

Diagnosticabilidad de Fallas de un Sistema de Generación Undimotriz^{*}

Alejandro G. González E.^{*} Cristina Verde^{**}
 Paul Maya-Ortiz^{***}

^{*} Instituto de Ingeniería, Universidad Nacional Autónoma de México,
 Ciudad Universitaria, Coyoacan México D.F.; C.P. 04510
 (e-mail: agonzaleze@iingen.unam.mx)

^{**} Instituto de Ingeniería, Universidad Nacional Autónoma de México,
 Ciudad Universitaria, Coyoacan México D.F.; C.P. 04510
 (e-mail: verde@unam.mx)

^{***} Facultad de Ingeniería, Universidad Nacional Autónoma de
 México, Ciudad Universitaria, Coyoacan México D.F.; C.P. 04510
 (e-mail: paulm@unam.mx)

Resumen: Se presenta un análisis de condiciones de detectabilidad y aislabilidad de fallas en un Sistema de Generación Undimotriz utilizando herramientas de sistemas lineales. Se toma como caso de estudio un convertidor basado en el Archimedes Wave Swing considerando dos casos, el primero con el flotador en libertad y en el segundo con un sistema de control de velocidad orientado a mejorar la captura de energía. Las fallas contempladas son variaciones de valores en los mecanismos de ajuste de amortiguamiento y sintonización de frecuencia natural del flotador, y una falla multiplicativa del sensor de velocidad. Se supone mediciones de posición, velocidad y fuerza del oleaje sobre el sistema. Los resultados utilizando el modelo lineal muestran que la detectabilidad y aislabilidad se dificultan al incluir la acción de control. Por último, se realizan simulaciones en Matlab/Simulink comparando mediciones del modelo nominal con las del modelo con fallas. Los resultados obtenidos son comparados con los esperados del análisis teórico, lo que permite establecer ventajas y limitaciones de las herramientas utilizadas desde un punto de vista de diagnóstico.

Palabras claves: Detección y Aislamiento de Fallas, Sistemas Electromecánicos, Generación Undimotriz.

1. INTRODUCCIÓN

Los sistemas de control para convertidores de energía de olas (WEC, *Wave Energy Converter*) se orientan fundamentalmente a la extracción máxima de energía y a la minimización de los efectos de variaciones del oleaje en su suministro (Falnes, 2002; Penalba et al., 2017). En la actualidad no existe un consenso sobre el mecanismo más eficiente para la conversión de energía de olas (Magagna y Uihlein, 2015), por lo que se han desarrollado diversas topologías cuya clasificación puede consultarse en Hansen (2013), Pecher y Kofoed (2017) y Wang et al. (2018).

El concepto del *Archimedes Wave Swing* (AWS), atribuido a Fred Gardner (Wu et al., 2013), es una estructura sumergida compuesta por dos cilindros, uno fijo (silo) cubierto por uno móvil (flotador) que se mueve verticalmente de acuerdo al oleaje en la superficie (Fig. 1). Al pasar una ola su presión sobre el flotador lo hace descender comprimiendo el aire en el silo, luego de pasar la ola el aire se expande y el flotador asciende (Prado, 2013). El par silo-flotador conforma el tanque principal, que también incluye un cilindro de nitrógeno que actúa como un resorte acoplado al flotador y un Generador Lineal

de Imán Permanente (LPMG, *Linear Permanent Magnet Generator*) para la obtención de energía eléctrica. El resto de la estructura incluye mecanismos de bombeo de aire y agua desde y hacia tanques secundarios que permiten sintonizar la frecuencia de resonancia del movimiento del flotador. Además, para ajustar su amortiguamiento se tiene un mecanismo de frenos de agua (Beirao, 2007).

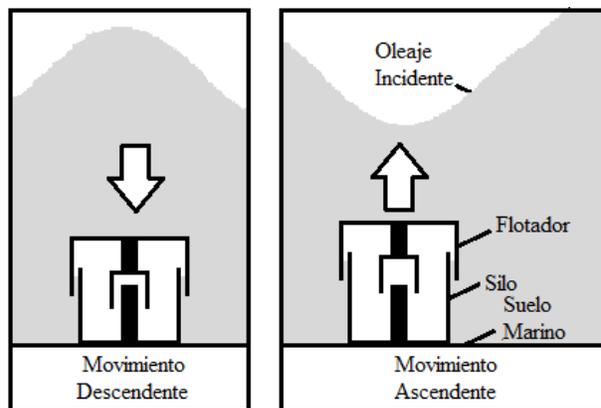


Figura 1. Principio de funcionamiento del AWS

Estudios previos del AWS reportan experimentos con un prototipo a gran escala a fin de analizar su desempeño en

^{*} Investigación realizada gracias a: Programa UNAM-PAPIIT IT100519DGPA-UNAM, CEMIE-Océano y CONACYT.

condiciones ambientales (Prado et al., 2006; Prado, 2013). Asimismo, se han diseñado diversos sistemas de control para maximizar la extracción de energía del oleaje, tales como un control predictivo de modelo por Gieske (2007), y linealización por realimentación (*feedback linearization*) por Beirao (2007) que considera detalles importantes sobre el modelo del convertidor, y Wu et al. (2013) que además toma en cuenta la interacción del generador con la red eléctrica.

