



---

**UNIVERSIDAD MICHOACANA DE SAN NICOLÁS DE HIDALGO  
FACULTAD DE INGENIERÍA MECÁNICA  
DIVISIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO  
DOCTORADO EN CIENCIAS EN INGENIERÍA MECÁNICA**

**TÍTULO:**

OPTIMIZACIÓN AERODINÁMICA DE LAS ASPAS DE INDUCCIÓN  
PARA INCREMENTAR EL TORQUE DE ARRANQUE EN UNA  
TURBINA EÓLICA DE BAJA CAPACIDAD.

**TESIS**

QUE PARA OBTENER EL GRADO DE DOCTOR EN  
CIENCIAS EN INGENIERÍA MECÁNICA

**PRESENTA**

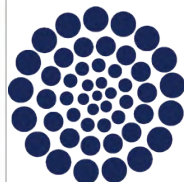
**M.C. CHRISTIAN ERIK CASILLAS FARFÁN**

**ASESORES:**

DR. GILDARDO SOLORIO DÍAZ

DR. SERGIO RICARDO GALVÁN GONZÁLEZ.

**MORELIA, MICHOACÁN A OCTUBRE DEL 2022.**



**CONACYT**  
*Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología*



### **Agradecimientos**

A CONACYT y a la División de Estudios de Posgrado de la Facultad de Ingeniería Mecánica de la Universidad Michoacana de San Nicolás de Hidalgo, por los apoyos económicos y préstamo de instalaciones para la realización de mis estudios de Doctorado.

Al comité sinodal integrado por el Dr. Gildardo Solorio Díaz, Dr. Sergio Galván, Dr. Víctor López Garza, Dr. Carlos Rubio Maya y al Dr. Crisanto Mendoza por sus valiosas observaciones y consejos emitidos durante los seminarios de tesis. A los profesores que de manera directa o indirecta me apoyaron para la culminación de esta tesis.

### **Dedicatoria**

A mi Doctora favorita Karina Figueroa, por su apoyo incondicional para realizar mis estudios. Por las tardes arduas de trabajo que invertimos para finalizar este doctorado, porque este logro también es tuyo.

A mis padres Jesús Casillas y Guadalupe Farfán, por darme la vida. Mi personalidad es gracias a ustedes haciendo de mí la persona que ahora soy. A mis hermanos Paloma, Jazmín y Jesús por ser mi inspiración a ser una mejor persona.

A mi familia adoptiva, Sr. Adán Figueroa y Sra. Leonila Mora por su constantes muestras de Apoyo incondicional. A Saúl, Adriana, Karen y Leo por hacer mas ameno el paso de este camino al que llamamos vida.

## Resumen

Se presenta la metodología para optimizar el diseño aerodinámico de una aspa de inducción para turbina eólica de baja capacidad modificando sus parámetros geométricos de modelado para incrementar el torque aerodinámico que desarrolla en la fase de arranque. Una turbina eólica de baja capacidad con álabes de inducción genera cerca de un 30 % extra de torque aerodinámico en la fase de arranque en relación con un modelo de aspas sencillas, pero se cree que modificando su forma aerodinámica y optimizando su momento de inercia la mejora de resultados puede llegar a cerca del 50 %. La forma características tridimensional de una aspa de inducción es la clave para la generación de un torque adicional ya que esta diseñada para aumentar la zona de contacto con el viento. El proceso de optimización se lleva a cabo mediante la variación geométrica de parámetros y evaluando el desempeño aerodinámico mediante dinámica de fluidos computacional. Se utiliza un método diferente para analizar la interacción aire-fluido que permite cuantificar la cantidad de transferencia de momentum existente entre el aire y el cuerpo de la turbina, esta técnica recibe el nombre de seis grados de libertad (6DOF por siglas en inglés). Esta técnica resuelve de manera independiente la interacción del aire-turbina tomando en consideración los momentos de inercia, masa y materiales de los álabes de esta, que con la técnica de análisis tradicional no se consideran. Se proponen dos análisis: uno en estado estático para evaluar el torque instantáneo desarrollado por la incidencia del viento y uno en estado transitorio que permite evaluar el comportamiento del torque a medida que existe una variación en la velocidad angular. Para validar el análisis numérico CFD se realizan prototipos impresos mediante manufactura aditiva para probarlos en un túnel de viento y evaluar la similitud de resultados. Se utiliza una sonda torquimetro y una unidad de obtención de datos desarrollada en arduino para evaluar las propiedades aerodinámicas. Como resultado del proceso se demuestra que es posible lograr un proceso de optimización confiable implementando la técnica de dinámica de fluidos computacional El resultado del proceso de optimización muestra que se alcanzó una mejoría del 37 % en la obtención de torque aerodinámico en relación al diseño de referencia de turbina con álabes de inducción. A su vez un 97 % de aumento de generación de torque de arranque en relación a una turbina tradicional con los mismos parámetros de diseño.

