \frac{|F_e(\omega)|^2}{|Z_{neta}(\omega)|^2} d\omega \quad (F.5)$$

finalmente considerando que la parte imaginaria de  $Z_{pto}(\omega)$  es impar la energía del PTO se puede representar de la siguiente forma

$$E_{pto} = -\frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} R_{pto}(\omega) \frac{|F_e(\omega)|^2}{|Z_{neta}(\omega)|^2} d\omega \quad (F.6)$$

Por otra parte considerando las ecuaciones 4.16, 4.17 y 4.18 la energía asociada a las pérdidas en el cobre del generador lineal pueden plantearse de la siguiente forma

$$E_{perd} = \delta \int_{-\infty}^{\infty} f_{pto}^2(t)dt \quad (F.7)$$

donde

$$\delta = \frac{2\tau_p^2}{3\pi^2\psi^2}R_s \quad (F.8)$$



Los parámetros del generador lineal  $\tau_p$ ,  $\psi$  y  $R_s$  se definen en la sección 3.1 del capítulo 3.

En el dominio de la frecuencia las pérdidas en el cobre del generador se pueden formular de la siguiente manera

$$E_{perd} = \frac{\delta}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |F_{pto}(\omega)|^2 d\omega \quad (F.9)$$

Considerando que la fuerza del PTO en el dominio de la frecuencia es  $F_{pto}(\omega) = -Z_{pto}(\omega)V(\omega)$  y que  $V(\omega) = F_e(\omega)/Z_{neta}(\omega)$  se obtiene

$$E_{perd} = \frac{\delta}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |Z_{pto}(\omega)|^2 \frac{|F_e(\omega)|^2}{|Z_{neta}(\omega)|^2} d\omega \quad (F.10)$$

La energía transferida al convertidor de potencia será la diferencia entre la energía absorbida por el PTO y la energía que se pierde en el cobre del generador lineal

$$E_{conv} = E_{pto} - E_{perd} \quad (F.11)$$

Sustituyendo las ecuaciones F.5 y F.10 en la ecuación F.11 se obtiene

$$E_{conv} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |F_e(\omega)|^2 \frac{R_{pto}(\omega) - \delta|Z_{pto}(\omega)|^2}{|Z_{neta}(\omega)|^2} d\omega \quad (F.12)$$

Para definir los parámetros de ajuste  $R_{pto}$  y  $X_{pto}$  ( $Z_{pto}$ ) del control reactivo que considera las pérdidas en el cobre se debe definir la siguiente función  $\gamma(\omega)$

$$\gamma(\omega) = 4\delta^2|Z_{int}(\omega)|^2 + 4\delta R_r(\omega) + 1 \quad (F.13)$$

Si sumamos y restamos  $|F_e(\omega)|^2\delta/(\gamma(\omega)-1)$  dentro del integrando de la ecuación se obtiene

$$E_{conv} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |F_e(\omega)|^2 \left( \frac{\delta}{\gamma(\omega) - 1} - \frac{\delta}{\gamma(\omega) - 1} + \frac{R_{pto}(\omega) - \delta|Z_{pto}(\omega)|^2}{|Z_{neta}(\omega)|^2} \right) d\omega \quad (F.14)$$

Para reducir la representación de la ecuación anterior se puede omitir la dependencia de  $\omega$  de las variables

$$E_{conv} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |F_e|^2 \left( \frac{\delta}{\gamma - 1} - \left( \frac{\delta}{\gamma - 1} - \frac{R_{pto} - \delta|Z_{pto}|^2}{|Z_{neta}|^2} \right) \right) d\omega \quad (F.15)$$

Sumando los dos últimos términos del integrando se obtiene

$$E_{conv} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |F_e|^2 \left( \frac{\delta}{\gamma - 1} - \frac{\delta|Z_{neta}|^2 - (\gamma - 1)(R_{pto} - \delta|Z_{pto}|^2)}{(\gamma - 1)|Z_{neta}|^2} \right) d\omega \quad (F.16)$$

El numerador del segundo término del integrando de la ecuación F.16 puede reescribirse de la siguiente manera

$$\delta|Z_{neta}|^2 - (\gamma - 1)(R_{pto} - \delta|Z_{pto}|^2) = |Z_{int}|^2 + \gamma|Z_{pto}|^2 - 2R_{pto}(R_r + 2\delta|Z_{int}|^2) + 2X_{pto}X_{int} \quad (F.17)$$

$$\delta|Z_{neta}|^2 - (\gamma - 1)(R_{pto} - \delta|Z_{pto}|^2) = \gamma \left( \frac{|Z_{int}|^2}{\gamma} + |Z_{pto}|^2 - 2R_{pto} \frac{R_r + 2\delta|Z_{int}|^2}{\gamma} + 2X_{pto} \frac{X_{int}}{\gamma} \right) \quad (F.18)$$