Pese a la ausencia de estudios orientados al diagnóstico de fallas en WECs basados en el AWS, en otras estructuras se puede destacar el análisis de daños y efectos (FMEA, *Failure Mode and Effect Analysis* (Blanke et al., 2016)) por Chandrasekaran y Raghavi (2015), donde describen resultados experimentales en un prototipo de absorbedor puntual, constituido por un brazo mecánico conectado al flotador y acoplado a un generador mediante un tren de engranajes. Las fallas señaladas incluyen incapacidad del flotador de proveer el desplazamiento deseado, trabas en la oscilación del brazo mecánico, ruptura en el pivote y ruptura de dientes en engranajes. Asimismo, Kamarlouei et al. (2018) revisan la tolerancia a fallas en diseños de diversos WECs, clasificándolos por niveles de mantenimiento.

La contribución del presente trabajo consiste en el análisis de un WEC para determinar la detectabilidad y aislabilidad de ciertas fallas utilizando una aproximación lineal del modelo. Las fallas contempladas son cambio en el volumen de agua en el silo, cambio en el ajuste de los frenos de agua y error en la ganancia del sensor de velocidad. La aproximación lineal permite utilizar herramientas provistas por Ding (2013) para detectabilidad y aislabilidad de fallas en sistemas lineales, así como el diseño de un sistema de control retroalimentado para la velocidad del flotador mediante el LPMG. Posteriormente se compara la detectabilidad y aislabilidad de las fallas seleccionadas considerando dos casos: sin acción de control y con acción de control mediante el LPMG. A fin de complementar el estudio se muestran simulaciones del modelo no lineal sistema con fallas en diversas condiciones de operación. Se analizan los resultados obtenidos y se establecen ventajas y desventajas del uso de la aproximación lineal del modelo del sistema desde un punto de vista de diagnóstico.

2. MODELO DEL WEC

Se describe el modelo del WEC bajo estudio y se obtiene su aproximación lineal.

2.1 Dinámica del Flotador

La dinámica del flotador es descrita por:

$$\dot{x} = v, \quad (1)$$

$$\dot{v} = \frac{1}{m_f + m_{add}} \left\{ F_K(x) + F_B(v) + F_{gen} + F_w \right\}, \quad (2)$$

donde m_f , x , v , representan la masa del flotador, su desplazamiento y velocidad en la dirección vertical, m_{add} la masa agregada por oscilación del cuerpo sumergido (Falnes, 2002) y las fuerzas sobre el flotador son F_w la fuerza del oleaje, y F_{gen} la fuerza del LPMG, y F_K y F_B agrupan las fuerzas elásticas y de amortiguamiento:

$$F_K = F_{HS} + F_{nitro} + F_{air} + F_{grav}, \quad (3)$$

$$F_B = F_{br} + F_{drag} + F_{WB}, \quad (4)$$

donde F_{HS} es la fuerza de la presión hidrostática, $F_{grav} = -m_f g$ el peso del flotador con $g = 9.8 \frac{m}{s^2}$, F_{nitro} la fuerza del cilindro de nitrógeno, F_{air} la fuerza del aire en el silo, F_{br} la fricción de las rolineras, F_{drag} la fuerza de arrastre. F_{WB} la fuerza de los frenos de agua. Éstas son descritas por Prado et al. (2006) como:

$$\begin{aligned} F_{HS} &= -S_f[\rho g(d_f + \eta_T - x) + p_{amb}], \\ F_{nitro} &= -S_n \bar{p}_n \left(\frac{\bar{V}_n}{V_{n0} - S_n x} \right)^\gamma, \\ F_{air} &= S_f \bar{p}_a \left(\frac{\bar{V}_a}{V_{a0} - V_w + S_f x} \right)^\gamma, \\ F_{drag} &= -\frac{1}{2} \rho S_f [C_{DUP} \mathbb{1}(v) + C_{DDW} \mathbb{1}(-v)] v|v|, \\ F_{WB} &= -\beta_{WB} v|v|, \quad F_{br} = -\mu_{br} F_{HOR} \operatorname{sgn}(v), \end{aligned} \quad (5)$$

donde S_f representa el área del flotador, d_f la profundidad del tope del flotador, η_T el nivel de la marea, p_{amb} la presión atmosférica, S_n el área del cilindro de nitrógeno, V_{n0} el volumen de nitrógeno para el flotador en posición media ($x = 0$), \bar{p}_n , \bar{V}_n la presión y el volumen de nitrógeno en la posición de equilibrio \bar{x} , $\gamma = 1.4$ el coeficiente de capacidad calórica, V_w el volumen de agua en el tanque principal, V_{a0} el volumen de aire en $x = 0$ y $V_w = 0$, \bar{p}_a , \bar{V}_a la presión interna y el volumen de aire en \bar{x} , μ_{br} el coeficiente de fricción de las rolineras, F_{HOR} la fuerza horizontal de la corriente, ρ la densidad del agua, $\operatorname{sgn}(\cdot)$ y $\mathbb{1}(\cdot)$ las funciones signo y escalón unitario, C_{DDW} y C_{DUP} los coeficientes de arrastre en ascenso y descenso, y β_{WB} el coeficiente de fricción de los frenos de agua.

