

Evaluación comparativa de los modelos DMST y LLFVW para la predicción del desempeño aerodinámico de turbinas eólicas de eje vertical

Comparative evaluation of DMST and LLFVW models for predicting the aerodynamic performance of vertical axis wind turbines

Raúl Alberto **Bernal Orozco**¹
Oliver Marcel **Huerta Chavez**²
Daniel Enrique **Constantino Recillas**³

Tecnológico Nacional de México,
Tecnológico de Estudios Superiores de Ecatepec,
División de Ingeniería Aeronáutica, MÉXICO

¹ ORCID: 0000-0002-1141-6357 / rbeorz@gmail.com

³ ORCID: 0000-0001-9806-9329 / danielcr@tese.edu.mx

Instituto Politécnico Nacional,
Sección de Estudios de Posgrado e Investigación,
Escuela Superior de Ingeniería Mecánica y Eléctrica Ticomán, MÉXICO

² ORCID: 0000-0002-2932-2033 / ohuertac@ipn.mx

<https://cientifica.site>

Recibido 5/01/2026, aceptado 20/02/2026.



Resumen

Las turbinas eólicas de eje vertical (VAWT) requieren modelos aerodinámicos eficientes que permitan predecir su desempeño con un costo computacional reducido, especialmente en etapas preliminares de diseño y análisis paramétrico. En este trabajo se presenta una evaluación comparativa de dos modelos aerodinámicos simplificados ampliamente utilizados: el modelo de Doble Tubo de Corriente Múltiple (DMST) y el modelo de Línea Sustentadora con Estela de Vórtices Libres (LLFVW). Ambos enfoques se aplican a una turbina tipo Darrieus-H de pequeña escala y se validan mediante datos experimentales reportados en la literatura. Se analizan dos configuraciones de modelado con distinto nivel de complejidad física, considerando la influencia de las pérdidas por inducción, la expansión de la estela y los efectos aerodinámicos no estacionarios. Los resultados muestran que el modelo DMST tiende a sobreestimar el coeficiente de potencia máximo y a desplazar el punto de operación óptimo hacia valores mayores de la razón de velocidad de punta (TSR), incluso cuando se incorporan correcciones por pérdidas en punta y factores de inducción variables. En contraste, el modelo LLFVW reproduce con mayor fidelidad la dinámica de la estela y los efectos no estacionarios, logrando un mejor acuerdo con los datos experimentales a lo largo de todo el rango operativo. En particular, el LLFVW captura con mayor precisión tanto la magnitud como la posición del pico de desempeño, identificándose como un modelo más confiable para la predicción aerodinámica de VAWTs.

Palabras clave: turbinas eólicas de eje vertical, energía eólica, desempeño aerodinámico, DMST, LLFVW.

Abstract

Vertical axis wind turbines (VAWTs) require efficient aerodynamic models that can predict their performance at a low computational cost, especially in the preliminary stages of design and parametric analysis. This paper presents a comparative evaluation of two widely used simplified aerodynamic models: the Double Multiple Stream Tube (DMST) model and the Lift Line with Free Vortex Trail (LLFVW) model. Both approaches are applied to a small-scale Darrieus-H turbine and validated using experimental data reported in the literature. Two modeling configurations with different levels of physical complexity are analyzed, considering the influence of induction losses, wake expansion, and unsteady aerodynamic effects. The results show that the DMST model tends to overestimate the maximum power coefficient and shift the optimum operating point toward higher tip speed ratio (TSR) values, even when corrections for tip losses and variable induction factors are incorporated. In contrast, the LLFVW model more accurately reproduces wake dynamics and non-stationary effects, achieving better agreement with experimental data across the entire operating range. In particular, the LLFVW more accurately captures both the magnitude and position of peak performance, identifying itself as a more reliable model for the aerodynamic prediction of VAWTs.

Index terms: vertical axis wind turbine, wind energy, aerodynamic performance, DMST, LLFVW.

I. INTRODUCCIÓN

La transición hacia sistemas energéticos más sostenibles ha impulsado el desarrollo y la adopción de tecnologías de generación eléctrica basadas en fuentes renovables. En este contexto, la energía eólica se ha consolidado como una de las alternativas más maduras y ampliamente implementadas a nivel mundial. No obstante, la mayor parte de las instalaciones eólicas comerciales emplean turbinas de eje horizontal, las cuales presentan limitaciones cuando se consideran aplicaciones a pequeña escala o entornos urbanos, donde predominan flujos altamente variables y restricciones espaciales.

En México, la expansión metropolitana y la densificación poblacional plantean retos adicionales para los esquemas convencionales de generación y distribución de energía. Proyecciones demográficas estiman que la población nacional alcanzará aproximadamente 138 millones de habitantes en 2030 y 146 millones en 2050 [1], mientras que una fracción significativa de los municipios presentará características predominantemente urbanas [2]. En este escenario, la integración de tecnologías de generación distribuida, incluyendo sistemas eólicos de pequeña escala, representa una alternativa relevante para complementar la matriz energética y fortalecer la resiliencia de los sistemas urbanos.

Las turbinas eólicas de eje vertical (VAWT) han resurgido como una opción de interés para este tipo de aplicaciones (Fig. 1), debido a su capacidad de operar independientemente de la dirección del viento, su configuración compacta y su potencial para funcionar bajo condiciones de flujo altamente turbulentas. Estas características las hacen particularmente atractivas para entornos urbanos y para esquemas de generación distribuida.

3

El diseño y análisis aerodinámico de las VAWT requiere herramientas que permitan predecir su desempeño de manera eficiente y con un costo computacional reducido. Si bien las simulaciones numéricas de alta fidelidad, como la dinámica de fluidos computacional (CFD), ofrecen un elevado nivel de detalle, su uso resulta limitado en etapas tempranas de diseño y en estudios paramétricos extensos. En este contexto, los modelos aerodinámicos simplificados desempeñan un papel fundamental al permitir evaluaciones rápidas del comportamiento de la turbina, manteniendo un equilibrio adecuado entre precisión y esfuerzo computacional.

En este trabajo se presenta una evaluación comparativa de dos de los modelos aerodinámicos simplificados más utilizados para el análisis de turbinas eólicas de eje vertical: el modelo de Doble Tubo de Corriente Múltiple (DMST) y el modelo de Línea Sustentadora con Estela de Vórtices Libres (LLFVW). El desempeño predictivo de ambos enfoques se analiza mediante su aplicación a una turbina tipo Darrieus-H y su validación con datos experimentales reportados en la literatura, con el objetivo de identificar sus alcances y limitaciones en distintos regímenes de operación.