Completando los cuadrados de la ecuación en función de  $R_{pto}$  y  $X_{pto}$  sabiendo que  $|Z_{pto}|^2 = R_{pto}^2 + X_{pto}^2$  se obtiene

$$\begin{aligned} \delta|Z_{neta}|^2 - (\gamma - 1)(R_{pto} - \delta|Z_{pto}|^2) = \\ \gamma \left( R_{pto}^2 - 2R_{pto} \frac{R_r + 2\delta|Z_{int}|^2}{\gamma} + \left( \frac{R_r + 2\delta|Z_{int}|^2}{\gamma} \right)^2 + X_{pto}^2 + 2X_{pto} \frac{X_{int}}{\gamma} + \left( \frac{X_{int}}{\gamma} \right)^2 + \dots \right. \\ \left. \dots + \frac{|Z_{int}|^2}{\gamma} - \left( \frac{R_r + 2\delta|Z_{int}|^2}{\gamma} \right)^2 - \left( \frac{X_{int}}{\gamma} \right)^2 \right) \quad (F.19) \end{aligned}$$

Factorizando la ecuación F.19

$$\begin{aligned} \delta|Z_{neta}|^2 - (\gamma - 1)(R_{pto} - \delta|Z_{pto}|^2) = \\ \gamma \left( \left( R_{pto} - \frac{R_r + 2\delta|Z_{int}|^2}{\gamma} \right)^2 + \left( X_{pto} + \frac{X_{int}}{\gamma} \right)^2 + \frac{|Z_{int}|^2}{\gamma} - \left( \frac{R_r + 2\delta|Z_{int}|^2}{\gamma} \right)^2 - \left( \frac{X_{int}}{\gamma} \right)^2 \right) \quad (F.20) \end{aligned}$$

Los últimos tres términos a la derecha de la igualdad de la ecuación F.20 se pueden simplificar de la siguiente manera

$$\frac{|Z_{int}|^2}{\gamma} - \left( \frac{R_r + 2\delta|Z_{int}|^2}{\gamma} \right)^2 - \left( \frac{X_{int}}{\gamma} \right)^2 = \frac{R_r^2}{\gamma} - \left( \frac{R_r + 2\delta|Z_{int}|^2}{\gamma} \right)^2 + \frac{X_{int}^2}{\gamma} - \left( \frac{X_{int}}{\gamma} \right)^2 \quad (F.21)$$

$$\frac{|Z_{int}|^2}{\gamma} - \left( \frac{R_r + 2\delta|Z_{int}|^2}{\gamma} \right)^2 - \left( \frac{X_{int}}{\gamma} \right)^2 = R_r^2 \frac{\gamma - 1}{\gamma^2} + X_{int}^2 \frac{\gamma - 1}{\gamma^2} - |Z_{int}|^2 \frac{4\delta^2|Z_{int}|^2 + 4\delta R_r}{\gamma^2} \quad (F.22)$$

$$\frac{|Z_{int}|^2}{\gamma} - \left( \frac{R_r + 2\delta|Z_{int}|^2}{\gamma} \right)^2 - \left( \frac{X_{int}}{\gamma} \right)^2 = \frac{\gamma - 1}{\gamma^2} (R_r^2 + X_{int}^2 - |Z_{int}|^2) \quad (F.23)$$

$$\frac{|Z_{int}|^2}{\gamma} - \left( \frac{R_r + 2\delta|Z_{int}|^2}{\gamma} \right)^2 - \left( \frac{X_{int}}{\gamma} \right)^2 = 0 \quad (F.24)$$

Sustituyendo F.24 en la ecuación F.20 se obtiene

$$\delta|Z_{neta}|^2 - (\gamma - 1)(R_{pto} - \delta|Z_{pto}|^2) = \gamma \left( \left( R_{pto} - \frac{R_r + 2\delta|Z_{int}|^2}{\gamma} \right)^2 + \left( X_{pto} + \frac{X_{int}}{\gamma} \right)^2 \right) \quad (F.25)$$

Finalmente sustituyendo la ecuación F.25 en la ecuación F.16

$$E_{conv} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |F_e|^2 \left( \frac{\delta}{\gamma - 1} - \frac{\gamma \left( \left( R_{pto} - \frac{R_r + 2\delta|Z_{int}|^2}{\gamma} \right)^2 + \left( X_{pto} + \frac{X_{int}}{\gamma} \right)^2 \right)}{(\gamma - 1)|Z_{neta}|^2} \right) d\omega \quad (F.26)$$