Se considera que V_w , \bar{p}_a , y β_{WB} son constantes, F_w es medible y la acción de control puede ser realizada mediante la fuerza del generador F_{gen} (Gieske, 2007), (Wu et al., 2013).

Definiendo $z = [x \ v]^T$, $f_m(z) = F_K(z_1) + F_B(z_2)$ y considerando v como salida, el sistema definido por (1) y (2) es representado por (6) y (7), donde $B = [0 \ 1/(m_f + m_{add})]^T$, $u = F_{gen}$, y $d = F_w$:

$$\dot{z} = f_m(z) + Bu + Bd, \quad (6)$$

$$y = [0 \ 1]z. \quad (7)$$

2.2 Aproximación Lineal

En ausencia de oleaje la posición de equilibrio \bar{x} satisface:

$$\begin{aligned} p_a(\bar{x}) \left(\frac{\bar{V}_a}{V_{a0} - V_w + S_f \bar{x}} \right)^\gamma - \rho g(d_f + \eta_T - \bar{x}) + \\ p_{amb} - \frac{m_f g}{S_f} - \frac{S_n}{S_f} p_n(\bar{x}) \left(\frac{\bar{V}_n}{V_{n0} - S_n \bar{x}} \right)^\gamma = 0, \end{aligned} \quad (8)$$

donde el ajuste de $\bar{p}_a = p_a(\bar{x})$ y V_w se hace tal que $\bar{x} = 0$.

Dado el punto de equilibrio $\bar{z} = [\bar{x} \ 0]^T$ se buscó una aproximación lineal de la forma:

$$\Delta \dot{z} = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -\frac{k}{m_t} & -\frac{b}{m_t} \end{bmatrix} \Delta z + \begin{bmatrix} 0 \\ \frac{1}{m_t} \end{bmatrix} (\Delta u + \Delta d), \quad (9)$$

$$\Delta y = [0 \quad 1] \Delta z, \quad (10)$$

donde $m_t = m_f + m_{add}$, y Δz , Δu , Δd representan variaciones respecto al punto de equilibrio.

Se determina k por aproximación por serie de Taylor de F_K , mientras b se calcula con valores obtenidos de simulaciones de $F_B(t)$ y $v(t)$ mediante (Gieske, 2007):

$$k = \left. \frac{\partial F_K}{\partial z} \right|_{z=\bar{z}}, \quad b = \frac{\frac{1}{T} \int_{t_0}^{t_0+T} |F_B(t)| dt}{\frac{1}{T} \int_{t_0}^{t_0+T} |v(t)| dt}. \quad (11)$$

Asimismo la frecuencia natural de oscilación es:

$$\omega_n = \sqrt{\frac{k}{m_f + m_{add}}}. \quad (12)$$

3. DETECTABILIDAD Y AISLABILIDAD DE FALLAS EN SISTEMAS LTI

Sea el sistema:

$$\dot{x} = (A + \Delta A_F)x + (B + \Delta B_F)u + E_f f, \quad (13)$$

$$y = (C + \Delta C_F)x + (D + \Delta D_F)u + F_f f, \quad (14)$$

donde f son las *fallas aditivas*, y las *fallas multiplicativas* están dadas por:

$$\Delta M_F = \sum_{i=1}^{l_M} M_i \theta_{M_i}, \quad (15)$$

donde M es una de las matrices $\{A, B, C, D\}$, l_M el número de fallas asociadas a M , M_i una matriz de las mismas dimensiones de M que indica los términos afectados por la falla $\theta_{M_i} = \theta_{M_i}(t) \in \mathbb{R}$, Ding (2013) plantea plantea las siguientes herramientas para determinar la detectabilidad y aislabilidad de fallas.

3.1 Función de Transferencia de Sensibilidad de Falla

Dada una falla multiplicativa θ_{M_i} , su *función de transferencia de sensibilidad de falla*, $G_{M_i}(s)$, satisface la relación:

$$\left. \frac{\partial Y(s)}{\partial \theta_{M_i}} \right|_{\theta_{M_i}=0} = G_{M_i}(s)U(s). \quad (16)$$

Para fallas multiplicativas en las matrices A y C se obtiene:

$$G_{\theta_{A_i}}(s) = C(sI - A)^{-1}A_i(sI - A)^{-1}B, \quad (17)$$

$$G_{\theta_{C_i}}(s) = C_i(sI - A)^{-1}B. \quad (18)$$

3.2 Condiciones de Detectabilidad y Aislabilidad de Fallas

Sea ξ_i una falla con función de transferencia de sensibilidad de falla $G_{\xi_i}(s)$, ésta es *detectable* si y sólo si:

$$G_{\xi_i}(s) \neq 0, \quad (19)$$

y existe $U(s)$ tal que $G_{\xi_i}(s)U(s) \neq 0$ si ξ_i es multiplicativa.