**Palabras clave:** Turbinas de viento, baja capacidad, Torque de arranque, Alabes de inducción, Análisis CFD, 6DOF.

## Abstract

The methodology to optimize the aerodynamic design of an induction blade for a low capacity wind turbine is presented, modifying its geometric construction parameters to obtain a better performance in the aerodynamic torque that develops in the start-up phase. A low-capacity wind turbine with induction blades generates around 30 % extra aerodynamic torque in the start-up phase, but it is believed that by modifying its aerodynamic shape and optimizing its moment of inertia, the improvement in results can reach around 50 %. The characteristic three-dimensional shape of an induction blade is the key to generating additional torque as it is designed to increase the contact area with the wind. The optimization process is carried out through the geometric variation of parameters and evaluating the aerodynamic performance through computational fluid dynamics. A different method is used to analyze the air-fluid interaction that allows quantifying the amount of momentum transfer between the air and the turbine body, this technique is called six degrees of freedom (6DOF). This technique independently solves the air-turbine interaction taking into consideration the moments of inertia, mass and materials of the turbine blades, which are not

considered with the traditional analysis technique. Two analyzes are proposed: one in a static state to evaluate the instantaneous torque developed by the incidence of the wind and one in a transitory state that allows evaluating the behavior of the torque as there is a variation in the angular velocity. To validate the CFD numerical analysis, printed prototypes are made using additive manufacturing to test them in a wind tunnel and evaluate the similarity of results. A torque meter probe and a data collection unit developed in Arduino are used to evaluate the aerodynamic properties. As a result of the process, it is shown that it is possible to achieve a reliable optimization process by implementing the computational fluid dynamics technique. The result of the optimization process shows that an improvement of 37% was achieved in obtaining aerodynamic torque in relation to the turbine reference design with induction blades, that is, achieving a 97% increase in aerodynamic torque generation. in relation to a traditional turbine with the same length of blades.

**Keywords:** Horizontal Axis Wind turbines (HAWT), Starting torque, Induction Blades, CFD analysis, BEM theory.

# Índice general

<b>1. Introducción</b>	<b>1</b>
1.1. Motivación . . . . .	1
1.2. Definición del problema . . . . .	3
1.3. Justificación . . . . .	5
1.4. Objetivos . . . . .	6
1.4.1. Objetivo General . . . . .	6
1.4.2. Objetivos específicos . . . . .	6
1.5. Hipótesis . . . . .	7
<b>2. Estado del Arte</b>	<b>8</b>
2.1. Proceso de optimización de arranque en diseños tradicionales . . . . .	8
2.2. Procesos y evaluación de diseño para turbinas eólicas tradicionales . . . . .	15
2.3. Evaluación de desempeño aerodinámico en turbinas eólicas mediante CFD . . . . .	20
<b>3. Marco teórico.</b>	<b>28</b>
3.1. Energía disponible extraíble del viento . . . . .	28
3.1.1. Turbulencia en el viento . . . . .	30
3.1.2. Variación de velocidad con la altura . . . . .	32
3.2. Aerogeneradores . . . . .	34
3.2.1. Evolución de los aerogeneradores . . . . .	34
3.2.2. Componentes de un aerogenerador . . . . .	35
3.2.2.1. Rotor . . . . .	35