II. MODELOS AERODINÁMICOS SIMPLIFICADOS

Los modelos aerodinámicos simplificados permiten estimar las fuerzas aerodinámicas y el desempeño global de una turbina eólica mediante una representación reducida del campo de flujo. En lugar de resolver directamente las ecuaciones completas de Navier-Stokes, estos modelos se apoyan en hipótesis físicas y relaciones semiempíricas que capturan los mecanismos dominantes del intercambio de cantidad de movimiento entre el rotor y el flujo incidente.

Su principal ventaja radica en el bajo costo computacional, lo que los hace adecuados para estudios comparativos, análisis paramétricos y validación preliminar de configuraciones geométricas. No obstante, su precisión depende del grado en que los supuestos adoptados representen adecuadamente los fenómenos aerodinámicos relevantes, particularmente en regímenes no estacionarios característicos de las turbinas eólicas de eje vertical (VAWT).

A. Modelo de Doble Tubo de Corriente Múltiple (DMST)

El modelo de Doble Tubo de Corriente Múltiple (Double–Multiple Streamtube, DMST) es una extensión del modelo clásico de tubo de corriente basado en la teoría del momentum de Rankine–Froude [3]. Esta formulación fue originalmente desarrollada para el análisis de hélices y rotores, y posteriormente adaptada al estudio de turbinas eólicas de eje horizontal y vertical. Su formulación combina la conservación unidimensional de la cantidad de movimiento con la teoría de elemento de pala (BET), permitiendo estimar el desempeño aerodinámico de turbinas eólicas de eje vertical (VAWT) con bajo costo computacional.

El modelo se fundamenta en las hipótesis de flujo incompresible, cuasi-estacionario y unidimensional dentro de cada tubo de corriente, asumiendo que no existe interacción lateral entre tubos adyacentes ni expansión radial de la estela. La estela no se modela explícitamente; su efecto se incorpora de manera implícita mediante el factor de inducción axial.

En este enfoque, la turbina se modela como un disco actuador permeable que induce una reducción de la velocidad del flujo a medida que extrae energía cinética del viento [4]. Para capturar la marcada asimetría del flujo en VAWT, el dominio se divide en dos regiones independientes: la mitad a barlovento (upwind) y la mitad a sotavento (downwind). Cada región se discretiza en múltiples tubos de corriente distribuidos azimutalmente, dentro de los cuales se resuelve localmente el equilibrio entre cargas aerodinámicas e inducción.

Para cada tubo de corriente, la interacción rotor–flujo se caracteriza mediante el factor de inducción axial a , que relaciona la velocidad en el plano del rotor U_i y la velocidad en la estela U_e con la velocidad de flujo libre U_∞ :

$$U_i = U_\infty(1 - a) \quad (1)$$

$$U_e = U_\infty(1 - 2a) \quad (2)$$

Desde la teoría del momentum lineal [5], el coeficiente de carga axial del tubo de corriente se expresa como:

$$C_T = 4a(1 - a) \quad (3)$$

En el modelo DMST, esta relación se aplica de manera independiente en las regiones a barlovento y sotavento, utilizando factores de inducción distintos a_u y a_d . La velocidad incidente en la región a sotavento se calcula a partir de la velocidad de salida de la región a barlovento (ecuación (2)), lo que introduce un acoplamiento parcial entre ambas mitades del rotor y permite capturar, de forma promedio, la interacción del flujo a través del plano del rotor.

Las cargas aerodinámicas se obtienen mediante teoría de elemento de pala. Para una posición azimutal θ , la velocidad relativa adimensional U_r puede escribirse como:

$$U_r = \sqrt{[(\lambda + (1 - a) \cos \theta)^2 + [(1 - a) \sin \theta]^2} \quad (4)$$

donde $\lambda = \omega R / U_\infty$ es la razón de velocidad de punta, ω la velocidad angular del rotor y R el radio de la turbina.

El ángulo de ataque α instantáneo de la pala, que varía de manera periódica a lo largo del ciclo de rotación, se obtiene a partir de la relación geométrica entre las componentes del flujo relativo, y se calcula como:

$$\alpha = \tan^{-1} \left(\frac{(1-a)\sin\theta}{\lambda + (1-a)\cos\theta} \right) \quad (5)$$

A partir del ángulo de ataque y del número de Reynolds local, se obtienen los coeficientes aerodinámicos de sustentación C_L y arrastre C_D , que se proyectan en componentes normal y tangencial al movimiento de la pala mediante:

$$C_n = C_L \cos \alpha + C_D \sin \alpha \quad (6)$$

$$C_t = -C_D \cos \alpha + C_L \sin \alpha \quad (7)$$

La carga axial del rotor por unidad de altura se expresa como:

$$T' = \frac{1}{2} \rho U_r^2 c (C_n \sin \theta - C_t \cos \theta) \quad (8)$$

5

donde ρ es la densidad del aire y c la cuerda de la pala. La carga axial del rotor calculada mediante la ecuación (8) se iguala iterativamente con el coeficiente de carga axial obtenido a partir de la teoría del momentum (ecuación (3)), ajustando el valor del factor de inducción a hasta alcanzar la convergencia.

El procedimiento descrito se aplica de manera independiente en las regiones a barlovento y sotavento, considerando que la velocidad incidente en la región a sotavento corresponde a la velocidad de la estela definida por la ecuación (2). De este modo, el modelo DMST permite capturar la interacción asimétrica del flujo a través del rotor.

En la Fig. 1(a) se muestra el esquema general del modelo DMST, donde se representan los tubos de corriente independientes en las regiones de barlovento y sotavento, así como las velocidades características del flujo: la velocidad de corriente libre U_∞ , la velocidad inducida en barlovento U_u , la velocidad de salida o de estela intermedia U_e , la velocidad inducida en sotavento U_d y la velocidad en la estela lejana U_w . Estas velocidades describen la disminución progresiva del momento lineal del flujo a medida que el rotor extrae energía cinética.

La Fig. 1(b) complementa esta representación mostrando el triángulo local de velocidades en un elemento de pala. La velocidad tangencial U_t asociada a la rotación del rotor (ωR) se combina vectorialmente con la velocidad normal inducida U_n para generar la velocidad relativa U_r , que determina el ángulo de ataque instantáneo α . Este ángulo gobierna los coeficientes aerodinámicos de sustentación C_L y arrastre C_D , cuyas proyecciones en las direcciones normal y tangencial producen las fuerzas F_n y F_t . La componente tangencial es responsable de la generación de torque y potencia, mientras que la componente normal contribuye a la carga axial del rotor.