Asimismo, dos fallas ξ_1, ξ_2 con matrices de transferencia de sensibilidad $G_{\xi_1}(s), G_{\xi_2}(s)$ son *aislables* si y sólo si:

$$Rg\{[G_{\xi_1}(s) \quad G_{\xi_2}(s)]\} = Rg\{G_{\xi_1}(s)\} + Rg\{G_{\xi_2}(s)\}. \quad (20)$$

4. CONTROL DE VELOCIDAD DEL FLOTADOR EN EL WEC

La velocidad de referencia que debe seguir el flotador para maximizar la captura de energía está dada por (Falnes, 2002):

$$v_{ref}(t) = \frac{1}{2b} F_w(t). \quad (21)$$

Dado $F_w(t) = F_{wMax} \sin(\omega_w t)$ se diseñó un controlador estabilizante (Youla et al., 1974) con un único lazo de retroalimentación y modelo de perturbación (Doyle et al., 1990) considerando las frecuencias ω_w para dar seguimiento a v_{ref} y $\omega_D \approx 3\omega_w$ con el fin de cancelar efectos de las no linealidades. Cabe señalar que se hizo esta elección después de evaluar resultados de simulación y observar que es la frecuencia con mayor efecto en la distorsión armónica.

5. DETECTABILIDAD Y AISLABILIDAD DE FALLAS EN EL WEC

5.1 Posibles Fallas y Perturbaciones en el WEC

En (5) se observa que la dinámica del flotador es afectada por cambios en η_T , p_{amb} , y F_{HOR} , cuyas variaciones son consideradas como posibles perturbaciones. La posición de equilibrio del flotador y la frecuencia de resonancia pueden ser afectadas por η_T y p_{amb} , mientras que las variaciones de F_{HOR} incidirían en el amortiguamiento del sistema. Asimismo, las incertidumbres en los coeficientes de arrastre y el coeficiente de fricción de las rolineras inciden en el amortiguamiento del sistema.

El WEC puede ser afectado por fallas tales como:

- *Perforación en el tanque principal o falla del mecanismo de bombeo de aire y agua*: ocasionaría una variación de volumen de agua el tanque principal, V_w , la cual modificaría la posición de equilibrio del flotador y su frecuencia natural de oscilación.
- *Funcionamiento errático de los frenos de agua*: alteraría el amortiguamiento del sistema limitando la captura de energía o permitiendo oscilaciones de amplitud tal que ocasionen choques del flotador con los límites físicos que le impone la estructura.
- *Fallas en sensores*: incidirían en el comportamiento del sistema de control y alterarían lecturas importantes para la supervisión del sistema.
- *Fallas en el generador*: afectaría la acción de control y limitaría la energía eléctrica que puede ser obtenida.

La variación de V_w tiene un efecto similar al de la variación de η_T o p_{amb} , no obstante se supone que las variaciones de los últimos no son considerables, ocurren en tiempos mucho mayores respecto al oleaje incidente y además pudiesen ser medidos a fin de hacer ajustes periódicos en el ajuste del controlador. Asimismo, los frenos de agua representan el componente que mayor amortiguamiento introduce sobre el flotador, por lo que las incertidumbres y perturbaciones sobre la fuerza de arrastre y la fricción de rolineras tienen un efecto de magnitud mucho menor.

Los sensores permiten estrategias de control en lazo cerrado, supervisar el comportamiento del sistema y detectar

las fallas mencionadas, lo cual se dificultaría en caso de fallas sobre ellos. Adicionalmente, el generador puede funcionar como actuador de acciones de control sobre el flotador y, es fundamental para la obtención en energía eléctrica.

Por motivos de privacidad industrial (Beirao, 2007) no fue posible acceder a aspectos que describen la fiabilidad de los componentes del AWS, que contribuirían a establecer con mayor profundidad la pertinencia de las fallas a escoger.

