

## Control pasivo de oscilaciones autoinducidas en turbinas flotantes

Piernikowska, S.<sup>a</sup>, Tomas-Rodriguez, M.<sup>b,\*</sup>, Livada, M.<sup>a</sup>

<sup>a</sup>School of Science & Technology, Department of Engineering de City St George's, University of London. Northampton Square. London EC1V 0HB. Reino Unido

<sup>b</sup>Departamento de Automática, Ingeniería Electrónica e Informática, Facultad de Ciencias Físicas, Universidad Complutense de Madrid, C/ José Gutiérrez Abascal, nº2, 28006, Madrid, España.

### Resumen

Este trabajo analiza el uso de una red mecánica pasiva basada en un inerter aplicada a una turbina eólica marina flotante de 5 MW tipo barcaza bajo condiciones de oscilaciones autoinducidas. Se propone la incorporación de un inerter acoplado a un amortiguador de masa sintonizada (TMD) en la góndola y se compara su desempeño con el de un TMD convencional. Los resultados muestran una mejora significativa en la estabilidad estructural, con tasas de supresión de vibraciones entre el 49 % y el 86 % en el rango crítico de velocidades de viento. Además, la configuración con inerter reduce la frecuencia natural global del sistema en más de un 56 %, evitando la pérdida de estabilidad asociada al amortiguamiento negativo. La solución propuesta demuestra una mejora frente al TMD clásico en la mitigación de inestabilidades autoinducidas.

*Palabras clave:* Sistemas de Energía, Sistemas Lineales, Vibración y análisis modal, Validación de modelos, optimización paramétrica.

### Passive control of self-excited floating wind turbine oscillations

#### Abstract

This work analyzes the use of a passive inerter-based network applied to a 5 MW barge-type floating offshore wind turbine under self-induced oscillation conditions. The incorporation of an inerter coupled with a tuned mass damper (TMD) in the nacelle is proposed, and its performance is compared with that of a conventional TMD. The results show a significant improvement in structural stability, with vibration suppression rates between 49 % and 86 % in the critical wind speed range. In addition, the inerter-based configuration reduces the global natural frequency of the system by more than 56 %, preventing the loss of stability associated with negative damping. The proposed solution demonstrates improvement over the classical TMD in mitigating self-induced instabilities.

*Keywords:* Energy systems, Linear systems, Vibration and modal analysis, Model validation, Parametric optimization.

## 1. Introducción

En las últimas décadas, la transición energética se ha acelerado como consecuencia del progresivo agotamiento de los combustibles fósiles y la necesidad de mitigar el cambio climático. En este escenario, la energía eólica marina ha adquirido un papel estratégico. Aunque la tecnología offshore convencional se considera madura, más del 80 % del recurso disponible se encuentra en aguas profundas donde las cimentaciones fijas no son viables. Las turbinas eólicas marinas flotantes (FOWTs) permiten explotar estos emplazamientos con vientos más intensos y regulares.

Desde el punto de vista del control, las FOWTs plantean un

doble reto: maximizar la captación de energía y garantizar la estabilidad estructural. La ausencia de anclaje rígido al fondo marino incrementa la sensibilidad frente a cargas aerodinámicas e hidrodinámicas variables, favoreciendo la aparición de oscilaciones autoinducidas asociadas al sistema rotor-plataforma y a las leyes de control de paso de pala.

El control estructural, heredado de la ingeniería civil, ya se ha utilizado para mitigar vibraciones excesivas, tradicionalmente mediante dispositivos pasivos instalados en la góndola. El amortiguador de masa sintonizada (TMD) ha sido la solución más extendida por su simplicidad y capacidad de disipación sin necesidad de aporte energético externo. Más recientemente, el inerter —elemento que genera una fuerza proporcional a la ace-

\* Autor para correspondencia: mtomas05@ucm.es

lación relativa entre sus terminales— ha ampliado las posibilidades de diseño, ya sea integrado en TMDs (configuraciones TMDI) o formando redes pasivas más complejas.

Diversos estudios realizados en plataformas tipo barcaza y tipo spar han demostrado que la incorporación de inerters mejora la reducción de desplazamientos y momentos estructurales, aunque puede implicar mayores demandas de carrera del dispositivo (43).

En este trabajo presenta una red pasiva basada en la integración de un inerter con el TMD ubicado en la góndola de una FOWT tipo barcaza. La comparación frente a un TMD convencional bajo condiciones de oscilaciones autoinducidas pone de manifiesto que la solución clásica resulta insuficiente, mientras que la configuración propuesta mejora de forma clara la estabilidad global del sistema.