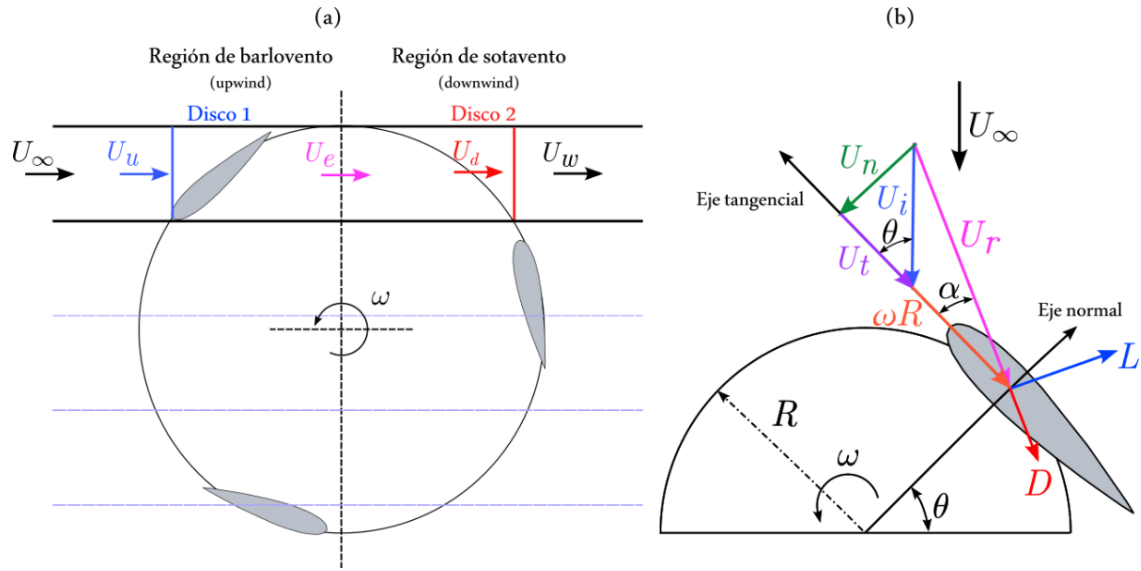


Fig. 1. Esquema del modelo de Doble Tubo de Corriente Múltiple (DMST) aplicado a una turbina eólica de eje vertical.

6

Una vez determinadas las fuerzas aerodinámicas instantáneas normal F_n y tangencial F_t para cada posición azimutal, las cargas globales promedio del rotor se obtienen mediante integración sobre una revolución completa.

La carga axial media T y el torque medio Q se calculan como:

$$T = \frac{N}{2\pi} \int_0^{2\pi} (F_t \cos \theta - F_n \sin \theta) d\theta \quad (9)$$

$$Q = \frac{NR}{2\pi} \int_0^{2\pi} F_t(\theta) d\theta \quad (10)$$

donde N es el número de palas, R el radio del rotor. Finalmente, la potencia mecánica se obtiene como:

$$P = Q\omega \quad (11)$$

donde ω es la velocidad angular.

Si bien el modelo DMST constituye una herramienta computacionalmente eficiente para el análisis preliminar del desempeño aerodinámico de turbinas eólicas de eje vertical, su precisión depende en gran medida de la calidad de los datos aerodinámicos disponibles y de las correcciones empíricas empleadas. Al no resolver explícitamente la estela ni los efectos no estacionarios, puede presentar desviaciones en regímenes de operación con valores elevados de la razón de velocidad de punta (λ), donde la interacción dinámica pala-estela, los fenómenos no estacionarios y la separación dinámica adquieren mayor relevancia.

B. Modelo de Línea Sustentadora con Estela de Vórtices Libres (LLFVW)

El modelo de Línea Sustentadora con Estela de Vórtices Libres (Lifting Line Free Vortex Wake, LLFVW) representa un enfoque de mayor fidelidad física dentro de los modelos aerodinámicos de orden reducido. Se fundamenta en la hipótesis de flujo potencial incompresible y combina la teoría clásica de línea sustentadora con una representación explícita y lagrangiana de la estela mediante vórtices libres. Esta formulación permite describir de manera consistente la generación de cargas aerodinámicas y la interacción no estacionaria pala-estela, incorporando efectos tridimensionales ausentes en modelos basados exclusivamente en teoría del momentum.

En el modelo LLFVW, cada pala se representa como una línea sustentadora ubicada, de manera convencional, en el cuarto de cuerda del perfil aerodinámico. Sobre esta línea se distribuye una circulación variable Γ , a lo largo de la pala y del tiempo. La circulación asociada genera vórtices ligados, mientras que sus gradientes temporales y espaciales originan vórtices liberados y vórtices de borde de salida, los cuales conforman una estela tridimensional que evoluciona libremente en el tiempo. La intensidad y conservación de dichos vórtices se rige por los teoremas de Helmholtz y Kelvin, garantizando la conservación global de la circulación. En la Fig. 2 se presenta un esquema del modelo LLFVW.

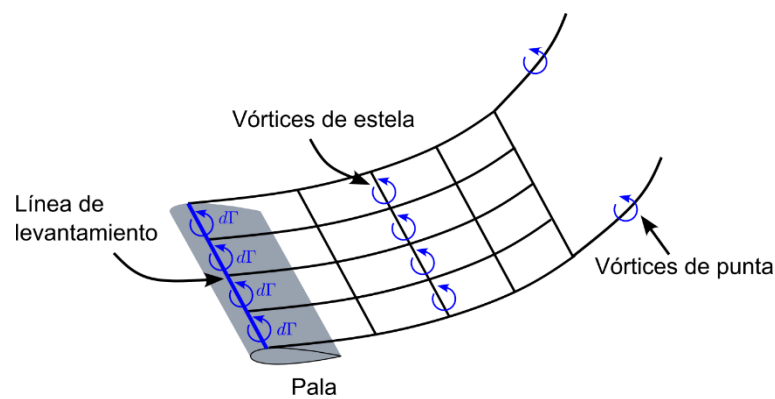


Fig. 2. Esquema del modelo de Línea Sustentadora con Estela de Vórtices Libres (LLFVW).