5.2 Fallas Seleccionadas

Contemplando las siguientes fallas:

- θ_{V_w} Cambio de volumen de agua en el silo.
- $\theta_{\beta_{WB}}$ Cambio en el ajuste de frenos de agua.
- θ_{v_m} Falla en el sensor de velocidad.

la representación en espacio de estados es de la forma:

$$\Delta \dot{z} = (A_0 + A_{V_w} \theta_{V_w} + A_{\beta_{WB}} \theta_{\beta_{WB}}) \Delta z + B (\Delta F_{gen} + \Delta F_w), \quad (22)$$

$$\Delta y = [0 \quad (1 + \theta_{v_m})] z, \quad (23)$$

donde A_0 es la matriz A del modelo nominal, y

$$A_{V_w} = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ -\frac{1}{m_t} & 0 \end{bmatrix}, \quad A_{\beta_{WB}} = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & -\frac{1}{m_t} \end{bmatrix}. \quad (24)$$

5.3 Diagnosticabilidad de Fallas en Lazo Abierto

Las matrices de transferencia de sensibilidad de θ_{V_w} , $\theta_{\beta_{WB}}$, y θ_{v_m} , con mediciones de x y v resultan:

$$G_{\theta_{V_w}} = \begin{bmatrix} H_0^2 \\ sH_0^2 \end{bmatrix}, \quad G_{\theta_{\beta_{WB}}} = \begin{bmatrix} sH_0^2 \\ s^2H_0^2 \end{bmatrix}, \quad G_{\theta_{v_m}} = \begin{bmatrix} 0 \\ sH_0 \end{bmatrix}, \quad (25)$$

con $H_0 = H_0(s) = 1/(m_t s^2 + bs + k)$. Dado que $G_{\theta_{V_w}}(s)$, $G_{\theta_{\beta_{WB}}}(s)$, $G_{\theta_{v_m}}(s)$ son distintas de cero se puede establecer con base en la condición en (19) que θ_{V_w} , $\theta_{\beta_{WB}}$, θ_{v_m} son detectables midiendo x y v , y conocidas F_{gen} y F_w .

Con base en los resultados en (25) y la condición en (20) θ_{V_w} y $\theta_{\beta_{WB}}$ no son aislables, mientras que si lo son las fallas en los pares $\{\theta_{V_w}, \theta_{v_m}\}$ y $\{\theta_{\beta_{WB}}, \theta_{v_m}\}$.

También se puede apreciar que, con base en los resultados anteriores, la incorporación del sensor de posición no tiene un efecto significativo en la detectabilidad de las fallas consideradas. Esto se puede atribuir al uso de la aproximación lineal del modelo del WEC, ya que un cambio del volumen de agua en el silo sin mantener la presión promedio del aire ocasionaría un cambio en \bar{x} .

5.4 Diagnosticabilidad de Fallas en Lazo Cerrado

La ecuación de estado del sistema de control retroalimentado con fallas está dada por:

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{z} \\ \Delta \dot{x}_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A - BD_c C & BC_c \\ -B_c C & A_c \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta z \\ \Delta x_c \end{bmatrix} \dots + \begin{bmatrix} BD_c \\ B_c \end{bmatrix} \Delta v_{ref} + \begin{bmatrix} B \\ 0 \end{bmatrix} \Delta F_w, \quad (26)$$

donde,

$$A = A_0 + A_{V_w} \theta_{V_w} + A_{\beta_{WB}} \theta_{\beta_{WB}}, \quad C = [0 \quad 1 + \theta_{v_m}], \quad (27)$$

y $\{A_c, B_c, C_c, D_c\}$ corresponden a la representación en espacio de estados del controlador.

Definiendo el vector de estado ampliado $x_a = [z^T \quad x_c^T]^T$ y tomando en cuenta (21), se puede reescribe (26) como:

$$\Delta \dot{x}_a = \bar{A} \Delta x_a + \left(\bar{B}_r \frac{1}{2b} + \bar{B}_d \right) \Delta F_w, \quad (28)$$

donde \bar{B}_r y \bar{B}_d multiplican a Δv_{ref} y ΔF_w en (26). El vector de mediciones incluye posición y velocidad del flotador:

$$\Delta y_a = \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 1 + \theta_{v_m} & 0 & \dots & 0 \end{bmatrix}}_{\bar{C}} \Delta x_a. \quad (29)$$

Se puede notar que a diferencia del caso en lazo abierto, θ_{v_m} afecta la ecuación de estado. Por otro lado, θ_{V_w} y $\theta_{\beta_{WB}}$ sólo afectan a \bar{A} , por lo que su detectabilidad puede ser determinada de la misma forma que en lazo abierto, mientras θ_{v_m} afecta a \bar{A} y \bar{C} .

De forma análoga al planteamiento de las matrices de sensibilidad de falla realizado por Ding (2013), se tiene:

$$\left. \frac{\partial \Delta Y_a(s)}{\partial \theta_{v_m}} \right|_{\theta_{v_m}=0} = \{ \bar{C}(sI - \bar{A})^{-1} \bar{A}_{\theta_{v_m}} (sI - \bar{A})^{-1} \bar{B} + \bar{C}_{\theta_{v_m}} (sI - \bar{A})^{-1} \bar{B} \} \bar{U}(s), \quad (30)$$

donde $\bar{B} = (\bar{B}_r/2b + \bar{B}_d)$, $\bar{U}(s) = \mathcal{L}\{\Delta F_w\}$, $\bar{A}_{\theta_{v_m}}$ y $\bar{C}_{\theta_{v_m}}$ son las matrices asociadas a θ_{v_m} en lazo cerrado.