Para que se transfiera la máxima potencia al convertidor el segundo término del integrando de la ecuación F.26 debe ser cero y esto ocurre para

$$R_{pto}^{opt} = \frac{R_r + 2\delta|Z_{int}|^2}{\gamma} \quad (F.27)$$

$$X_{pto}^{opt} = -\frac{X_{int}}{\gamma} \quad (F.28)$$

En resumen el valor de la impedancia óptima del PTO para que se transfiera la máxima potencia al convertidor es

$$Z_{pto}^{opt}(\omega) = \frac{R_r(\omega) + 2\delta|Z_{int}(\omega)|^2 - jX_{int}(\omega)}{\gamma(\omega)} \quad (F.29)$$

y la energía óptima transferida al convertidor de potencia es

$$E_{conv}^{opt} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |F_e(\omega)|^2 \frac{\delta}{\gamma(\omega) - 1} d\omega \quad (F.30)$$

$$E_{conv}^{opt} = \frac{1}{8\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{|F_e(\omega)|^2}{R_r(\omega) + \delta|Z_{int}(\omega)|^2} d\omega \quad (F.31)$$

Para oleaje regular se puede obtener la potencia transferida al convertidor de potencia mediante la estrategia de control reactivo propuesta

$$P_c^{ACL} = \frac{\hat{F}_e^2}{4(R_r(\omega_0) + \delta|Z_{int}(\omega_0)|^2)} \quad (F.32)$$

Adicionalmente, se puede demostrar que la potencia transferida al convertidor mediante la aplicación del control reactivo óptimo ante oleaje regular es

$$P_c^{ACC} = (R_r(\omega_0) - \delta|Z_{int}(\omega_0)|^2) \frac{\hat{F}_e^2}{4R_r^2(\omega_0)} \quad (F.33)$$

De lo anterior se deduce que la relación o cociente de potencias entre el control reactivo que considera pérdidas y el control reactivo convencional ante oleaje regular es

$$\frac{P_c^{ACL}}{P_c^{ACC}} = \frac{R_r^2(\omega_0)}{R_r^2(\omega_0) - \delta^2|Z_{int}(\omega_0)|^4} \quad (F.34)$$

## G. VALIDACIÓN DE LA PLATAFORMA DE SIMULACIÓN

Para validar la plataforma de simulación desarrollada en Matlab® Simulink® hemos comparado los resultados de nuestros programas con los resultados simulados y experimentales presentados en el trabajo de Eriksson et al. (Eriksson, Waters, Svensson, Isberg y Leijon 2007) y en el trabajo de Bostrom y Leijon (Bostrom y Leijon 2011). Adicionalmente se han comparado los resultados simulados mostrados en el artículo de Hals et al. (Hals, Falnes y Moan 2011a) con los encontrados a través nuestros programas. Respecto a los trabajos elegidos para realizar la validación de la plataforma de simulación se debe comentar que a pesar de que se han desarrollado un gran número de prototipos de convertidores de energía de las olas en las últimas décadas, el número de publicaciones con reportes experimentales detallados es muy bajo. En este sentido y para los absorbedores puntuales, el grupo de investigación del proyecto Lysekil es uno de los pocos que presenta en publicaciones resultados donde se validan los modelos de simulación contra datos experimentales obtenidos mediante mediciones en campo (Lindroth y Leijon 2011).

En el artículo de Eriksson et al. (Eriksson, Waters, Svensson, Isberg y Leijon 2007) se presentan resultados simulados y experimentales para el sistema oscilante del proyecto Lysekil de la Universidad de Uppsala. El prototipo de convertidor de energía de las olas de Lysekil está compuesto de un generador lineal conectado por una línea flexible a la boya cilíndrica. El generador lineal está anclado sobre el lecho marino mediante resortes. La boya es un cilindro flotante de 3 m de diámetro y 0.4 m sumergido y el generador lineal es el mismo que se ha utilizado en esta tesis. Ambos se describen detalladamente en (Eriksson, Waters, Svensson, Isberg y Leijon 2007).

Las ecuaciones diferenciales que describen la posición del generador  $x(t)$  y la posición de la boya  $y(t)$  se describen a continuación:

$$(m_a^\infty + m_b)\ddot{y}(t) = f_e(t) - h(t) * y(t) - f_h(t) - f_w(t) \quad (\text{G.1})$$

$$m_g\ddot{x}(t) = f_w(t) - f_{pto}(t) - f_s(t) - f_{lim}(t) \quad (\text{G.2})$$

donde  $m_a^\infty$ ,  $m_b$  y  $m_g$  son la masa añadida infinita, la masa de la boya y la masa del generador

respectivamente,  $f_e(t)$  es la fuerza de excitación,  $h(t)$  es la respuesta impulsiva de la impedancia de radiación,  $f_h(t)$  es la fuerza hidrostática,  $f_w(t)$  es la fuerza de la línea flexible producida por un resorte de gran valor que conecta la boya al generador

$$f_w(t) = \begin{cases} k_w(y(t) - x(t)) & y(t) > x(t) \\ 0 & e.o.c \end{cases} \quad (G.3)$$

$f_{pto}(t)$  es la fuerza del PTO o generador lineal,  $f_s(t)$  es la fuerza del resorte que une al generador con el lecho marino y  $f_{lim}(t)$  es la fuerza del sistema limitador de excursión máxima.