## 2. Origen de las oscilaciones autoinducidas

La aparición de oscilaciones autoinducidas está estrechamente vinculada a la estrategia de control implementada durante el funcionamiento normal de la turbina eólica. En el caso de la turbina de 5 MW del NREL se distinguen tres regiones operativas.

En la Región I ( $0\text{ m/s}$  a  $V_{cut-in}$ ) no existe producción de energía y el sistema permanece en condición estacionaria.

La Región II ( $V_{cut-in}$  a  $V_{rated}$ ), correspondiente al régimen por debajo de la velocidad nominal (hasta  $11,4\text{ m/s}$ ), tiene como objetivo maximizar la captación de potencia, lo cual se logra mediante el control del par del generador.

En la Región III ( $V_{rated}$  a  $V_{cut-off}$ ), hasta  $25\text{ m/s}$ , la prioridad es la regulación de la potencia nominal y la limitación de cargas estructurales. Para ello se activa el control de paso de pala, coordinado con el control de par (33).

En turbinas eólicas marinas flotantes, las oscilaciones autoinducidas se manifiestan principalmente en la Región III. El control convencional tipo *pitch-to-feather* reduce el empuje aerodinámico estacionario y puede disminuir el amortiguamiento efectivo de la plataforma. Este efecto está relacionado con la sensibilidad del empuje frente a la velocidad del viento a la altura del buje. Cuando

$$\frac{\partial T}{\partial V} < 0, \quad (1)$$

el amortiguamiento global del sistema puede volverse negativo (17).

### 2.1. Modelo dinámico simplificado

Para analizar este fenómeno, la plataforma puede aproximarse como un sistema rígido de un grado de libertad en cabeceo. La ecuación de movimiento viene dada por:

$$(I_m + A_r)\ddot{\zeta} + (B_r + B_v)\dot{\zeta} + (C_h + C_l)\zeta = L_{HH}T \quad (2)$$

donde  $\zeta$  es el ángulo de cabeceo de la plataforma;  $I_m$  representa la inercia asociada al conjunto turbina–plataforma;  $A_r$  es la masa añadida debida a la radiación hidrodinámica;  $B_r$  y  $B_v$  corresponden a los términos de amortiguamiento en cabeceo asociados, respectivamente, a la radiación y al arrastre viscoso;

$C_h$  denota la rigidez hidrostática;  $C_l$  la contribución linealizada de las líneas de amarre;  $L_{HH}$  la altura del buje; y  $T$  el empuje aerodinámico generado por el rotor.

Definiendo el desplazamiento traslacional del buje como

$$x = L_{HH}\zeta, \quad (3)$$

la ecuación (2) puede reescribirse como

$$\frac{I_m + A_r}{L_{HH}^2}\ddot{x} + \underbrace{\left(\frac{B_r + B_v}{L_{HH}^2} + \frac{\partial T}{\partial V}\right)}_{C_x}\dot{x} + \frac{C_h + C_l}{L_{HH}^2}x = T_0 \quad (4)$$

donde  $T_0$  representa el empuje en el punto de linealización y  $V$  la velocidad media del viento en el disco del rotor.

El término  $\frac{\partial T}{\partial V}$  aparece explícitamente en el coeficiente de amortiguamiento total  $C_x$ . En la Región III, si se verifica

$$\left|\frac{B_r + B_v}{L_{HH}^2}\right| < \left|\frac{\partial T}{\partial V}\right|, \quad (5)$$

el amortiguamiento efectivo se hace negativo, dando lugar a inestabilidades autoinducidas.

Este fenómeno es característico de las turbinas eólicas flotantes y compromete la estabilidad estructural del conjunto góndola–torre–plataforma. En consecuencia, resulta imprescindible desarrollar estrategias específicas de control vibracional que compensen esta pérdida de amortiguamiento (17; 34; 31).

## 3. Descripción del modelo

En este estudio se emplea la turbina eólica de referencia de 5 MW del NREL montada sobre una plataforma flotante tipo barcaza. Se trata de una turbina tripala convencional, de velocidad variable y equipada con control de paso de pala del tipo *pitch-to-feather* (17). Este modelo constituye un estándar internacional ampliamente utilizado tanto en aplicaciones on-shore como off-shore (18; 19; 35; 23; 20; 40; 9; 13; 45).