En este sentido, las matrices de sensibilidad resultan:

$$G_{\theta_{V_w}}^{LC} = \begin{bmatrix} H_1 \\ sH_1 \end{bmatrix}, \quad G_{\theta_{\beta_{WB}}}^{LC} = \begin{bmatrix} sH_1 \\ s^2H_1 \end{bmatrix}, \quad G_{\theta_{v_m}}^{LC} = \begin{bmatrix} sF_2 \\ sH_3 \end{bmatrix}, \quad (31)$$

donde $H_i = H_i(s) = k_{H_i}(s^2 + \omega_w^2)(s^2 + \omega_D^2)F_i(s)$, $i = \{1, 3\}$. Los términos $F_i = F_i(s)$, $i = \{1, 2, 3\}$ son funciones de transferencia propias de fase mínima y k_{H_1} , k_{H_3} son ganancias constantes.

Un aspecto relevante en $G_{\theta_{V_w}}^{LC}(s)$ y $G_{\theta_{\beta_{WB}}}^{LC}(s)$ son los ceros de transmisión en $\pm j\omega_w$, lo que permite suponer que para oleaje regular de frecuencia angular ω_w ($F_w(t) = F_{wMax} \sin(\omega_w t)$) de presentarse variaciones de k o b que tiendan a un valor constante, las fallas θ_{V_w} y $\theta_{\beta_{WB}}$ sólo podrían ser detectadas en régimen transitorio.

Se puede apreciar que θ_{V_w} y $\theta_{\beta_{WB}}$ tampoco son aislables en lazo cerrado, pero cada una de ellas sí es aislable de θ_{v_m} . Se puede notar además que como el sensor de x no afecta el lazo de control, éste permite detectar en régimen estacionario el caso de θ_{v_m} correspondiente a una variación de ganancia del sensor de velocidad que tienda a un valor constante, ante F_w sinusoidal de frecuencia en torno a ω_w .

5.5 Análisis en el Dominio de la Frecuencia

Las matrices de sensibilidad de falla obtenidas son analizadas en el dominio de la frecuencia. Se comparan los

casos en lazo abierto y lazo cerrado utilizando los diagramas de valores singulares mostrados en la Fig. 2 ($\sigma\{\cdot\}$ denota valores en dB de los valores singulares, utilizados para favorecer la comparación). Los análisis se realizan en frecuencias entre 0.5 y 0.9 rad/s, que corresponde al intervalo indicado por Prado et al. (2006), donde la frecuencia de operación corresponde a $\omega_w \approx 0.63$ rad/s. Estos diagramas permiten realizar análisis cualitativos sobre el efecto de cada falla sobre las mediciones de x y v , de forma similar al planteamiento de Frank (1978) para el estudio de sensibilidad de un sistema LTI respecto a un parámetro.

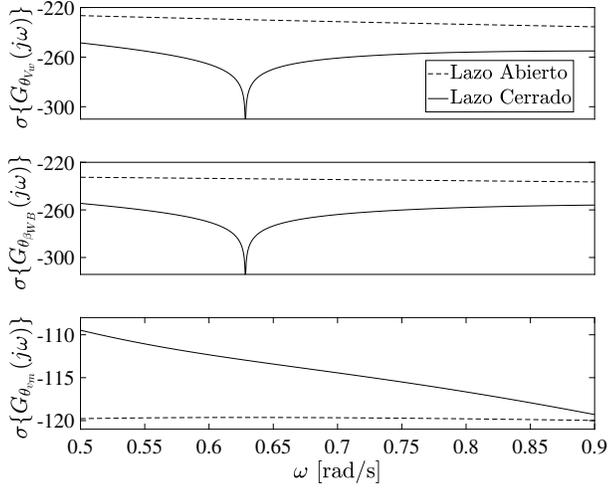


Figura 2. Diagramas de valores singulares

Se observa que la inclusión del lazo de control complica detectar θ_{V_w} y $\theta_{\beta_{WB}}$, particularmente en la frecuencia de operación debido a los ceros en $\pm j\omega_w$ que agrega el controlador. Los valores de ganancia en las curvas indican que variaciones de V_w y β_{WB} tienen un efecto más apreciable en el caso en lazo abierto.

Para θ_{v_m} en lazo abierto se puede interpretar de (25) que es detectable a partir del valor esperado de v , conocidas F_{gen} y F_w , sin incidir sobre el sensor de x , mientras que en lazo cerrado se puede ver en (31) que el controlador agrega ceros en la función de transferencia de sensibilidad del sensor de v , no así para el sensor de x . Estos cambios explican la mejora de la detectabilidad de θ_{v_m} al incluir el controlador a diferencia de las otras fallas. Evidentemente esta falla afecta el seguimiento a la velocidad de referencia.