3.2.2.2.	Transmisión de engranajes . . . . .	36
3.2.2.3.	Generador eléctrico . . . . .	36
3.2.2.4.	Anemómetro y Veleta de viento . . . . .	36
3.2.3.	Clasificación de los aerogeneradores . . . . .	37
3.2.3.1.	Clasificación según la orientación de su eje de giro . . . . .	37
3.2.3.2.	Clasificación según su capacidad de generación de potencia . . . . .	39
3.2.3.3.	Turbinas eólicas de alta capacidad . . . . .	40
3.2.3.4.	Turbinas eólicas de mediana capacidad. . . . .	40
3.2.3.5.	Turbinas eólicas de baja capacidad . . . . .	41
3.2.4.	Principio de funcionamiento de un aerogenerador . . . . .	41
3.3.	Turbina eólica con álabes de inducción . . . . .	43
3.4.	Aerodinámica de turbinas eólicas . . . . .	44
3.4.1.	Concepto de disco actuador . . . . .	46
3.4.1.1.	Teoría de cambio de momento lineal . . . . .	47
3.4.1.2.	Coefficiente de potencia y limite de Betz . . . . .	49
3.4.1.3.	Coefficiente de empuje . . . . .	50
3.4.2.	Teoría disco-rotor . . . . .	51
3.4.2.1.	Rotación de la estela . . . . .	52
3.4.2.2.	Momento angular . . . . .	53
3.4.3.	Perfiles aerodinámicos . . . . .	55
3.4.4.	Teoría elemento-álabe . . . . .	56
3.4.5.	Teoría elemento álabe-momento (Teoría BEM ) . . . . .	59
3.4.6.	Determinación del torque y potencia . . . . .	62
3.4.7.	Geometría óptima para operación en velocidad variable . . . . .	63
3.5.	Arranque de una turbina eólica de baja capacidad . . . . .	67
3.5.1.	Momento Inercial del rotor de una turbina . . . . .	71
3.6.	Dinamica de fluidos Computacional . . . . .	73
3.6.1.	Ecuaciones que gobiernan la dinámica de fluidos . . . . .	74
3.6.1.1.	Ecuación de continuidad o de conservación de la masa . . . . .	74

3.6.1.2.	Ecuación de conservación de cantidad de movimiento: . . . . .	76
3.6.2.	Modelando la turbulencia . . . . .	77
3.6.2.1.	Modelo de turbulencia . . . . .	78
3.6.3.	Discretización espacial del dominio . . . . .	84
<b>4.</b>	<b>Metodología</b>	<b>86</b>
4.1.	Modelado aerodinámico. Uso de la teoría BEM en Matlab . . . . .	86
4.2.	Modelado Geométrico . . . . .	89
4.3.	Simulación numérica . . . . .	92
4.3.1.	Dominio computacional y condiciones frontera . . . . .	92
4.3.2.	Mallado . . . . .	93
4.3.3.	Modelo de turbulencia . . . . .	96
4.4.	Manufactura y pruebas de desempeño aerodinámico . . . . .	99
4.5.	Proceso de validación de la metodología . . . . .	107
<b>5.</b>	<b>Optimización</b>	<b>112</b>
5.1.	Consideraciones en la optimización. . . . .	112
5.1.1.	Parámetros del diseño para ambas referencias . . . . .	113
5.2.	Variación de parámetros . . . . .	114
<b>6.</b>	<b>Resultados</b>	<b>133</b>
6.1.	Comparación de resultados . . . . .	133
6.2.	Análisis del movimiento del fluido y visualización de resultados CFD . . . . .	140
6.3.	Diseño con álabes de inducción modificando parámetros . . . . .	149
6.3.1.	Variación parámetro lambda . . . . .	149
6.3.2.	Variación parámetro potencia. Escalabilidad . . . . .	153
<b>7.</b>	<b>Conclusiones y trabajo a futuro</b>	<b>157</b>
7.1.	Trabajo a futuro . . . . .	158

# Índice de figuras

1.1. Oportunidad de una empresa en el mercado de turbinas eólicas de baja capacidad para competir. Mordor Intelligence . . . . .	2
1.2. Proyección de crecimiento mundial por zonas para el mercado de turbinas eólicas de baja capacidad. Vea Mordor Intelligence . . . . .	2
1.3. Capacidad de potencia instalada por estados de la república Mexicana. Datos del 2022. Vea Asociación Mexicana de Energía Eólica . . . . .	3
2.1. Elementos aerodinámicos que involucra la generación aerodinámica del torque. Vea[1] . . . . .	9
2.2. Comparación de los valores obtenidos con las ecuaciones propuestas para calcular coeficientes de sustentación/arrastre en relación con los valores reales de los perfiles. Son útiles para predecir el comportamiento en el arranque en perfiles con ausencias de datos. Vea [2] . . . . .	10
2.3. Aportación de torque aerodinámico de cada una de las secciones del álabes a medida que evoluciona el tiempo de arranque. Vea [3] . . . . .	11
2.4. Análisis del arranque de la turbina en función del ángulo de pitch control. Vea[8] . . . . .	12
2.5. Comparación de torque y velocidad angular para una turbina de pequeño tamaño modificando la velocidad de incidencia. Vea[24] . . . . .	13
2.6. Parámetros usados para la optimización de álabes huecos propuestos. Vea[9] . . . . .	14
2.7. Parámetros de la optimización de los álabes considerando el apilamiento tridimensional para maximizar la obtención de potencia. Vea [13] . . . . .	14
2.8. Valores de cuerda linealizadas para evaluar el comportamiento aerodinámico y calcular propiedades operacionales. Vea [4] . . . . .	16
2.9. Evaluación del coeficiente de potencia considerando numero de álabes diferentes. Vea[29] . . . . .	17