### 3.1. Modelo de referencia con TMD

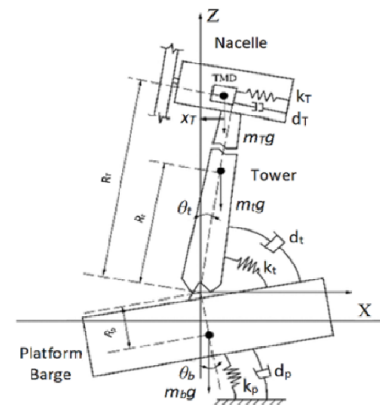


Figura 1: Esquema de la FOWT con plataforma tipo barcaza (7)

Las ecuaciones dinámicas del sistema mostrado en la Fig. 1 se obtienen a partir de primeros principios mediante las ecuaciones de Lagrange aplicadas a un sistema no conservativo con  $n$  coordenadas generalizadas (7). Se supone que la estructura está desacoplada de perturbaciones ambientales externas. La flexibilidad de la torre se modela como una viga rígida articulada en su base. Asimismo, se asume que el ángulo de cabeceo de la plataforma es inferior a  $10^\circ$  (9), lo que permite formular un modelo linealizado de tres grados de libertad (3DOFs) para la FOWT tipo barcaza:

$$\left\{ \begin{array}{l} I_p \ddot{\theta}_p = -d_p \dot{\theta}_p - k_p \theta_p - m_p g R_p \theta_p \\ \quad + k_t (\theta_t - \theta_p) + d_t (\dot{\theta}_t - \dot{\theta}_p) \\ I_t \ddot{\theta}_t = m_t g R_t \theta_t - k_t (\theta_t - \theta_p) \\ \quad - d_t (\dot{\theta}_t - \dot{\theta}_p) - m_T g (R_T \theta_t - x_T) \\ \quad - k_T R_T (R_T \theta_t - x_T) \\ \quad - d_T R_T (R_T \dot{\theta}_t - \dot{x}_T) \\ m_T \ddot{x}_T = k_T (R_T \theta_t - x_T) \\ \quad + d_T (R_T \dot{\theta}_t - \dot{x}_T) + m_T g \theta_t \end{array} \right. \quad (6)$$

Los parámetros del modelo son:  $I_p$  la inercia de la plataforma;  $m_p$  su masa;  $R_p$  la posición de su centro de masas;  $k_p$  y  $d_p$  la rigidez y amortiguamiento torsional de la plataforma;  $I_t$ ,  $m_t$ ,  $R_t$ ,  $k_t$  y  $d_t$  los correspondientes parámetros de la torre;  $m_T$  la masa del TMD instalado en la góndola;  $R_T$  la posición de su centro de masas;  $k_T$  y  $d_T$  su rigidez y amortiguamiento; y  $g$  la aceleración de la gravedad.

Para validar el modelo, se realiza un ensayo de respuesta libre considerando un modelo reducido de dos grados de libertad (2DOFs): el cabeceo de la plataforma y el desplazamiento en la parte superior de la torre (TTD). Algunos parámetros se toman directamente del archivo de entrada de OpenFAST:  $R_p = -0,281$  m,  $R_t = 64,2$  m,  $m_p = 5452000$  kg,  $m_t = 697460$  kg y  $g = 9,81$  m/s<sup>2</sup>.

Los parámetros a identificar son  $I_p$ ,  $k_p$ ,  $d_p$ ,  $I_t$ ,  $k_t$  y  $d_t$ . La estimación se realiza mediante el algoritmo de Nelder–Mead (16), empleando como función objetivo:

$$J = \sum (TTD - TTD_{spFA})^2 \quad (7)$$

donde  $TTD$  corresponde al modelo propuesto y  $TTD_{spFA}$  al obtenido de OpenFAST.

Una vez validado el modelo estructural, se procede a la identificación de  $k_T$  y  $d_T$  considerando el TMD activado en OpenFAST. Se fijan  $R_T = 90,6$  m y  $m_T = 40000$  kg.

Tabla 1: Parámetros del Modelo TMD

Parámetro	Unidades	Estimación	Optimización
$k_T$	$kg \cdot m^2/s^2$	4851.608	8947.108
$d_T$	$kg \cdot m^2/s$	10813.0489	8961.0353

Posteriormente, los parámetros del TMD se optimizan mediante un algoritmo de búsqueda generalizada por patrones

(GPS) (3; 26), con el objetivo de minimizar el desplazamiento en la parte superior de la torre. La Tabla 1 resume los valores estimados y optimizados.