El modelo del sistema oscilante se ha programado en Simulink<sup>®</sup> con la finalidad de comparar nuestros resultados con los del artículo de Eriksson et al. (Eriksson, Waters, Svensson, Isberg y Leijon 2007). Los parámetros hidrodinámicos se han determinado mediante el programa Wamit<sup>®</sup>. Durante los experimentos descritos en el artículo de Eriksson et al. (Eriksson, Waters, Svensson, Isberg y Leijon 2007) la carga eléctrica resistiva ha sido asignada en 2.2, 4.9 y 10  $\Omega$ . En el artículo mencionado la potencia absorbida obtenida mediante simulaciones y mediante mediciones en campo se representa gráficamente en función de la potencia de la ola incidente para varios estados del mar y para cada una de las cargas resistivas consideradas.

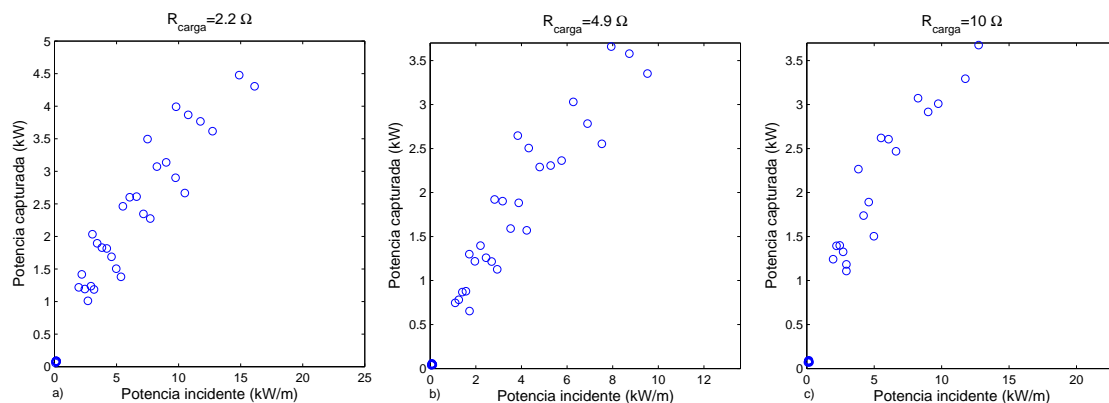


Fig. G.1: Potencia absorbida obtenida mediante simulaciones sobre la plataforma de simulación programada en Simulink<sup>®</sup> para oleajes irregulares considerando diferentes transportes de energía de la ola con carga eléctrica resistiva de a)  $R_{carga} = 2.2\Omega$ , b)  $R_{carga} = 4.9\Omega$  y c)  $R_{carga} = 10\Omega$

En la figura G.1 se muestran los resultados de potencia promedio capturada por el PTO obtenidos en la plataforma de simulación desarrollada para diferentes oleajes irregulares caracterizados a través de la potencia incidente y para las cargas resistivas consideradas. Los resultados mostrados en las figuras G.1-a, G.1-b y G.1-c son similares a los encontrados por Eriksson et al. (Eriksson, Waters, Svensson, Isberg y Leijon 2007) mediante simulaciones y mediante mediciones en campo mostradas en las figuras 5, 6 y 7 del artículo.

Por otra parte, hemos verificado el modelo del generador lineal incluyendo las pérdidas en el cobre, considerando los resultados experimentales y simulados encontrados por Bostrom y Leijon (Bostrom y Leijon 2011). En este artículo los autores validan el modelo del generador lineal del proyecto Lysekil contra mediciones de campo de la potencia en la carga en función de la velocidad del *translator* para resistencias de carga de 2.2 y 4.9  $\Omega$ .

En la figura G.2 se muestran los resultados obtenidos en nuestra plataforma de simulación. Se puede notar que los puntos de las gráficas de las figuras G.2-a y G.2-b están dentro de la nube de resultados presentados gráficamente en las figuras 4.a y 4.b del artículo de Bostrom y Leijon (Bostrom y Leijon 2011).