2.10. Comparación del coeficiente de sustentación entre los perfiles aerodinámicos evaluados para turbinas eolicas con operación en números de Reynolds bajos. Ve[30]	18
2.11. Metodología propuesta para la optimización de [31]	19
2.12. Metodología propuesta para la optimización de [32].	20
2.13. Parámetros usados para la optimización de la velocidad de incidencia en el diseño evaluado mediante CFD. [17]	21
2.14. Mallado de perfiles aerodinámicos para evaluar su comportamiento de sustentación mediante CFD. [34]	22
2.15. Comparación de resultados obtenidos mediante CFD y mediante experimentación del prototipo. Ve[18]	23
2.16. Visualización de resultados que se obtienen mediante la técnica de CFD. Ve[36]	24
2.17. Proceso de validación en túnel de viento para el estudio de CFD en la turbina de reacción. Ve[19]	24
2.18. Dominio computacional propuesto para realizar el análisis numérico CFD. Ve[20]	25
2.19. Comparación de la velocidad angular modificando la velocidad del aire incidente. Se usa la técnica de 6DOF para evaluarlo. Ve[22]	27
3.1. Volumen de control utilizado para analizar la energía disponible extraíble en una masa de viento. Ve[38]	29
3.2. Valores de velocidad obtenidas en función del tiempo. No se aprecia los valores fluctuantes $u(t)$ . [39]	30
3.3. Valores de potencia utilizando la ecuación tradicional de potencia y la aproximación de Raleigh [Ve[39]]	32
3.4. Componentes de un aerogenerador de eje horizontal. [Ve[www.recursosaire.org]]	35
3.5. Aerogeneradores de eje vertical, Daerrius y Sabonious. [Ve[Libro wind energy explained.]]	37
3.6. Comparación de la orientación de los ejes de las turbinas eólicas, del lado izquierdo se muestra una turbina de eje horizontal, del lado derecho una de eje vertical. [Ve[http://www.e-vawt.es]]	39
3.7. Campo eólico de turbinas eólicas de alta capacidad. [Ve[https://www.evwind.com.]]	40
3.8. Turbina de eje horizontal de baja capacidad. [Ve[Libro small wind turbines.]]	41
3.9. Fuerzas generadas en un perfil aerodinámico debido a la incidencia del viento sobre la superficie. [Ve[http://hyperphysics.edu.]]	43

3.10. Parámetros de construcción de un álabe de inducción. . . . .	44
3.11. Extracción de energía cinética en un tubo de corriente de viento mediante un volumen de control. [Vea Libro wind energy handbook.] . . . . .	45
3.12. Concepto de disco actuador para establecer la extracción de energía cinética del viento mediante secciones transversales. [Vea Libro wind energy handbook.] . . . .	47
3.13. Valores máximos del coeficiente de potencia y coeficiente de torque en función del factor de inducción axial $a$ .] . . . . .	51
3.14. Visualización de la rotación de estela en función de la velocidad angular y el radio del álabe.] . . . . .	52
3.15. Cambio en la velocidad de rotación en función de la estela de rotación..] . . . . .	53
3.16. Relación de velocidad específica de punta $\lambda$ en relación con el coeficiente de potencia. [Vea Libro wind energy handbook.] . . . . .	55
3.17. Familia de perfiles aerodinámicos NACA de 4 dígitos. [Vea Libro wind energy handbook.] . . . . .	56
3.18. Nomenclatura y secciones de los perfiles aerodinámicos usados en el diseño de turbinas eólicas. [Vea <a href="https://www.researchgate.net">https://www.researchgate.net</a> ] . . . . .	57
3.19. Conjunto rotor-álabes. Análisis para visualizar los anillos anulares discretizados radialmente en el rotor. [Vea Libro wind energy handbook.] . . . . .	58
3.20. Triángulos de velocidades formado en un perfil aerodinámico para calcular los ángulos de flujo y ángulos de construcción, con los que se diseña un rotor. [Vea Libro wind energy handbook.] . . . . .	58
3.21. Parámetros que relacionan la posición de la cuerda del perfil en relación con la dirección de rotación en una turbina eólica . [Vea Libro wind energy handbook.] . .	68
3.22. Coeficiente de torque de distintos rotores en relación con la velocidad específica del rotor. [Vea Wind energy systems for electric power generation green energy and technology.] . . . . .	70
3.23. Discretización de un asa de turbina eólica para calcular su momento de inercia. [Vea Libro wind energy explained.] . . . . .	72
3.24. Proceso clásico y sus etapas características al analizar la dinámica de fluidos mediante la técnica CFD. . . . .	74
3.25. Elemento diferencial donde se visualizan los esfuerzos a los que se encuentra sometido.. . . . .	78