### 3.2. Estructura con red basada en inerter

La configuración propuesta introduce una red mejorada basada en un inerter, extendiendo el TMD convencional instalado en la góndola. Su finalidad es contrarrestar las oscilaciones autoinducidas derivadas de la pérdida de amortiguamiento efectivo en la plataforma.

El inerter es un elemento mecánico cuya fuerza es proporcional a la aceleración relativa entre sus terminales (21):

$$F_{inerter} = b(a_2 - a_1) \quad (8)$$

donde  $b$  es la inercia.

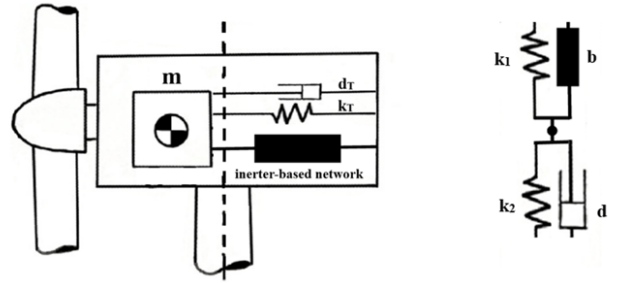


Figura 2: Red basada en inerter integrada en la góndola

En la red propuesta (Fig. 2) se introducen los parámetros adicionales: inercia  $b$ , rigideces  $k_1$  y  $k_2$ , y amortiguamiento  $d$ . La masa del sistema permanece igual a  $m_T$ , conservando el centro de masas en  $R_T$ .

La interconexión de fuerzas en la red cumple:

$$F_{inerter} + F_{spring,1} = F_{damper} + F_{spring,2} \quad (9)$$

La inclusión del inerter añade un cuarto grado de libertad al sistema. Los parámetros desconocidos se determinan mediante el algoritmo GPS, utilizando estimaciones iniciales obtenidas por un método de punto interior (IPM) (26). En el proceso de optimización se incluyen también  $k_T$  y  $d_T$ .

Tabla 2: Parámetros optimizados. Modelo con Inerter

Parámetro	Unidades	Valores Optimizados
$b$	kg	10000.73
$d$	$kg \cdot m^2/s$	65472.46
$k_1$	$kg \cdot m^2/s^2$	10000.004
$k_2$	$kg \cdot m^2/s^2$	999.99
$d_T$	$kg \cdot m^2/s$	10315.56
$k_T$	$kg \cdot m^2/s^2$	1388.45

Finalmente, la Fig. 3 compara la respuesta libre del sistema con TMD convencional frente a la configuración con red basada en inerter.

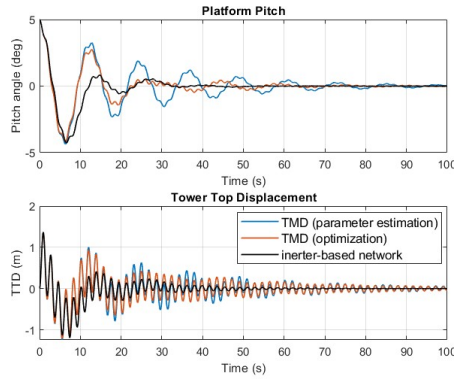


Figura 3: Respuesta libre: modelo con TMD + inerter frente a modelo con TMD

#### 4. Evaluación de la dinámica del sistema

La comparación entre el modelo equipado con la red pasiva basada en inerter y la configuración con TMD convencional pone de manifiesto una disminución significativa de las amplitudes tanto en el cabeceo de la plataforma como en el desplazamiento en la parte superior de la torre (TTD). A partir de esta mejora inicial, se analiza el comportamiento del sistema mejorado frente al fenómeno de oscilaciones autoinducidas. Para reproducir dicho fenómeno, se modifica el coeficiente de amortiguamiento efectivo de la plataforma según el procedimiento descrito en la Sección 2, empleando las estimaciones del amortiguamiento durante el ciclo normal de producción energética de la turbina (17).

##### 4.1. Estudio temporal del comportamiento dinámico

Se simula la respuesta del modelo con red basada en inerter en el intervalo operativo donde las oscilaciones autoinducidas resultan más críticas, esto es, para velocidades del viento comprendidas entre  $V_{rated}$  y aproximadamente 14–15 m/s. Este rango coincide con el cambio de objetivo en la ley de control.