En la formulación de línea sustentadora, la fuerza de sustentación diferencial que actúa sobre un elemento de pala se relaciona con la circulación en la sección mediante la relación de Kutta-Joukowski [6]:

$$\partial F_L = \rho U_r \partial \Gamma \quad (12)$$

donde ρ es la densidad del aire, U_r es la velocidad relativa experimentada por el elemento de pala, y $\partial \Gamma$ representa la variación de circulación asociada a dicho elemento. La velocidad relativa U_r incluye la contribución del flujo libre, la velocidad tangencial debida a la rotación y las velocidades inducidas por los vórtices ligados y por la estela.

Las velocidades inducidas por los vórtices ligados y por los vórtices de la estela se calculan a partir de la ley de Biot–Savart, que permite evaluar la influencia de cada vórtice sobre un punto del dominio fluido. En su forma integral general, la velocidad inducida puede expresarse por:

$$\mathbf{U}_i = -\frac{1}{4\pi} \int \Gamma \frac{\mathbf{r} \times d\mathbf{l}}{r^3} \quad (13)$$

donde $\mathbf{r}$ es el vector que conecta el vórtice con el punto evaluado y $d\mathbf{l}$ es el vector diferencial asociado al segmento de vórtice.

Dado que la expresión (13) presenta una singularidad cuando $r \rightarrow 0$, se emplea una formulación desingularizada de la ley de Biot–Savart [7], introduciendo un radio de núcleo r_c que modela la estructura finita del vórtice y permite representar de manera aproximada la difusión viscosa:

$$\mathbf{U}_i = -\frac{1}{4\pi} \int \Gamma \frac{\mathbf{r} \times d\mathbf{l}}{(r^2 + r_c^2)^{3/2}} \quad (14)$$

El radio de núcleo r_c evoluciona temporalmente según leyes empíricas de difusión, lo que permite incorporar efectos viscosos de manera simplificada sin recurrir al elevado costo computacional de simulaciones completas de dinámica de fluidos computacional.

La evolución temporal de la estela se modela explícitamente mediante un enfoque lagrangiano. En cada paso de tiempo se desprenden nuevos vórtices de borde de salida y vórtices asociados a variaciones de circulación, los cuales son posteriormente transportados con la velocidad local del flujo (suma de la velocidad libre y la velocidad inducida). Este procedimiento permite capturar de manera natural la deformación, interacción y autoinducción de la estela.

Gracias a esta representación explícita, el modelo LLFVW es capaz de reproducir fenómenos aerodinámicos no estacionarios y tridimensionales, tales como la interacción pala–estela, la liberación periódica de vórtices y la formación de vórtices de punta. Estas capacidades resultan particularmente relevantes en turbinas eólicas de eje vertical, donde el ángulo de ataque varía cíclicamente durante cada revolución y los efectos no estacionarios dominan la generación de cargas.

En las simulaciones realizadas, los efectos de desplome dinámico (*dynamic stall*) se modelaron mediante los dos modelos de desplome dinámico: el modelo Øye [8], [9], y el modelo IAG [10], [11]. El modelo de Øye representa la pérdida dinámica a través de una función de separación que interpola entre flujo adherido y flujo separado. La evolución temporal de dicha función se describe mediante una ecuación de relajación dependiente de la cuerda y de la velocidad relativa, utilizando polares aerodinámicas estáticas como referencia.

Por su parte, el modelo IAG [10], [11], formulado en espacio de estados, permite representar con mayor fidelidad la dinámica no estacionaria del flujo, incluyendo efectos de histéresis aerodinámica, formación y convección de vórtices dinámicos y respuesta ante variaciones rápidas del ángulo de ataque, características del funcionamiento de turbinas eólicas de eje vertical.

Con el objetivo de evaluar la influencia del modelado del desplome dinámico dentro del marco LLFVW, se consideraron dos configuraciones: en el Caso 1 se empleó el modelo de Øye [8], [9], mientras que en el Caso 2 se implementó el modelo IAG [10], [11]. Esta comparación permite analizar la sensibilidad de las predicciones aerodinámicas al nivel de complejidad del modelo de pérdida dinámica.

En conjunto, el modelo LLFVW ofrece un equilibrio adecuado entre fidelidad física y eficiencia computacional. En comparación con modelos basados en teoría del momentum, como el DMST, el LLFVW permite resolver explícitamente la estructura y evolución de la estela, resultando más robusto en regímenes con altos valores de la razón de velocidad de punta y fuerte interacción no estacionaria pala–estela. Por esta razón, en el presente trabajo el LLFVW se emplea tanto como herramienta de predicción del desempeño aerodinámico como referencia de mayor fidelidad para evaluar los resultados obtenidos mediante el modelo DMST.

El presente trabajo impacta principalmente en el diseño aerodinámico y geométrico de turbinas eólicas de eje vertical, especialmente en etapas conceptual y preliminar, donde es fundamental estimar de manera rápida y confiable el desempeño del rotor bajo diferentes configuraciones y condiciones de operación. El modelo DMST proporciona una herramienta eficiente para explorar geometrías y parámetros generales del rotor, mientras que el modelo LLFVW, al capturar explícitamente la interacción pala–estela y los efectos no estacionarios, permite un análisis preliminar avanzado de cargas aerodinámicas más realista. De manera indirecta, la predicción más precisa de las fuerzas sobre las palas también tiene implicaciones para el diseño mecánico y estructural, contribuyendo a la evaluación de esfuerzos, fatiga y dimensionamiento en fases posteriores del desarrollo.

9

III. METODOLOGÍA

A. Selección del aerogenerador

Con el objetivo de aislar el efecto de los modelos aerodinámicos empleados y evitar la influencia de variaciones geométricas, se utilizó una única configuración de turbina eólica de eje vertical a lo largo de todo el estudio. De esta forma, cualquier diferencia observada en el desempeño aerodinámico puede atribuirse directamente al modelo de simulación y no a cambios en la geometría del rotor.

La geometría seleccionada se basa en un aerogenerador de pequeña escala ampliamente documentado en la literatura y utilizado como caso de referencia experimental [12], [13]. El sistema analizado corresponde a una turbina Darrieus tipo H, compuesta por tres palas rectas dispuestas simétricamente alrededor del eje de rotación y equipadas con perfiles aerodinámicos NACA 0021.

Este tipo de configuración resulta representativa de aplicaciones urbanas y de microgeneración, debido a su simplicidad constructiva, su facilidad de fabricación y su capacidad de operar bajo condiciones de viento variables. Además, las turbinas Darrieus tipo H presentan variaciones cíclicas pronunciadas del ángulo de ataque, lo que las convierte en un caso de estudio adecuado para evaluar las diferencias entre modelos aerodinámicos estacionarios y no estacionarios.