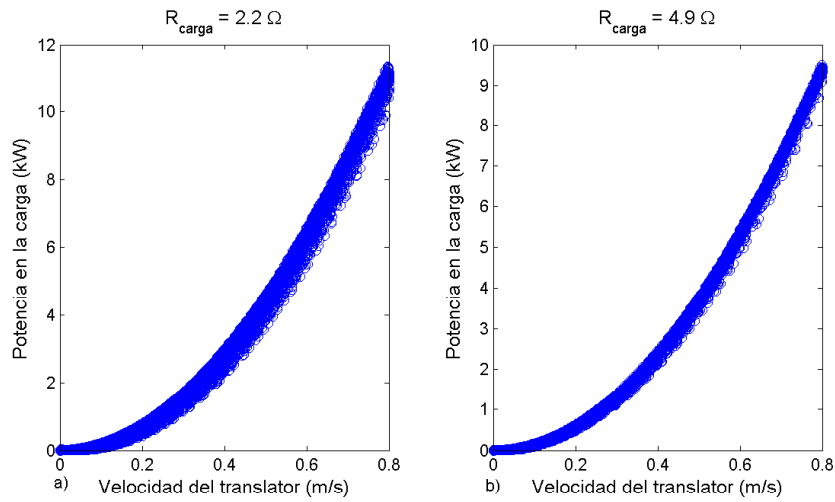


Fig. G.2: Potencia instantánea absorbida por la carga resistiva en función de la velocidad instantánea del translator para una carga de a)  $R_{carga} = 2.2 \Omega$  y b)  $R_{carga} = 4.9 \Omega$

Finalmente para constatar el buen funcionamiento de nuestra plataforma de simulación para diferentes estrategias de control hemos reproducido los resultados encontrados por Hals et al (Hals, Falnes y Moan 2011a) ante oleaje regular para las estrategias de control pasivo o *Resistive Loading* (RL), reactivo aproximado o *Approach Complex-Conjugate* (ACC) y control predictivo basado en modelo o *Model Predictive Control* (MPC). El sistema oscilante utilizado por Hals et al. es una boya semisumergida de radio 5 m donde el sistema PTO está atado a una referencia fija en el lecho marino.

La ecuación de movimiento para el modo de movimiento vertical de la esfera es:

$$(m + m_{\infty})\ddot{x}(t) + h(t) * \dot{x}(t) + f_h(t) = f_e(t) + f_{pto}(t) \quad (\text{G.4})$$

donde  $m_{\infty}$  y  $m$  son la masa añadida infinita y la masa de la boya respectivamente,  $f_e(t)$  es la fuerza de excitación,  $h(t)$  es la respuesta impulsiva de la impedancia de radiación,  $f_h(t)$  es la

fuerza de reacción hidrostática y  $f_{pto}(t)$  es la fuerza del sistema PTO o generador lineal. Los parámetros hidrodinámicos del sistema se han obtenido mediante el programa Wamit<sup>®</sup>.

Los resultados obtenidos en nuestra plataforma de simulación para oleaje regular de altura significativa de  $H_s = 1$  m y  $H_s = 3$  m variando el período de la ola desde 4 a 18 s se muestran en la figura G.3 y para las estrategias de control RL, ACC y MPC y *latching*.

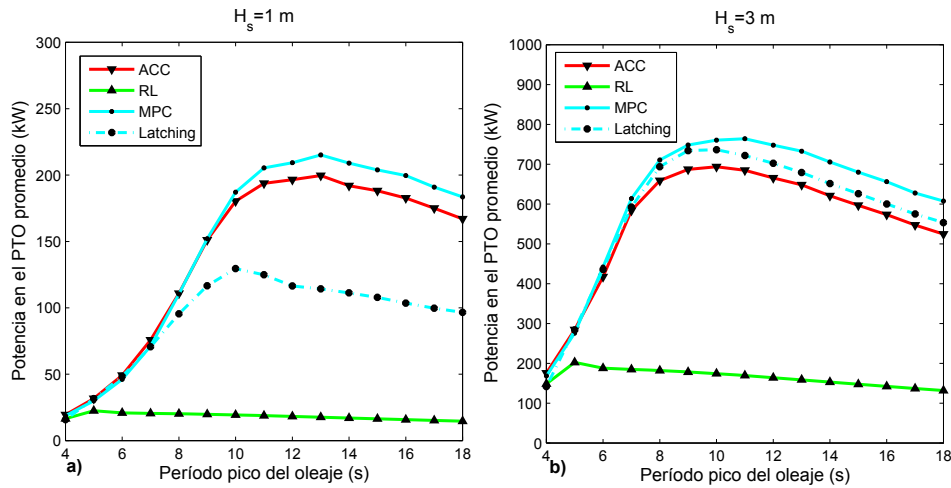


Fig. G.3: Potencia promedio absorbida por el PTO para el sistema oscilante usado por Hals et al (Hals, Falnes and Moan 2011a) obtenida mediante nuestros programas para las estrategias de control ACC, MPC, RL y *latching* ante oleaje regular de altura significativa a)  $H_s = 1$  m y b)  $H_s = 3$  m

Se puede notar que las gráficas de las figuras G.3-a y G.3-b son muy similares a las figuras 20 y 21 del trabajo de Hals et al (Hals, Falnes y Moan 2011a).