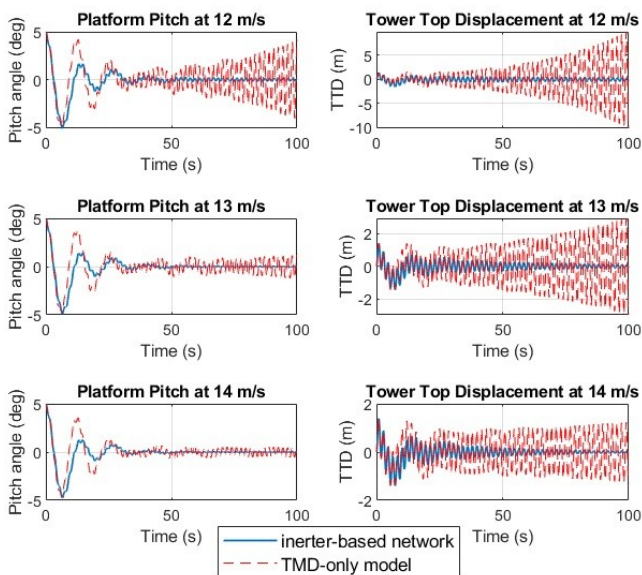


Figura 4: Comparación de la respuesta temporal del modelo con red basada en inerter frente al modelo con TMD convencional bajo oscilaciones autoinducidas.

La Fig. 4.1 presenta la evolución temporal de las variables dinámicas considerando un ángulo inicial de cabeceo de  $5^\circ$ .

Se aprecia claramente que la configuración propuesta reduce de forma notable la amplitud de las vibraciones. Para cuantificar esta mejora se emplea la tasa de supresión definida como:

$$\frac{SD(TTD_{TMD}) - SD(TTD_{\text{inerter-based network}})}{SD(TTD_{TMD})} \times 100 \% \quad (10)$$

donde  $SD$  denota la desviación estándar de la señal considerada.

Tabla 3: Porcentaje de supresión: red basada en inerter frente a TMD clásico

Velocidad del viento	12m/s	13m/s	14m/s	15m/s
Tasa de supresión [ %]	85.91	73.13	58.77	49.14

Asimismo, se analiza la trayectoria de los autovalores a lo largo del ciclo completo de producción, considerando velocidades entre 4 m/s y 24 m/s. La Fig. 5 muestra dicha evolución: los cuadrados rojos corresponden a bajas velocidades (4 m/s) y los diamantes rosas representan la condición de 24 m/s. El modelo con TMD estándar se representa en azul, mientras que la configuración con TMD más inerter aparece en negro.

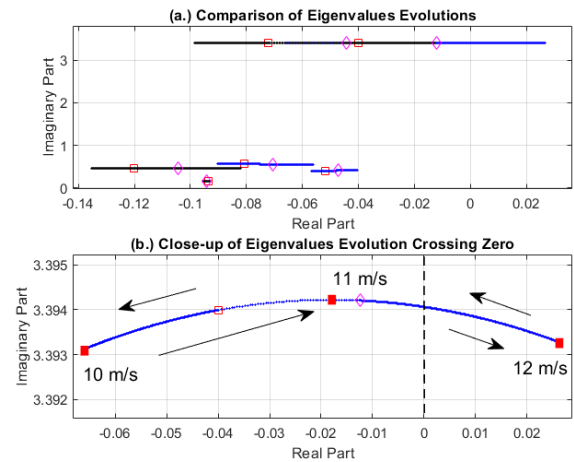


Figura 5: (a) Evolución de los autovalores para el modelo con TMD (azul) y con red basada en inerter (negro); (b) Detalle del autovalor que cruza el eje real en  $V_{rated}$  para el caso con solo TMD.

Se observa que, a diferencia del caso con TMD clásico, la trayectoria asociada a la red basada en inerter no atraviesa el eje real positivo. Esto indica que el sistema mantiene la estabilidad en todo el rango operativo, incluso en presencia de amortiguamiento negativo efectivo. En contraste, el modelo con solo TMD pierde estabilidad cuando el amortiguamiento global se vuelve negativo.

##### 4.2. Caracterización en el dominio de la frecuencia

Dado que la modificación estructural se introduce en la góndola, resulta pertinente examinar el comportamiento en frecuencia del sistema. La Fig. 6 compara los diagramas de Bode

a una velocidad de 12 m/s, condición donde el fenómeno auto-inducido es especialmente acusado.