3.26. Modelado de la turbulencia mediante la suma de las velocidades promediadas e instantaneas . . . . .	79
3.27. Comparación entre las técnicas de DNS,LES Y RANS. Identifica las diferencias entre modelar y resolver la solución de acuerdo al tamaño de los remolinos presentes en la turbulencia. . . . .	80
3.28. Comparación de la estructuras y arreglo de elementos formados para cada tipo de mallado. . . . .	85
4.1. Metodología propuesta para la optimización de los álabes de inducción . . . . .	86
4.2. Funciones que forman parte del programa de Matlab para el calculo aerodinámico de variables . . . . .	87
4.3. Proceso de armado del rotor de inducción para simulación mediante el programa de diseño Design Modeler .] . . . . .	91
4.4. Dominio computacional y condiciones frontera usadas para el cálculo numérico del fluido..] . . . . .	93
4.5. Proceso de mallado de los diferentes dominios usados para la simulación numérica mediante el programa Meshing.] . . . . .	95
4.6. Curva característica para encontrar la independencia de malla en el caso estudiado.	97
4.7. Variación de 0.01 en los resultados de momento calculado en la simulación numérica. Estabilidad de resultados . . . . .	99
4.8. Residuales obtenidos en el proceso de simulación con el modelo $k-\omega$ en estado estable. Se aprecia la estabilidad de resultados después de 400 iteraciones . . . . .	99
4.9. Residuales obtenidos en el proceso de simulación con el modelo $k-\epsilon$ en estado transitorio. Se aprecia la estabilidad de resultados después de 4000 iteraciones . . . . .	100
4.10. Curva característica de velocidad-temperatura para el material polimerico PETG. . . . .	101
4.11. Túnel de viento y banco de pruebas usado para experimentar con los rotores manufacturados mediante tecnología 3D .] . . . . .	103
4.12. Proceso de obtención de datos mediante la experimentación en el túnel de viento y su banco de pruebas.] . . . . .	104
4.13. Velocidades de viento promedio medida en la sección transversal del túnel de viento y en la zona alrededor del hub. . . . .	105
4.14. Instrumentación realizada para la obtención de datos de operación de los prototipos.]	108

4.15. Diagrama de bloques del programa en LABVIEW que controla el sensado de variables. . . . .	109
4.16. Pantalla de mediciones del programa en LABVIEW que controla el sensado de variables . . . . .	109
4.17. Comparación de vistas entre el hub anterior y el hub nuevo propuesto para evitar desbalanceo por apriete] . . . . .	110
4.18. Comparación del torque medido en el túnel de viento y el obtenido mediante simulación CFD. . . . .	111
5.1. Distribución de ángulos de ataque $\alpha$ , ángulo de paso $\beta$ y ángulo de flujo $\phi$ a lo largo del radio. . . . .	115
5.2. Distribución de las cuerdas a lo largo del radio. . . . .	115
5.3. Vistas frontales del modelos finales analizados para encontrar el diseño con los parámetros que generan mayor torque de arranque. Diseños 3,8, 11 y 23 . . . . .	120
5.4. Vistas frontales del modelos finales analizados para encontrar el diseño con los parámetros que generan mayor torque de arranque. Diseños 29,32,37 y 42] . . . . .	121
5.5. Vistas frontales del modelos finales analizados para encontrar el diseño con los parámetros que generan mayor torque de arranque. Diseños 43 y 44] . . . . .	122
5.6. Vistas laterales modelos finales analizados para encontrar el diseño con los parámetros que generan mayor torque de arranque. Diseños 3, 8, 11y 23]] . . . . .	123
5.7. Vistas laterales modelos finales analizados para encontrar el diseño con los parámetros que generan mayor torque de arranque. Diseños 29,32,37 y 42.] . . . . .	124
5.8. Vistas laterales modelos finales analizados para encontrar el diseño con los parámetros que generan mayor torque de arranque. Diseños 43 y 44] . . . . .	125
5.9. Valor del torque de arranque obtenido para los diseños del 1 al 25 a una velocidad de 4m/s . . . . .	125
5.10. Valor del torque de arranque obtenido para los diseños del 26 al 44 a una velocidad de 4m/s . . . . .	126
5.11. Valor del momento de inercia obtenido para los diseños del 1 al 26. . . . .	126
5.12. Valor del momento de inercia obtenido para los diseños del 26 al 44. . . . .	127
5.13. Valor del parámetro $\Pi$ (Torque desarrollado entre momento de inercia) para los diseños 1 al 25. . . . .	127