Las dimensiones principales del rotor y los parámetros geométricos considerados se resumen en la Tabla 1, mientras que la configuración general del aerogenerador se ilustra esquemáticamente en la Fig. 3. En todos los casos se mantuvieron constantes el radio del rotor, la altura de las palas y el número de álabes.

TABLA 1
PARÁMETROS GEOMÉTRICOS DEL AEROGENERADOR ANALIZADO

	Parámetro	Valor
1	Número de Palas (N)	3
2	Radio del rotor (R)	0.0515 m
3	Cuerda (c)	0.085m
4	Altura de las palas (H)	1.5 m
5	Área (A_s)	1.5 m ²
6	Solidez ($\sigma = NcH/A_s$)	0.247

La solidez del rotor, definida como la relación entre el área total de las palas y el área barrida por el rotor, se mantuvo dentro de valores típicos reportados para turbinas eólicas de eje vertical de pequeña escala [14].

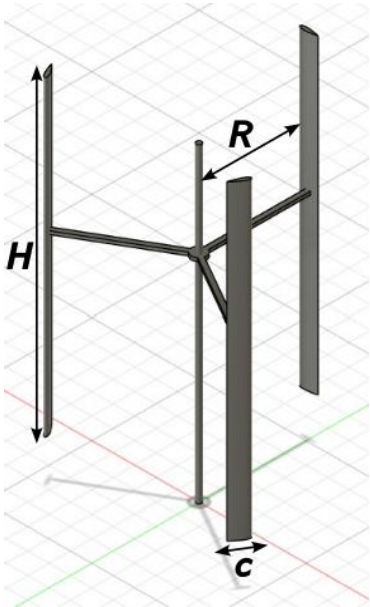


Fig. 3. Turbina VAWT tipo Darrieus-H de tres palas.

B. Configuración de las simulaciones en QBlade

El análisis aerodinámico se llevó a cabo utilizando QBlade, un software de código abierto ampliamente empleado en investigación académica para el estudio del desempeño de turbinas eólicas de eje horizontal y vertical. QBlade integra distintos modelos aerodinámicos de complejidad variable, lo que permite realizar comparaciones sistemáticas bajo condiciones numéricas controladas y reproducibles.

Con el fin de asegurar la coherencia metodológica, se adoptó un flujo de trabajo estandarizado, ilustrado esquemáticamente en la Fig. 4, que comprende la definición de los perfiles aerodinámicos, el cálculo de sus polares,

la configuración geométrica del rotor y la simulación del desempeño global del aerogenerador mediante distintos modelos aerodinámicos.

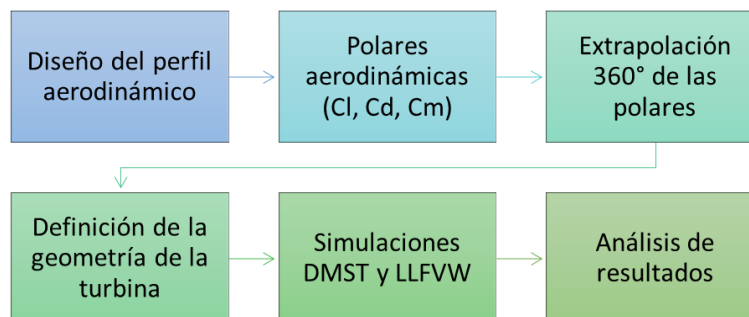


Fig. 4. Flujo de trabajo en QBlade.

En una primera etapa, se definieron los perfiles aerodinámicos de las palas utilizando el generador interno de perfiles NACA disponible en QBlade. Posteriormente, se calcularon sus características aerodinámicas mediante el módulo XFOIL integrado, considerando números de Reynolds representativos de aerogeneradores de pequeña escala. Dado que las turbinas eólicas de eje vertical operan bajo condiciones de flujo inherentemente no estacionarias, las polares aerodinámicas se extendieron a un rango completo de ángulos de ataque, permitiendo describir de forma más realista el comportamiento aerodinámico de las palas a lo largo de todo el ciclo de rotación. Para extrapolar las polares se utilizó el método de Montgomerie [15].

Una vez definidos los perfiles, se configuró la geometría del rotor manteniendo constantes los parámetros geométricos descritos en la Sección 3.1. A partir de esta configuración, se realizaron simulaciones del desempeño aerodinámico empleando tanto el modelo de Doble Tubo de Corriente Múltiple (DMST) como el modelo de Línea Sustentadora con Estela de Vórtices Libres (LLFVW), con el objetivo de comparar su capacidad predictiva bajo condiciones equivalentes.

En ambos casos de estudio, el modelo DMST se empleó para realizar análisis estacionarios del desempeño del aerogenerador. El rotor se discretizó en 20 elementos por pala, lo que permitió capturar la variación azimutal de las fuerzas aerodinámicas a lo largo de la rotación. Para cada condición de operación, el sistema de ecuaciones se resolvió de manera iterativa hasta alcanzar un criterio de convergencia de 10^{-5} , con un máximo de 500 iteraciones.

En el Caso 1, el modelo DMST se aplicó en su formulación básica, sin correcciones adicionales. En el Caso 2, se incorporaron correcciones por pérdidas de punta y el uso de factores de inducción variables, con el fin de evaluar el impacto de estos refinamientos sobre la predicción del desempeño aerodinámico.

Las simulaciones no estacionarias se realizaron mediante el modelo LLFVW, el cual permite resolver explícitamente la evolución de la estela y los efectos aerodinámicos transitorios. La discretización azimutal se estableció en incrementos de 4° y cada pala se representó mediante 20 paneles, manteniendo coherencia con la discretización empleada en el modelo DMST. Cada simulación se extendió durante un total de 10 revoluciones completas del rotor, garantizando que los efectos transitorios iniciales se disiparan y que los resultados correspondieran a un régimen periódico establecido.

Con el objetivo de evaluar la influencia del modelado del desplome dinámico, se consideraron dos formulaciones dentro del marco LLFVW. En el Caso 1 se empleó el modelo de Øye [8], [9]. En el Caso 2 se implementó el modelo IAG [10], [11].

Los parámetros ambientales, operativos y numéricos empleados en las simulaciones DMST y LLFVW, incluyendo las condiciones de viento, rangos de razón de velocidad de punta (TSR) y ajustes específicos de cada modelo, se resumen en la Tabla 2.