Se definen las funciones de transferencia:

$$TF_1 = \frac{X_T(s)}{\Theta_t(s)}, \quad TF_2 = \frac{\Theta_p(s)}{X_T(s)}.$$

Aquí,  $TF_1$  relaciona el desplazamiento de la masa de la red en la góndola con la rotación de la torre, mientras que  $TF_2$  expresa la rotación de la plataforma respecto a dicha masa.

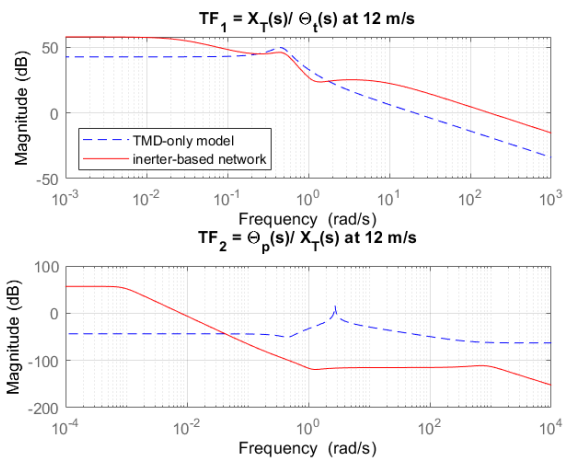


Figura 6: Diagramas de Bode: modelo con TMD (azul discontinuo) frente a modelo con red basada en inerter (rojo continuo).

Para evaluar cuantitativamente la atenuación observada en los picos de resonancia, se calcula la reducción porcentual de la frecuencia natural del modelo mejorado con respecto al modelo con solo TMD, en el intervalo de velocidades donde se manifiestan las oscilaciones autoinducidas (Tabla 4).

Tabla 4: Reducción porcentual de la frecuencia natural con red basada en inerter

Velocidad	11m/s	12m/s	13m/s	14m/s	15m/s
$TF_1$ [%]	15.02	13.87	14.27	14.52	14.66
$TF_2$ [%]	56.25	56.81	56.62	56.49	56.43

Se aprecia que la frecuencia natural asociada a  $TF_2$  se reduce en más del 50 %, lo que implica una modificación sustancial de la dinámica global y, por consiguiente, una posible disminución significativa de la fatiga estructural.

## 5. Conclusiones

En este trabajo se ha demostrado la eficacia de una red pasiva basada en inerter aplicada a turbinas eólicas marinas flotantes, con especial énfasis en el caso de la mitigación de oscilaciones autoinducidas.

En comparación con el TMD clásico, la solución propuesta mejora la estabilidad cuando aparecen condiciones de amortiguamiento negativo, y además reduce considerablemente las amplitudes de vibración y modifica la frecuencia natural del sistema.

Estos resultados evidencian que la incorporación del inerter mejora de manera global el desempeño dinámico de la FOWT, proporcionando una alternativa robusta frente a inestabilidades estructurales asociadas al régimen operativo nominal.

Los autores están desarrollando otras formas de incluir el inerter como dispositivo que mejora la estabilidad de estos sistemas además de contemplando modelos aero-hidro-servo mas completos.

## Agradecimientos

Parte de este trabajo se ha llevado a cabo con el apoyo financiero del Ministerio de Ciencia e Innovación de España, en el marco del proyecto MCI/AEI/FEDER número PID2021-123543OBC21.