5.14. Valor del parámetro $\Pi$ (Torque desarrollado entre momento de inercia) para los diseños 26 al 44. . . . .	128
5.15. Evaluación del torque de arranque en los modelos finales de la optimización en un rango de velocidad de 4 a 8 m/s . . . . .	128
5.16. Evaluación del torque aerodinámico en los modelos finales de la optimización variando la velocidad de rotación. Comparación con los modelos de referencia . . . . .	129
5.17. Evaluación de la potencia en los modelos finales de la optimización variando la velocidad de rotación. Comparación con los modelos de referencia . . . . .	129
5.18. Variación del angulo de inducción $\phi$ y su comportamiento en la obtención del torque de arranque . . . . .	130
5.19. Variación del angulo de redirección y su modificación en la abertura de la zona de inducción (Valores de 0 a 5).] . . . . .	131
5.20. Variación del angulo de redirección y su modificación en la abertura de la zona de inducción (Valores de 5 a 10 . . . . .	132
6.1. Comparación de propiedades geométricas entre el modelo de referencia IBRM y el modelo optimizado IB43-10. Vistas de la forma del álabe] . . . . .	135
6.2. Comparación de propiedades geométricas entre el modelo de referencia IBRM y el modelo optimizado IB43-10. Vistas de la forma del álabe . . . . .	136
6.3. Comparación del torque de arranque obtenido entre los rotores de aspas sencillas (50W-RM) y el rotor de álabes de inducción optimizado (IB43-10). Método MRF. . . . .	137
6.4. Comparación del torque aerodinámico en rotación obtenido entre los rotores de aspas sencillas (50W-RM) y el rotor de álabes de inducción optimizado (IB43-10.).Método MRF. . . . .	137
6.5. Comparación de la potencia de salida obtenido entre los rotores de aspas sencillas (50W-RM) y el rotor de álabes de inducción optimizado (IB43-10.). Método MRF] . . . . .	138
6.6. Comparación del coeficiente de potencia obtenido entre los rotores de aspas sencillas (50W-RM) y el rotor de álabes de inducción optimizado (IB43-10.). Método MRF. . . . .	138
6.7. Comparación del coeficiente de torque obtenido entre los rotores de aspas sencillas (50W-RM) y el rotor de álabes de inducción optimizado (IB43-10.). Método MRF. . . . .	139
6.8. Comparación del torque de arranque obtenido entre los rotores de aspas sencillas (50W-RM) y el rotor de álabes de inducción optimizado (IB43-10.). Método 6DOF. . . . .	140