TABLA 2
PARÁMETROS GEOMÉTRICOS DEL AEROGENERADOR ANALIZADO

	Parámetro	Magnitud
1	Densidad del aire (ρ)	1.225 kg/m ³
2	Viscosidad cinemática (ν)	1.647x10 ⁻⁵ m ² /s
3	Velocidad del viento (U)	6 - 16 m/s
4	Velocidad angular (ω)	400 rpm
5	TSR (λ)	1.3 - 3.5

IV. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

12

A. Caso 1: DMST sin correcciones y LLFVW con modelo Øye

La Fig. 5 presenta la comparación del coeficiente de potencia (CP) en función de la razón de velocidad de punta (λ), obtenida mediante los modelos DMST y LLFVW, junto con los datos experimentales de referencia.

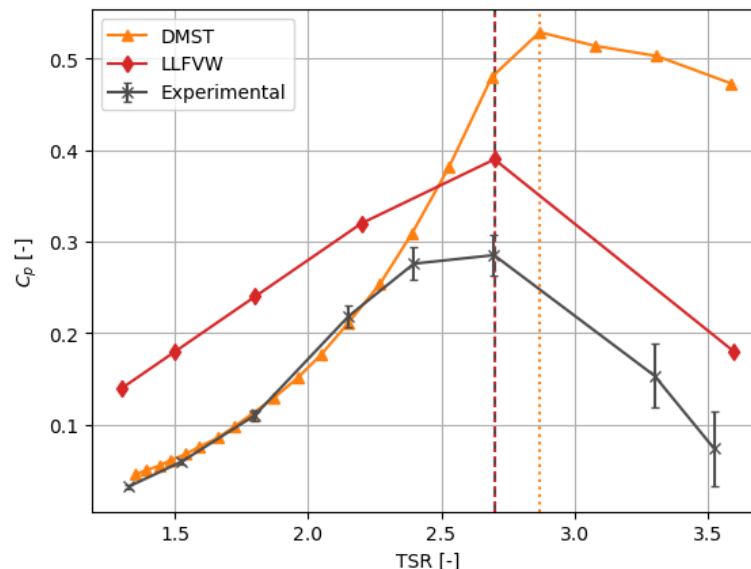


Fig. 5. Comparación del coeficiente de potencia en función del TSR empleando modelos aerodinámicos sin correcciones avanzadas. Las líneas verticales indican la posición del pico de desempeño predicho por cada modelo.

En términos generales, ambos modelos sobrepredicen el valor máximo del coeficiente de potencia, aunque con diferencias significativas tanto en magnitud como en la localización del punto de operación óptimo. El modelo DMST predice un valor máximo de $C_p \approx 0.53$, casi el doble del valor experimental reportado ($C_p \approx 0.28$). Esta sobreestimación sugiere que, en su formulación básica, el modelo DMST no representa adecuadamente las pérdidas por inducción ni la interacción entre las palas y la estela, particularmente en regímenes de operación cercanos al máximo desempeño.

El modelo LLFVW presenta una predicción más conservadora, con un valor máximo de $C_p \approx 0.53$. Aunque este valor sigue siendo superior al experimental, la discrepancia es significativamente menor en comparación con el modelo DMST, lo que refleja una representación más realista de la aerodinámica no estacionaria y de la dinámica de la estela.

Una diferencia clave entre ambos modelos se observa en la posición del pico de potencia. El modelo DMST desplaza el punto de máximo desempeño hacia valores más altos de razón de velocidad de punta (λ), prediciendo un valor óptimo de $\lambda \approx 2.87$ (indicado por la línea punteada naranja en la Fig. 5). En contraste, el modelo LLFVW reproduce el máximo de potencia prácticamente en el mismo valor de λ que los datos experimentales, alrededor de $\lambda \approx 2.70$ (línea discontinua roja). Este resultado es particularmente relevante desde el punto de vista del diseño y la operación, ya que indica que el modelo LLFVW es considerablemente más confiable para determinar la velocidad de rotación óptima de la turbina.

En el régimen de bajos valores de razón de velocidad de punta ($\lambda < 2.0$), el modelo DMST muestra un ajuste razonable con los datos experimentales, mientras que el modelo LLFVW tiende a sobrepredicir el coeficiente de potencia. Este comportamiento puede atribuirse al tratamiento del desplome dinámico empleado en el Caso 1, donde se utilizó el modelo de Øye [8], [9].

En particular, el modelo de Øye asume una representación simplificada de la pérdida no estacionaria basada en la evolución temporal de la separación del flujo a partir de polares aerodinámicas estáticas, siendo más adecuado para regímenes de comportamiento cuasi-bidimensional y variaciones moderadas del ángulo de ataque, típicos de valores de λ superiores a 2.0. Cuando se aplica a condiciones de bajo λ , caracterizadas por separación y dinámica altamente no estacionaria, esta simplificación conduce a una predicción menos precisa de las cargas aerodinámicas y, en consecuencia, del coeficiente de potencia.

Sin embargo, para valores de $\lambda < 2$, las palas de la turbina de eje vertical (VAWT) operan bajo ángulos de ataque elevados y variaciones rápidas de velocidad relativa, entrando en regímenes de pérdida profunda caracterizados por separación extensa del flujo, formación de vórtices de borde de ataque, fuertes efectos tridimensionales e intensa interacción con la estela. Estos fenómenos exceden las capacidades del modelo de Øye, lo que conduce a una representación inexacta de las cargas aerodinámicas y, en consecuencia, a una sobrepredicción del desempeño en este régimen operativo.

En conjunto, los resultados del Caso 1 evidencian que, aun sin correcciones adicionales, el modelo LLFVW ofrece una mejora sustancial frente al DMST en la predicción de la localización del punto de máximo desempeño, aunque la precisión a bajos valores de razón de velocidad de punta depende de manera crítica del modelo de desplome dinámico empleado.

B. Caso 2: DMST con correcciones y LLFVW con modelo IAG

La Fig. 6 muestra la comparación del coeficiente de potencia (C_p) en función de la razón de velocidad de punta (λ) para el Caso 2, donde el modelo DMST incorpora correcciones por pérdidas en punta y factores de inducción variables, mientras que el modelo LLFVW se acopla con el modelo de dynamic stall IAG [9], [13].