## REFERENCIAS

- Amon, E., T. Brekken, y A. Schacher (2012, May-June). Maximum power point tracking for ocean wave energy conversion. *IEEE Transactions on Industry Applications* 48(3), 1079–1086.
- Ariyur, K. y M. Krstic (2003). *Real-Time Optimization by Extremum-Seeking Control*. Wiley-Interscience.
- Babarit, A. y A. Clement (2006). Optimal latching control of a wave energy device in regular and irregular waves. *Applied Ocean Research* 28, 77–91.
- Babarit, A., G. Duclos y A. Clement (2004). Comparison of latching control strategies for a heaving wave energy device in random sea. *Applied Ocean Research* 26, 227–238.
- Babarit, A., M. Guglielmi y A. Clément (2009). Declutching control of a wave energy converter. *Ocean Engineering* (36), 1015–1024.
- Babarit, A., J. Hals, M. Muliawan, A. Kurniawan, T. Moan y J. Krokstad (2012). Numerical benchmarking study of a selection of wave energy converters. *Renewable Energy* 41, 44–63.
- Beirao, P., M. Mendes, D. Valerio y J. S. da Costa (2007). Control of the archimedes wave swing using neural networks. In *Proceedings of the 7th European Wave and Tidal Energy Conference EWTEC 2007*.
- Bjornstad, E. (2011, January). Control of wave energy converter with constrained electric power take off. Master's thesis, Norwegian University of Science and Technology.
- Boldea, I. y S. Nasar (1997). *Linear Electric Actuators and Generators*. Cambridge University Press.
- Bostrom, C. y M. Leijon (2011). Operation analysis of a wave energy converter under different load conditions. (245-250).
- Brekken, T. (2011). On model predictive control for a point absorber wave energy converter. In *IEEE Trondheim PowerTech*.



- Budal, K. y J. Falnes (1975). A resonant point absorber of ocean wave power. *Nature* 256, 478–479.
- Budal, K. y J. Falnes (1977). Optimum operation of improved wave power converter. *Marine Science Communications* (3), 133–159.
- Budal, K. y J. Falnes (1980). *Power From Sea Waves*. London: B. M. Count. Academic Press.
- Budal, K., J. Falnes, T. Hals, L. Iversen y T. Onshus (1981, september). Model experiment with a phase controlled point absorber. In *Proceedings of Second International Symposium on Wave and Tidal Energy*, Cambridge, UK, pp. 191–206.
- Budal, K., J. Falnes, L. Iversen, P. Lillebeken, P. Oltedal y T. Hals (1982, June). The norwegian wave-power buoy project. In *The second international symposium on wave energy utilization*, pp. 323–344.
- Candido, J. y P. Justino (2011). Modelling, control and pontryagin maximum principle for a two-body wave energy device. *Renewable Energy* (36), 1545–1557.
- Chaparría, V. E. (2004). *Obras Marítimas*. Editorial Universidad Politécnica de Valencia.
- Chen, C. T. S. (1999). *Linear System Theory and Design* (Third ed.). New York Oxford: Oxford University Press.
- Chinchilla, M., S. Arnaltes y J. C. Burgos (2006, March). Control of permanent-magnet generators applied to variable-speed wind-energy systems connected to the grid. *IEEE Transactions on Energy Conversion* 21(1), 130–135.
- Clement, A. y A. Babarit (2012). Discrete control of resonant wave energy devices. *Philosophical Transactions of Royal Society A* (270), 288–314.
- Clement, A., A. Babarit y G. Duclos (2006). Apparatus for converting wave energy into electric power. International patent WO 2006/040341 A1.
- Clément, A. y C. Maisondieu (1993, July). Comparison of time-domain control laws for a piston wave absorber. In *European Wave Energy Symposium*, pp. 117–122.
- Count, B. M. y E. R. Jefferys (1980). Wave power, the primary interface. In *Proceedings of the 13th Symposium on Naval Hydrodynamics*, pp. 1–10. Shipbuilding Research Association of Japan.
- Cretel, J., A. Lewis, G. Thomas y G. Lighthbody (2011, June). A critical assessment of latching as control strategy for wave-energy point absorbers. In *Proceedings of the twenty*