## Referencias

- [1] Calderon, B., 2009. Design and optimization of a wind turbine tower by using a damper device. Master's thesis, Stuttgart University. DOI: N/A
- [2] Spencer, B. Sain, M.K., 1997. Controlling buildings: a new frontier in feedback. IEEE Control Systems Magazine 17, 19–35. DOI:10.1109/37.642972
- [3] Audet, C. Dennis, J.E. Jr., 2002. Analysis of generalized pattern searches. SIAM Journal on Optimization 13, 889–903. DOI:10.1137/S1052623400378742
- [4] Lin, C.C. Wang, J.F., 2013. Optimal design and practical considerations of tuned mass dampers for structural control. In: Design Optimization of Active and Passive Structural Control Systems. IGI Global, 126–149. DOI:10.4018/978-1-4666-2029-2.ch006
- [5] Lee, C.L., Chen, Y.T., Chung, L.L. Wang, Y.P., 2006. Optimal design theories and applications of tuned mass dampers. Engineering Structures 28, 43–53. DOI:10.1016/j.engstruct.2005.06.023
- [6] Villoslada, D., Santos, M. Tomás-Rodríguez, M., 2020. Inerter-based passive structural control for barge floating offshore wind turbines. IFAC-PapersOnLine 53, 12358–12363. DOI: 10.1016/j.ifacol.2020.12.1240
- [7] He, E.-M., Hu, Y.-Q. Zhang, Y., 2017. Optimization design of tuned mass damper for vibration suppression of a barge-type offshore floating wind turbine. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part M: Journal of Engineering for the Maritime Environment 231, 302–315. DOI: 10.1177/1475090216642466
- [8] Weber, F., Borchsenius, F., Distl, J. Braun, C., 2022. Performance of numerically optimized tuned mass damper with inerter (TMDI). Applied Sciences 12, 6204. DOI: 10.3390/app12126204
- [9] Stewart, G.M. Lackner, M.A., 2011. The effect of actuator dynamics on active structural control of offshore wind turbines. Engineering Structures 33, 1807–1816. DOI: 10.1016/j.engstruct.2011.02.007
- [10] Council, G.W.E., 2022. Floating offshore wind: a global opportunity. Global Wind Energy Council, 1–1. DOI: N/A
- [11] Adeli, H. Saleh, A., 1998. Integrated structural/control optimization of large adaptive/smart structures. International Journal of Solids and Structures 35, 3815–3830. DOI: 10.1111/exsy.12354
- [12] Adeli, H., Smart structures and building automation in the 21st century. In: International Conference Proceedings, pp. 1–1. DOI: N/A
- [13] Namik, H., Rotea, M. Lackner, M., 2013. Active structural control with actuator dynamics on a floating wind turbine. In: 51st AIAA Aerospace Sciences Meeting Including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition, p. 455. DOI: N/A
- [14] Enevoldsen, I. Mørk, K.J., 1996. Effects of a vibration mass damper in a wind turbine tower. Journal of Structural Mechanics 24, 155–187. DOI: 10.1080/08905459608905260
- [15] IEA, Global Energy Review 2021, 2021. DOI: N/A
- [16] Lagarias, J.C., Reeds, J.A., Wright, M.H. Wright, P.E., 1998. Convergence properties of the Nelder–Mead simplex method in low dimensions. SIAM Journal on Optimization 9, 112–147. DOI: 10.1137/S1052623496303470
- [17] Jonkman, J., 2008. Influence of control on the pitch damping of a floating wind turbine. 46th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, p. 1306. DOI: 10.2514/6.2008-1306