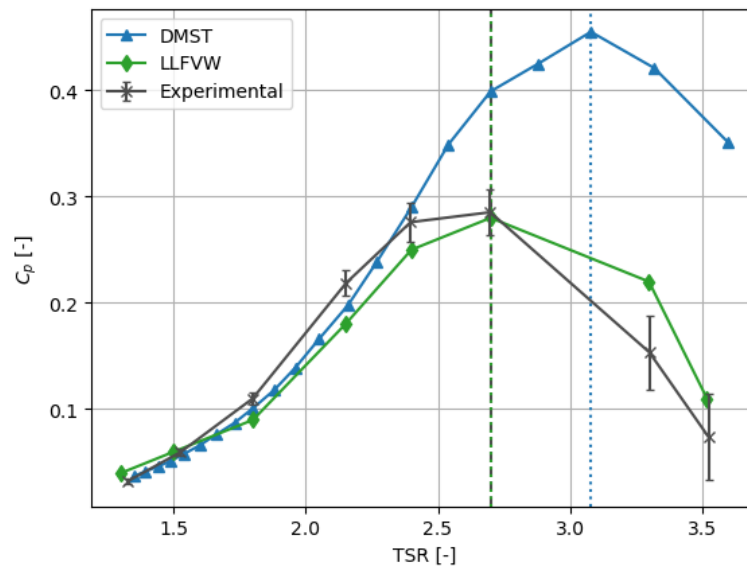


Fig. 6. Comparación del coeficiente de potencia en función del TSR empleando modelos aerodinámicos sin correcciones avanzadas. Las líneas verticales indican la posición del pico de desempeño predicho por cada modelo.

En este caso, el modelo LLFVW (línea verde con marcadores de rombo) presenta una mejora sustancial en la predicción del desempeño aerodinámico. El valor máximo del coeficiente de potencia se predice en torno a $C_p \approx 0.28$, en concordancia con el valor experimental. A diferencia de los resultados del Caso 1, la inclusión del modelo de pérdida dinámica IAG permite representar de forma más realista los efectos de histéresis asociados a ángulos de ataque elevados, evitando la sobreestimación significativa de la potencia observada previamente.

Asimismo, el modelo LLFVW identifica correctamente el punto de operación óptimo de la turbina, prediciendo el máximo de eficiencia a una razón de velocidad de punta de $\lambda = 2.7$, exactamente coincidente con el valor experimental, como se indica mediante la línea discontinua verde en la Fig. 7. Este resultado confirma la capacidad del enfoque LLFVW–IAG para capturar tanto la magnitud del desempeño como la localización precisa del punto de diseño.

Por otro lado, aunque el modelo DMST incorpora correcciones por pérdidas en punta y el uso de factores de inducción variables, continúa sobreestimando de manera significativa el coeficiente de potencia máximo. En particular, el valor pico predicho se sitúa alrededor de $C_p \approx 0.45$, lo que representa un error cercano al 55 % respecto al valor

experimental ($C_p \approx 0.28$). Este comportamiento indica que, si bien las correcciones mejoran parcialmente el modelo, no son suficientes para compensar las limitaciones inherentes a la formulación basada en tubos de corriente.

Adicionalmente, el modelo DMST desplaza el punto de máximo desempeño hacia valores más altos de razón de velocidad de punta, sugiriendo un valor óptimo de $\lambda \approx 3.1$ (línea punteada azul en la Fig. 6). Este desplazamiento persiste incluso con las correcciones aplicadas y pone de manifiesto que la falta de una representación explícita y detallada de la estela y de las interacciones pala–estela limita la capacidad del modelo DMST para predecir correctamente el punto de diseño aerodinámico.

En el régimen de bajos valores de razón de velocidad de punta ($\lambda < 1.8$), el modelo DMST muestra un acuerdo notable con los datos experimentales. En esta región de operación, caracterizada por bajas revoluciones y una estructura de estela menos compleja, las hipótesis del modelo DMST resultan más aceptables y permiten una representación razonable del comportamiento global de la turbina.

En conjunto, los resultados del Caso 2 demuestran que la combinación del modelo LLFVW con un modelo avanzado de desplome dinámico como el IAG constituye una herramienta robusta para la predicción del desempeño aerodinámico de turbinas eólicas de eje vertical (VAWT), tanto en términos de magnitud del coeficiente de potencia como en la correcta identificación del punto de operación óptimo. Por el contrario, incluso con correcciones aerodinámicas adicionales, el modelo DMST mantiene limitaciones estructurales que afectan su precisión en regímenes cercanos al máximo desempeño.

V. CONCLUSIONES

En este trabajo se llevó a cabo una comparación sistemática entre dos modelos aerodinámicos simplificados ampliamente utilizados para el análisis de turbinas eólicas de eje vertical: el modelo de Doble Tubo de Corriente Múltiple (DMST) y el modelo de Línea Sustentadora con Estela de Vórtices Libres (LLFVW). La evaluación se realizó mediante la validación con datos experimentales disponibles en la literatura [12] y considerando dos configuraciones de modelado con distinto nivel de complejidad física.

Los resultados muestran que el modelo DMST presenta limitaciones importantes en la predicción del desempeño aerodinámico máximo del rotor. En el primer caso analizado, el DMST sobreestimó el coeficiente de potencia máximo en aproximadamente un 90 %, prediciendo un valor de $C_p \approx 0.53$ frente al valor experimental de $C_p \approx 0.28$, además de desplazar el punto de operación óptimo hacia una razón de velocidad de punta de $\lambda \approx 2.9$, superior al valor experimental de $\lambda \approx 2.7$. En el segundo caso, aun incorporando correcciones por pérdidas en punta y factores de inducción variables, el modelo DMST continuó sobreestimando el desempeño máximo en alrededor de 55 %, situando el pico de potencia en $C_p \approx 0.45$ y desplazando el TSR óptimo hasta $\lambda \approx 3.1$.

En contraste, el modelo LLFVW demostró una mayor fidelidad física al reproducir los resultados experimentales, especialmente cuando se acopló con el modelo de desplome dinámico IAG. En esta configuración, el LLFVW predijo un coeficiente de potencia máximo de $C_p \approx 0.28$, en excelente acuerdo con el valor experimental, y localizó correctamente el punto de máxima eficiencia en $\lambda \approx 2.7$. Esta mejora se atribuye a la capacidad del modelo para representar de forma explícita la estela inducida y los efectos no estacionarios asociados a ángulos de ataque elevados, incluyendo la histéresis aerodinámica y la separación profunda del flujo.

Asimismo, se observó que el modelo DMST presenta un buen acuerdo con los resultados experimentales en regímenes de bajos valores de razón de velocidad de punta, donde la complejidad del flujo es menor y los efectos tridimensionales y no estacionarios son menos dominantes. Esto sugiere que el DMST puede ser una herramienta adecuada para estudios

preliminares, análisis de arranque o evaluaciones rápidas del desempeño relativo, siempre que se reconozcan explícitamente sus limitaciones.