6.9. Comparación de la velocidad angular en el arranque entre los rotores de aspas sencillas (50W-RM) y el rotor de álabes de inducción optimizado (IB43-10.). Método 6DOF. . . . .	141
6.10. Comparación del torque de arranque en los primeros giros obtenido entre los rotores de aspas sencillas (50W-RM) y el rotor de álabes de inducción optimizado (IB43-10.). Método 6DOF. . . . .	142
6.11. Comparación de la potencia de salida obtenido entre los rotores de aspas sencillas (50W-RM) y el rotor de álabes de inducción optimizado (IB43-10.). Método 6DOF	143
6.12. Comparación de la velocidad angular máxima obtenido entre los rotores de aspas sencillas (50W-RM) y el rotor de álabes de inducción optimizado (IB43-10.). Método 6DOF.] . . . . .	143
6.13. Planos usados para la visualización de resultados mediante la técnica de dinámica de fluidos computacional con el software de FLUENT. . . . .	144
6.14. Contornos de presión en una vista lateral (50W-RM en la izquierda e IB43-10 en la derecha) . . . . .	147
6.15. Contornos de presión en una vista superior (50W-RM en la izquierda e IB43-10 en la derecha) . . . . .	148
6.16. Contornos de presión en una vista tangencial en la salida de los rotores (50W-RM en la izquierda e IB43-10 en la derecha) . . . . .	150
6.17. Contornos de velocidad en una vista lateral (50W-RM en la izquierda e IB43-10 en la derecha). . . . .	151
6.18. Contornos de presión en una vista superior (50W-RM en la izquierda e IB43-10 en la derecha) . . . . .	152
6.19. Comparación de resultados en el torque de arranque modificando el parámetro $\lambda$ en los diseños 50W-RM e IB43-10. Resultados obtenidos mediante simulación numérica	153
6.20. Comparación de resultados en el torque aerodinámico en rotación modificando el parámetro $\lambda$ en los diseños 50W-RM e IB43-10. Resultados obtenidos mediante simulación numérica . . . . .	154
6.21. Comparación de resultados de torque de arranque obtenido entre un diseño de aspas sencillas de 500 W con un modelo de álabes de inducción de la misma potencia. Resultados obtenidos mediante simulación numérica . . . . .	154
6.22. Comparación de potencia de salida obtenida entre un diseño de aspas sencillas de 500 W con un modelo de álabes de inducción de la misma potencia. Resultados obtenidos mediante simulación numérica. . . . .	155

6.23. Comparación de resultados de torque de arranque obtenido entre un diseño de aspas sencilas de 5000 W con un modelo de álabes de inducción de la misma potencia. Resultados obtenidos mediante simulación numérica . . . . .	155
6.24. Comparación de potencia de salida obtenida entre un diseño de aspas sencillas de 5000 W con un modelo de álabes de inducción de la misma potencia. Resultados obtenidos mediante simulación numérica . . . . .	156

# Índice de cuadros

3.1. Valores recurrentes de $Z_0$ para varios tipos de terreno . . . . .	33
3.2. Acontecimientos importantes relacionados con la energía eólicas en el mundo. . . .	34
3.3. Usos típicos y subclasificación de las turbinas de eje horizontal de baja potencia. [Vea Libro small wind turbines.] . . . . .	42
4.1. Proceso de evaluación para obtener el estudio de independencia de malla del análisis numérico . . . . .	96
4.2. Comparacion de resultados para la selección del modelo de turbulencia mas adecuado	98
5.1. Propiedades aerodinámicas del diseño de 50 watts . . . . .	114
5.2. Comparación de propiedades de los diseños de referencia . . . . .	116
5.3. Propiedades geométricas en los diseños 1-21 . . . . .	117
5.4. Propiedades geométricas en los diseños 22-44 . . . . .	118
6.1. Comparación de propiedades físicas de los modelos de referencia y el diseño opti- mizado. . . . .	133
6.2. Propiedades de torque, empuje y presión calculados en los cuerpos de los rotoes..	141
6.3. Planos de análisis (inlet and outlet) para 50W-RM . . . . .	145
6.4. Planos de análisis (inlet and outlet) para IB43-10 . . . . .	145

# Capítulo 1

## Introducción

### 1.1. Motivación

El Global Wind Report reporta que 2021 fue un año con una capacidad de instalación de 93 GW instalados de energía eólica en todo el mundo y cuyo acumulado de capacidad instalada es un total de 743 GW (un crecimiento del 53 % en comparación con los 60,8 % del 2020). Este estudio considera la capacidad total mundial instalada registrada para todo tipo de producción energética mediante energía eólica

Por su parte, el Small Wind World Report del 2017 (último reporte de esta categoría), enfocado en el rango de baja capacidad, prevé que el mercado mundial de energía eólica de baja capacidad continúe una tasa de crecimiento mínima del 12 %. Pronostica, que la industria alcanzara aproximadamente 270 MW de capacidad instalada agregada anualmente para 2020 y logrará una capacidad instalada acumulada de aproximadamente 1,9 GW para 2023.

Hay empresas destacadas en el análisis de condiciones para el mercado eólico como lo es Mordor Intelligence. Esta considera que el área de turbinas eólicas de baja capacidad tienen un gran potencial de aprovechamiento debido a que según sus reportes ha tenido una alza de instalación en el mercado actual. Menciona que se debe a factores como que la inversión inicial para generación de energía eólica de baja capacidad es de bajo costo, sin instalación de mano de obra calificada y de fácil mantenimiento. Además de que realiza un análisis donde concluye que para el mercado de turbinas eólicas de baja capacidad hay un gran mercado sin empresas dominantes en el área. La imagen 1.1 visualiza la segmentación del mercado para las empresas en turbinas de baja capacidad.