5.6 Simulación del Sistema con Fallas

Se realizaron simulaciones en Matlab/Simulink con el modelo no lineal del WEC para complementar los análisis mostrados. Se simula el efecto de las fallas comparando su efecto en el sistema con el controlador (lazo cerrado) y sin controlador (lazo abierto). En las simulaciones se considera $F_w(t) = 0.9 \cdot 10^6 \sin(0.63t)$ N y se asignan valores tomados de Prado et al. (2006), Gieske (2007) y Wu et al. (2013). Las fallas simuladas son disminución de 5% de V_w (θ_{V_w}), disminución de 40% de β_{WB} ($\theta_{\beta_{WB}}$), y disminución de 10% en la ganancia del sensor de velocidad (θ_{v_m}).

La Fig. 3 muestra resultados activando y desactivando las fallas sin que coincidan, mientras que en la Fig. 4 se

imponen coincidencias. Se muestra para cada caso el error de las mediciones de x y v del modelo con fallas respecto a las modelo nominal (x_n y v_n). En las gráficas 0 representa falla inactiva y 1 falla activa.

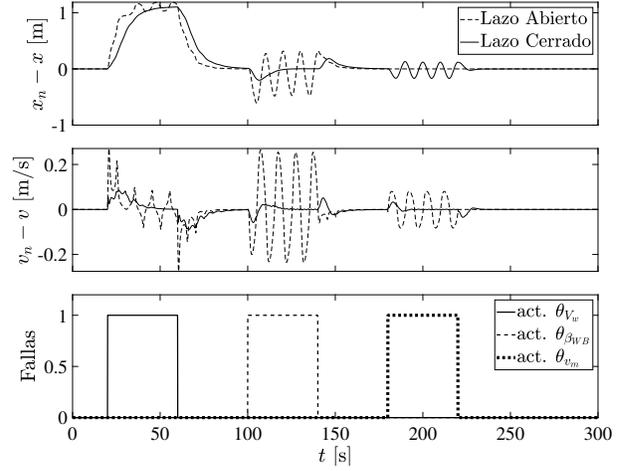


Figura 3. Evolución del error de posición y velocidad con fallas separadas

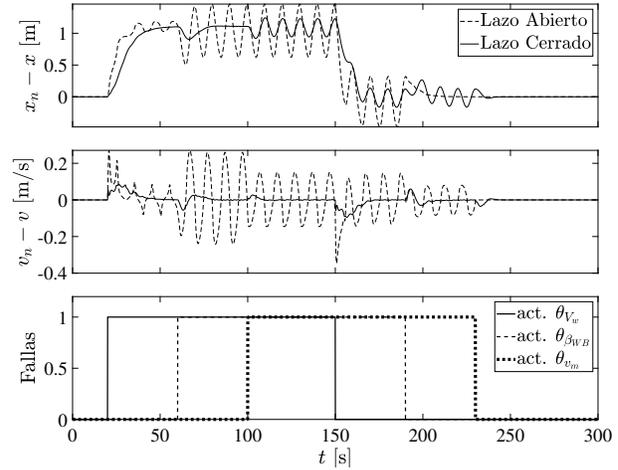


Figura 4. Evolución del error de posición y velocidad con fallas simultáneas

En los resultados θ_{V_w} es detectable mediante el sensor de posición para ambos casos mientras se mantiene activa, lo que contrasta con el resultado en la aproximación lineal, de acuerdo al cual θ_{V_w} sólo puede ser detectada en régimen estacionario en lazo abierto. Este resultado es atribuible a un cambio de posición de equilibrio del flotador bajo θ_{V_w} , que no es perceptible en la aproximación lineal.

Asimismo, se confirma que $\theta_{\beta_{WB}}$ sólo es detectable en régimen estacionario en lazo abierto, como se observó en el diagrama de valores singulares de $G_{\theta_{\beta_{WB}}}(s)$. Se observa también que θ_{v_m} es detectable en régimen estacionario con el sensor de velocidad en lazo abierto y con el de posición en lazo cerrado.

Adicionalmente se obtiene que θ_{V_w} es aislable de $\theta_{\beta_{WB}}$ en régimen estacionario en lazo abierto, lo que difiere del resultado con la aproximación lineal. Esto es atribuible al cambio en el punto de equilibrio causado por θ_{V_w} no apreciable en la aproximación. En presencia del lazo de control dichas fallas sólo son aislables en régimen

transitorio debido al desvanecimiento del efecto de $\theta_{\beta_{WB}}$. Finalmente, se puede notar que θ_{v_m} es aislable de θ_{V_w} en ambos casos, coincidiendo con el resultado con la aproximación lineal.