- first International Offshore and Polar Engineering Conference*, Hawaii, USA, pp. 680–686. International Society of Offshore and Polar Engineers.
- Cretel, J., G. Lightbody, G. Thomas y A. Lewis (2011, August). Maximisation of energy capture by a wave-energy point absorber using model predictive control. In *Preprints of the 18th IFAC World Congress*, pp. 3714–3721.
- Cruz, J. (2008). *Ocean Wave Energy. Current Status and Future Perspectives* (First ed.). Series in Green Energy and Technology. Springer.
- Cummins, W. (1962). The impulse response function and ship motions. *Schiffstechnik* 9, 101–109.
- Danielsson, O., M. Eriksson y M. Leijon (2006). Study of a longitudinal flux permanent magnet linear generator for wave energy converters. *International Journal of Energy Research* 30, 1130–1145.
- de la Villa Jaén, A., A. García Santana y D. Montoya (2013). Maximizing output power of linear generator for wave energy conversion. *International Transactions on Electrical Energy Systems*. Published online in Wiley Online Library.
- Eidsmoen, H. (1998). Tight-moored amplitude-limited heaving-buoy wave-energy converter with phase control. *Applied Ocean Research* 20, 157–161.
- Eriksson, M., R. Waters, O. Svensson, J. Isberg y M. Leijon (2007). Wave power absorption: Experiments in open sea and simulation. *Journal of Applied Physics* 102(084910).
- Evans, D. (1976). A theory for wave power absorption by oscillating bodies. *Journal of Fluid Mechanics* 77, 1–25.
- Evans, D. (1981). Maximum wave-power absorption under motion constraints. *Applied Ocean Research* 3(4), 200–203.
- Falcao, A. (2007). Phase control through load control of oscillating-body wave energy converters with hydraulic pto system. In *Proceedings of the seventh european wave and tidal energy conference*, Porto, Portugal.
- Falnes, J. (1995). On non-causal impulse response functions related to propagating water waves. *Applied Ocean Research* 17(6), 379–389.
- Falnes, J. (2001, June). Optimum control of oscillation of wave-energy converters. In *Proceedings of the Eleventh International Offshore and Polar Engineering Conference*,

- Stavanger, Norway, pp. 567–574. The International Society of Offshore and Polar Engineers.
- Falnes, J. (2004). *Oscillating Systems. Linear Interactions Including* (Second ed.). Cambridge University Press.
- Falnes, J. y K. Budal (1978). Wave-power conversion by point absorbers. *Norwegian Maritime Research* 6(4), 2–11.
- Falnes, J. y Z. Yu (1996). State-space modelling of a vertical cylinder in heave. *Applied Ocean Research. Elsevier* 17, 265–275.
- Faltinsen, O. (1990). *Sea Loads on Ships and Offshore Structures* (First ed.). Cambridge University Press.
- French, M. (1979). A generalized view of resonant energy transfer. *Journal of Mechanical Engineering Science* 21, 299–300.
- Fusco, F. y J. Ringwood (2010, July). Short-term wave forecasting for real-time control of wave energy converters. *Sustainable Energy, IEEE Transactions on* 1(2), 99–106.
- Fusco, F. y J. Ringwood (2013). A simple and effective real-time controller for wave energy converters. *IEEE Transactions on sustainable energy* 4(1), 21–30.
- García, A., D. Montoya y A. de la Villa Jaén (2011). Output power of linear generators under reactive control in regular waves. In *Nineth International Conference on Renewable Energies and Power Quality (ICREPO)*.
- Gieske, P. (2007). Model predictive control of a wave energy converter: Archimedes wave swing. Master's thesis, University of Technology Netherlands, Delft.
- Giroux, P., G. Sybille y H. Le-Huy (2001). Modelling and simulation of a distribution statcom using simulink's power system blockset. pp. 990–994. IEEE: IECON'01.
- Greenhow, M. y S. White (1997). Optimal heave motion of some axisymmetric wave energy devices in sinusoidal waves. *Applied Ocean Research* 19, 141–159.
- Guanche, R., V. Gomez, C. Vidal e I. Eguinoa (2013). Numerical analysis and performance optimization of a submerged wave energy point absorber. *Ocean Engineering* 59, 214–230.
- Guenther, D., D. Jones y D. Brown (1979). An investigative study of a wave-energy device. *Energy* 4, 299–306.

- Hals, J., T. Bjarne-Larsson y J. Falnes (2002, June). Optimum reactive control and control by latching of a wave-absorbing semisubmerged heaving sphere. In *Proceedings of twenty first international conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, Oslo, Norway.
- Hals, J., J. Falnes y T. Moan (2011a, August). A comparison of selected strategies for adaptive control of wave energy converters. *J. Offshore Mechanics and Arctic Eng.* 133, 031101–1,031101–12.
- Hals, J., J. Falnes y T. Moan (2011b, February). Constrained optimal control of a heaving buoy wave-energy converter. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering of ASME* 133(1), 0114011–01140115.
- Hoskin, R. y N. Nichols (1986). *Utilization of Ocean Waves: Wave to energy conversion*, Chapter Optimal strategies for phase control of wave energy devices, pp. 184–199. New York: M. McCormick y Y. Kim. American Society of Civil Engineering.
- Kirk, D. (2004). *Optimal Control Theory. An Introduction*. Dover Publications, Inc.
- Krause, P. (2002). *Analysis of Electric Machinery and Drive Systems* (Second ed.). IEEE Series on Power Engineering. IEEE.
- Lewis, F. y V. Syrmos (1995). *Optimal Control*. John Wiley and Sons, Inc.
- Li, B., R. Crozier y E. Macpherson (2011). Reactive causal control of a linear generator in irregular waves for wave power system. In *9th European Wave and Tidal Energy Conference. EWTEC 2011*.
- Lindroth, S. y M. Leijon (2011). Offshore wave power measurements - a review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 15, 4274–4285.
- Lopes, M., J. Hals, R. Gomes, T. Moan, L. Gato y A. Falcao (2009). Experimental and numerical investigation of non-predictive phase-control strategies for a point-absorbing wave energy converter. *Ocean Engineering* 36, 386–402.
- López, I., J. Andreu, S. Ceballos, I. Martínez e I. Kortabarria (2013). Review of wave energy technologies and the necessary power-equipment. *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 27, 413–434.
- McCabe, A., T. Stallard, N. Baker y H. Yavuz (2006, December). Estimation of the responses of axisymmetric bodies in spread irregular waves. *Ocean Engineering* 34, 1371–1382.