En conjunto, los resultados de este trabajo ponen de manifiesto que la elección del modelo aerodinámico debe realizarse en función del objetivo del análisis. Mientras que los modelos basados en tubos de corriente ofrecen eficiencia computacional y simplicidad, los modelos de mayor fidelidad, como el LLFVW con modelos avanzados de desplome dinámico, resultan indispensables para la predicción precisa del desempeño y la correcta identificación del punto de diseño en turbinas eólicas de eje vertical.

CRedit (Contributor Roles Taxonomy)

Contribuciones de los autores: Conceptualización: RABO, OMHC; Metodología: RABO, OMHC; Software: RABO, DECR; Investigación: RABO, DECR; Redacción y preparación del borrador original: RABO, OMHC, DECR; Redacción, revisión y edición: RABO, OMHC, DECR; Supervisión: OMHC, DECR; Análisis formal: RABO, OMHC; Administración del proyecto: OMHC, DECR; Adquisición de fondos: OMHC, DECR.

Financiamiento: Los autores declaran que parte del proyecto se financió gracias al Programa Investigadoras e Investigadores COMECYT CAT2025-0128.

Declaración de disponibilidad de datos: Los datos se encuentran en el artículo.

Agradecimientos: Los autores agradecen al Consejo Mexiquense de Ciencia y Tecnología (COMECYT), al Tecnológico de Estudios Superiores de Ecatepec (TESE) y a la Secretaría de Investigación y Posgrado del IPN por los apoyos otorgados.

Conflicto de interés: Los autores declaran que no existe conflicto de interés.

16

REFERENCIAS

- [1] Consejo Nacional de Población (CONAPO), *Indicadores demográficos de la República Mexicana*, 2025, 2025. [En línea]. Disponible en: <https://conapo.segob.gob.mx/work/models/CONAPO/pry23/PP/index.html>
- [2] A. V. Mendoza Ponce, R. O. Corona Núñez, L. Galicia Sarmiento, V. M. García Guerrero, “Proyecciones poblacionales y económicas bajo diferentes escenarios para México,” *Papeles Poblac.*, vol. 25, n.o 99, pp. 9-43, 2019, doi: <https://doi.org/10.22185/24487147.2019.99.02>
- [3] L. Roy, K. Kincaid, R. Mahmud, D. W. MacPhee, “Double-Multiple Streamtube Analysis of a Flexible Vertical Axis Wind Turbine,” *Fluids*, vol. 6, n.o 3, p. 118, mar. 2021, doi: <https://doi.org/10.3390/fluids6030118>
- [4] I. Paraschivoiu, “Double-multiple streamtube model for studying vertical-axis wind turbines,” *J. Propuls. Power*, vol. 4, n.o 4, pp. 370-377, 1988.
- [5] D. De Tavernier, C. Ferreira, A. Goude, “Vertical-Axis Wind Turbine Aerodynamics”, en *Handbook of Wind Energy Aerodynamics*, B. Stoevesandt, G. Schepers, P. Fuglsang, y S. Yeping, Eds., Cham: Springer International Publishing, 2022, pp. 1-45. doi: https://doi.org/10.1007/978-3-030-05455-7_64-2
- [6] D. Marten, G. Pechlivanoglou, C. Navid Nayeri, C. Oliver Paschereit, “Nonlinear Lifting Line Theory Applied to Vertical Axis Wind Turbines: Development of a Practical Design Tool,” *J. Fluids Eng.*, vol. 140, n.o 2, p. 021107, feb. 2018, doi: <https://doi.org/10.1115/1.4037978>
- [7] T. Sant, *Improving BEM-based aerodynamic models in wind turbine design codes*. Delft: DUWIND Delft University Wind Energy Research Institute, 2007.
- [8] M. H. Hansen, M. Gaunaa, H. Aagaard Madsen, *A Beddoes-Leishman type dynamic stall model in state-space and indicial formulations*, Denmark. Forskningscenter Risoe. Risoe-R No. 1354, 2004. Disponible en: <https://findit.dtu.dk/en/catalog/537f0cea7401dbcc12006a16>

- [9] QBlade Documentation, “OYE model”, QBlade, 2026. [En línea]. Disponible en: https://docs.qblade.org/src/theory/aerodynamics/dynamic_stall/OYE_stall.html#id1
- [10] G. Bangga, S. Parkinson, W. Collier, “Development and Validation of the IAG Dynamic Stall Model in State-Space Representation for Wind Turbine Airfoils,” *Energies*, vol. 16, n.o 10, p. 3994, may 2023, doi: <https://doi.org/10.3390/en16103994>
- [11] G. Bangga, T. Lutz, y M. Arnold, “An improved second-order dynamic stall model for wind turbine airfoils,” *Wind Energy Sci.*, vol. 5, n.o 3, pp. 1037-1058, ago. 2020, doi: <https://doi.org/10.5194/wes-5-1037-2020>
- [12] L. Battisti et al., “Experimental benchmark data for H-shaped and troposkien VAWT architectures,” *Renew. Energy*, vol. 125, pp. 425-444, sep. 2018, doi: <https://doi.org/10.1016/j.renene.2018.02.098>
- [13] S. Shubham, K. Naik, S. Sachar, A. Ianakiev, “Performance analysis of low Reynolds number vertical axis wind turbines using low-fidelity and mid-fidelity methods and wind conditions in the city of Nottingham,” *Energy*, vol. 279, p. 127904, sep. 2023, doi: <https://doi.org/10.1016/j.energy.2023.127904>
- [14] O. Eboibi, L. A. M. Danao, R. J. Howell, “Experimental investigation of the influence of solidity on the performance and flow field aerodynamics of vertical axis wind turbines at low Reynolds numbers,” *Renew. Energy*, vol. 92, pp. 474-483, jul. 2016, doi: <https://doi.org/10.1016/j.renene.2016.02.028>
- [15] B. Montgomerie, *Methods for root effects, tip effects and extending the angle of attack range to $\pm 180^\circ$ for a blade element momentum calculation code*, Swedish Defence Research Agency (FOI), Division of Aeronautics, FFA, Stockholm, Sweden, Technical Report FOI-R-1305-SE, jun. 2004. [En línea]. Disponible en: <http://www.vindenergi.org/AEROBIG/FOI-R--1305--SE.pdf>