- [18] Jonkman, J., Butterfield, S., Musial, W. Scott, G., 2009. Definition of a 5-MW reference wind turbine for offshore system development. NREL Tech. Rep., Golden, CO. DOI: N/A
- [19] Jonkman, J.M., 2007. Dynamics modeling and loads analysis of an offshore floating wind turbine. University of Colorado at Boulder. DOI: N/A
- [20] Lackner, M.A. Rotea, M.A., 2011. Passive structural control of offshore wind turbines. *Wind Energy* 14, 373–388. DOI: N/A
- [21] Smith, M.C., 2002. Synthesis of mechanical networks: the inerter. *IEEE Transactions on Automatic Control* 47, 1648–1662. DOI: 10.1109/TAC.2002.803532
- [22] Rahman, M., Ong, Z.C., Chong, W.T., Julai, S. Khoo, S. Y., 2015. Performance enhancement of wind turbine systems with vibration control: A review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 51, 43–54. DOI: N/A
- [23] Santos, M. Tomás-Rodríguez, M., 2018. Floating offshore wind turbines: Controlling the impact of vibrations. 7th International Conference on Systems and Control, Valencia, Spain. DOI: N/A
- [24] Chen, M.Z. Hu, Y., 2019. Inerter and its application in vibration control systems. Springer. DOI: N/A
- [25] Chen, M.Z., Hu, Y., Huang, L. Chen, G., 2014. Influence of inerter on natural frequencies of vibration systems. *Journal of Sound and Vibration* 333, 1874–1887. DOI: N/A
- [26] Murtagh, P., Ghosh, A., Basu, B. Broderick, B., 2008. Passive control of wind turbine vibrations including blade/tower interaction and rotationally sampled turbulence. *Wind Energy* 11, 305–317. DOI: N/A
- [27] Ma, R., Bi, K. Hao, H., 2021. Inerter-based structural vibration control: a state-of-the-art review. *Engineering Structures* 243, 112655. DOI: N/A
- [28] Colwell, S. Basu, B., 2009. Tuned liquid column dampers in offshore wind turbines for structural control. *Engineering Structures* 31, 358–368. DOI: N/A
- [29] Piernikowska, S. Tomás-Rodríguez, M., 2022. Impact of inerter in vibrational control in floating offshore wind turbines. In: *Irakaskuntzaren Berrikuntza Kontrol Ingeniaritzan Itsas Energiari*, pp. 47–52. DOI: N/A
- [30] Piernikowska, S., Tomás-Rodríguez, M. Peñas, M.S., 2022. Floating offshore wind turbine stability study under self-induced vibrations. *Trends in Maritime Technology and Engineering*, pp. 445–450. DOI: N/A
- [31] Sarkar, S. Fitzgerald, B., 2020. Vibration control of spar-type floating offshore wind turbine towers using a tuned mass-damper-inerter. *Structural Control and Health Monitoring* 27, e2471. DOI: N/A
- [32] Burton, T., Jenkins, N., Sharpe, D. Bossanyi, E., 2011. *Wind Energy Handbook*. John Wiley Sons. DOI: N/A
- [33] Larsen, T.J. Hanson, T.D., 2007. A method to avoid negative damped low-frequency tower vibrations for a floating, pitch controlled wind turbine. In: *Journal of Physics: Conference Series* 75(1), p. 012073. DOI: N/A
- [34] Dinh, V.N. Basu, B., 2015. Passive control of floating offshore wind turbine nacelle and spar vibrations by multiple tuned mass dampers. *Structural Control and Health Monitoring* 22, 152–176. DOI: N/A
- [35] Hu, Y. Chen, M.Z., 2017. Passive structural control with inerters for a floating offshore wind turbine. In: 36th Chinese Control Conference (CCC), IEEE, pp. 9266–9271. DOI: N/A
- [36] Hu, Y., Wang, J., Chen, M.Z., Li, Z. Sun, Y., 2018. Load mitigation for a barge-type floating offshore wind turbine via inerter-based passive structural control. *Engineering Structures* 177, 198–209. DOI: N/A
- [37] Li, Z., Chen, M.Z. Hu, Y., 2021. Structural control of floating offshore wind turbines with inerter-based low-order mechanical networks. In: 2021 40th Chinese Control Conference (CCC), IEEE, pp. 105–111. DOI: N/A
- [38] Lackner, M.A. Rotea, M.A., 2011. Structural control of floating wind turbines. *Mechatronics* 21, 704–719. DOI: N/A
- [39] Smith, M.C., 2020. The inerter: a retrospective. *Annual Review of Control, Robotics, and Autonomous Systems* 3, 361–391. DOI: N/A
- [40] Zhang, Z. Høeg, C., 2021. Inerter-enhanced tuned mass damper for vibration damping of floating offshore wind turbines. *Ocean Engineering* 223, 108663. DOI: N/A
- [41] Fitzgerald, B., McAuliffe, J., Baisthakur, S. Sarkar, S., 2023. Enhancing the reliability of floating offshore wind turbine towers subjected to misaligned wind-wave loading using tuned mass damper inerters (TMDIs). *Renewable Energy* 211, 522–538. DOI: N/A
- [42] Sarkar, S. Fitzgerald, B., 2022. Fluid inerter for optimal vibration control of floating offshore wind turbine towers. *Engineering Structures* 266, 114558. DOI: N/A
- [43] Tomás-Rodríguez, M., Santos, M., 2019. Modelling and control of floating offshore wind turbines. *RIAI Revista Iberoamericana de Automatica e Informatica Industrial*, 16(4), pp. 381–390.
- [44] Villoslada D., Santos M., Tomás-Rodríguez M., 2022. TMD stroke limiting influence on barge-type floating wind turbines. *Ocean Engineering*, (248), 110781, ISSN 0029-8018, <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2022.110781>.
- [45] Tomas-Rodriguez, M., Feroz, K. Santos, M. 2019. Floating Offshore Wind Turbines Oscillations Damping. 10<sup>th</sup> EUROSIM Congress on Modelling and Simulation, Logroño, La Rioja, Spain. ISBN: 978-3-901608-92-6. DOI: 10.11128/arep.58