- Michel, W. H. (1999). Sea spectra revisited. *Marine Technology* 36(4), 211–227.
- Mundon, T., A. Murray, J. Hallam y L. Patel (2005). Causal neural control of a latching ocean wave point absorber. In *15th International Conference Artificial Neural Networks ICANN 2005*, pp. 423–429. Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
- Newman, J. (1976). The interaction of stationary vessels with regular waves. *Proc. 11th Symp. on Naval Hydrodynamics*, 491–501.
- Newman, J. N. (1977). *Marine Hydrodynamics*. The Massachusetts Institute of Technology.
- Nielsen, K. R. (2003). Development of recommended practices for testing and evaluating ocean energy systems. annex ii report 2003. Technical report, IEA Ocean Energy Systems.
- Pena, R., J. Clare y G. Asher (1996, May). Doubly fed induction generator using back-to-back PWM converters and its application to variable-speed wind-energy generation. *IEE Proceedings Electric Power Applications* 143(3), 231–241.
- Perdigao, J. (1998, Fevereiro). *Reactive-Control Strategies for an Oscillating-Water-Column Device*. Ph. D. thesis, Universidade Técnica de Lisboa - Instituto Superior Técnico - Engenharia Mecânica.
- Perdigao, J. y A. Sarmiento (2003). Overall-efficiency optimisation in OWC devices. *Applied Ocean Resources* 25(3), 157–166.
- Price, E. (2009, March). *New Perspectives on Wave Energy Converter Control*. Ph. D. thesis, The University of Edinburgh.
- Rhinefrank, K., E. Agamloh, A. von Jouanne, A. Wallace, J. Prudell, K. Kimble, J. Aills, E. Schmidt, P. Chan, B. Sweeny y A. Schacher (2006). Novel ocean energy permanent magnet linear generator buoy. *Renewable Energy* 31, 1279–1298.
- Richter, M. (2011, October). *Different Model Predictive Control Approaches for Controlling Point Absorber Wave Energy Converters*. Ph. D. thesis, Institute for System Dynamics. University Stuttgart.
- Richter, M., M. Magana, O. Sawodny y T. Brekken (2013, January). Nonlinear model predictive control of a point absorber wave energy converter. *IEEE Transactions on Sustainable Energy* 4(1), 118–126.
- Rossiter, J. (2004). *Model Based Predictive Control. A Practical Approach*. CRC Press.

- Salter, S., J. Taylor y N. Caldwell (2002). Power conversion mechanisms for wave energy. *Proc. Inst. Mech. Eng. M., J. Eng Maritime Environ.*, 1–27.
- Schoen, M., J. Hals y T. Moan (2008a, June). Robust control of heaving wave energy devices in irregular waves. In *16th Mediterranean Conference on Control and Automation*.
- Schoen, M., J. Hals y T. Moan (2008b, June). Wave prediction and fuzzy logic control of wave energy converters in irregular waves. In *16th Mediterranean Conference on Control and Automation*, pp. 767–772.
- Sjolte, J., C. M. Sandvik, E. Tedeschi y M. Molinas (2013). Exploring the potential for increased production from the wave energy converter lifesaver by reactive control. *Energies* 6, 3706–3733.
- Tedeschi, E., M. Carraro, M. Molinas y P. Mattavelli (2011, December). Effect of control strategies and power take-off efficiency on the power capture from sea waves. *IEEE Transactions on Energy Conversion* 26(4), 1088–1098.
- Valerio, D., P. Beirao y J. S. da Costa (2007, July). Feedback linearisation control applied to the archimedes wave swing. In *Mediterranean Conference on Control and Automation*.
- VanderMeulen, A. (2007, June). Novel control of a permanent magnet linear generator for ocean wave energy applications. Master's thesis, Oregon State University.
- Veigas, M. y G. Iglesias (2013). Wave and offshore wind potential for the island of tenerife. *Energy Conversion and Management* 76, 738–745.
- Wu, F., X. Zhang, P. Ju y M. Sterling (2008). Modelling and control of aws-based wave energy conversion system integrated into power grid. *IEEE Transactions on Power Systems* 23(3), 1196–1204.