6. CONCLUSIONES

En este estudio se realizó un análisis de detectabilidad y aislabilidad de ciertas fallas en un Convertidor de Energía de Olas basado en el AWS, utilizando una aproximación lineal de la dinámica del flotador, considerando los casos con el flotador en libertad y con un sistema de control de velocidad. Los resultados obtenidos fueron comparados con simulaciones de las fallas, suponiendo su ocurrencia por separado y simultáneamente, lo que permitió apreciar ventajas y limitaciones de los análisis realizados sobre la aproximación lineal. Si bien se comprobó la detectabilidad de todas las fallas contempladas tal como se concluyó de la aproximación lineal, así como los resultados de aislabilidad en la mayoría de los casos de coincidencia de fallas, se observó que el cambio de la posición promedio del flotador ocasionado por la falla correspondiente a variación de nivel de agua en silo contribuye a su detectabilidad y aislabilidad en régimen estacionario, lo cual a diferencia del resto de las fallas consideradas difiere del análisis de la aproximación lineal del sistema.

Se corroboró la importancia del uso de múltiples sensores para la detectabilidad y aislabilidad de fallas, particularmente el uso de un sensor de posición además del sensor de velocidad, así como las dificultades que ocasiona para tal fin el uso de un sistema de control retroalimentado. No obstante, el controlador diseñado permitió reducir el efecto de distorsión armónica introducida por no linealidades del sistema, lo cual permite atenuar efectos sobre la respuesta que pudiesen solaparse con los efectos a otras frecuencias de algunas fallas, además de deteriorar el desempeño del sistema.

REFERENCIAS

- Beirao, P. (2007). *Modelling and Control of a Wave Energy Converter: Archimedes Wave Swing*. Ph.D. thesis, Lisboa, Portugal.
- Blanke, M., Kinnaert, M., Lunze, J., y Staroswiecki, M. (2016). *Diagnosis and Fault-Tolerant Control*. Springer-Verlag.
- Chandrasekaran, S. y Raghavi, B. (2015). Design, Development and Experimentation of Deep Ocean Wave Energy Converter System. *Energy Procedia*, 79, 634 – 640. 2015 International Conference on Alternative Energy in Developing Countries and Emerging Economies.
- Ding, S. (2013). *Model-Based Fault Diagnosis Techniques*. Springer-Verlag.
- Doyle, J., Francis, B., y Tannenbaum, A. (1990). *Feedback Control Theory*. Macmillan Publishing Co.
- Falnes, J. (2002). *Ocean Waves and Oscillating Systems: Linear Interaction including Wave-Energy Extraction*. Cambridge University Press.
- Frank, P. (1978). *Introduction to System Sensitivity Theory*. Academic Press, Inc.
- Gieske, P. (2007). *Model Predictive Control of a Wave Energy Converter: Archimedes Wave Swing*. Master's thesis, Delft University of Technology, Delft, Netherlands.
- Hansen, R.H. (2013). *Design and Control of the PowerTake-Off System for a Wave Energy Converter with Multiple Absorbers*. Ph.D. thesis, Aalborg, Denmark.
- Kamarlouei, M., Gaspar, J., Soares, C.G., Cruz, B., y Mendes, M. (2018). A review of fault tolerant design in wave energy converters. In *Advances in Renewable Energies Offshore: Proceedings of the 3rd International Conference on Renewable Energies Offshore (RENEW 2018), October 8-10, 2018, Lisbon, Portugal*, 369. CRC Press.
- Magagna, D. y Uihlein, A. (2015). Ocean energy development in europe: Current status and future perspectives. *International Journal of Marine Energy*, 11, 84 – 104.
- Pecher, A. y Kofoed, J.P. (2017). *Handbook of Ocean Wave Energy*. Springer International Publishing.
- Penalba, M., Giorgi, G., y Ringwood (2017). Mathematical modelling of wave energy converters: A review of nonlinear approaches. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 78, 1188–1207.
- Prado, M. (2013). Case study of the Archimedes Wave Swing (AWS) direct drive wave energy pilot plant. In M. Mueller y H. Polinder (eds.), *Electrical Drives for Direct Drive Renewable Energy Systems*, volume 2, chapter 9, 195–218. Springer, Berlin/Heidelberg, Alemania.
- Prado, M., Gardner, F., Damen, M., y Polinder, H. (2006). Modelling and test results of the Archimedes Wave Swing. *Proceedings of The Institution of Mechanical Engineers Part A-journal of Power and Energy - PROC INST MECH ENG A-J POWER*, 220, 855–868.
- Wang, L., Isberg, J., y Tedeschi, E. (2018). Review of control strategies for wave energy conversion systems and their validation: the wave-to-wire approach. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 81, 366 – 379.
- Wu, F., Ju, P., Zhang, X., Qin, C., Peng, G.J., Huang, H., y Fang, J. (2013). Modeling, control strategy, and power conditioning for direct-drive wave energy conversion to operate with power grid. *Proceedings of the IEEE*, 101(4), 925–941.
- Youla, D., Bongiorno, J., y Lu, C. (1974). Single-loop feedback-stabilization of linear multivariable dynamical plants. *Automatica*, 10(2), 159 – 173.