En el plano nacional, el estudio publicado por la Asociación Mexicana de Energía Eólica reporta que México cuenta con un potencial eólico de cerca de 50 GW eólicos y se requieren utilizar tan solo alrededor de 17 GW para alcanzar el objetivo de generar 35 % de energía eléctrica

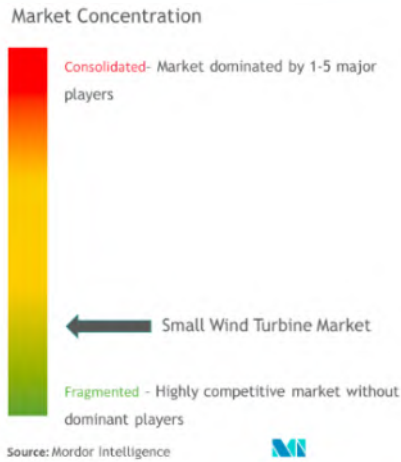


Figura 1.1: Oportunidad de una empresa en el mercado de turbinas eólicas de baja capacidad para competir. Mordor Intelligence

Small Wind Turbine Market : Growth Rate by Region, 2022-2027



Source: Mordor Intelligence

Figura 1.2: Proyección de crecimiento mundial por zonas para el mercado de turbinas eólicas de baja capacidad. Vea Mordor Intelligence

con tecnologías limpias para el año 2024. El mismo reporte menciona que, mas allá de los claros beneficios medioambientales por la mitigación de emisiones de CO<sub>2</sub>, el desarrollo del sector eólico conlleva beneficios económicos y sociales. Este estudio mexicano coincide con las proyección de desarrollo que provee la empresa Mordor Intelligence para el crecimiento en la región de Norteamérica del cual México es parte. Ver la imagen 1.2

Adicionalmente el Atlas Eólico Mexicano, presenta el vasto recurso eólico nacional que incluye las regiones con mas alto potencial como Oaxaca, Baja California Norte, Coahuila,



Tamaulipas y Sonora, regiones que presentan velocidades de viento superiores a los 8 m/s. La capacidad instalada en 2022 se visualiza en la imagen 1.3. El mismo estudio reporta el extenso territorio nacional que presentan velocidades de viento de entre 3 a 8 m/s; potencial eólico que se podría aprovechar con aerogeneradores de baja capacidad como la que se presentan en el presente trabajo.

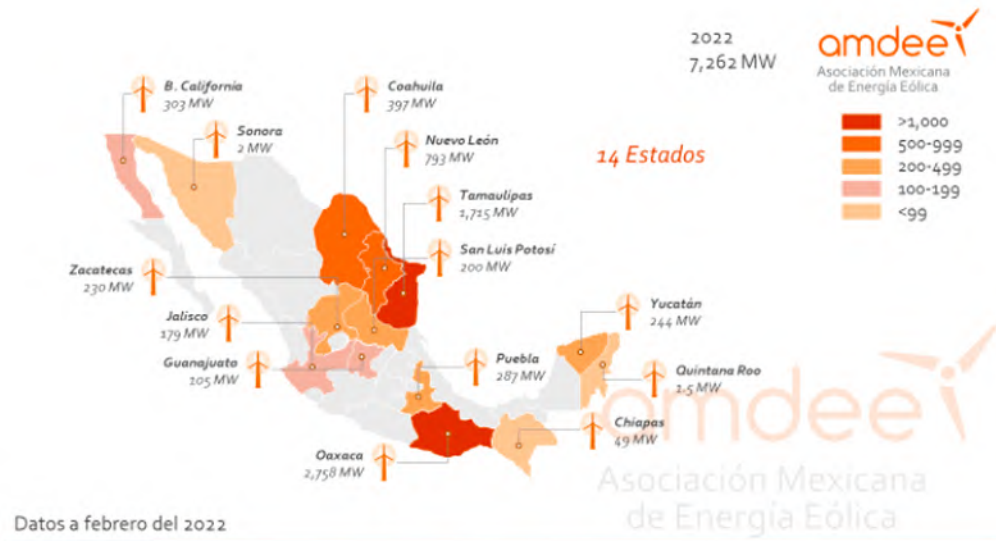


Figura 1.3: Capacidad de potencia instalada por estados de la república Mexicana. Datos del 2022. Vea Asociación Mexicana de Energía Eólica

## 1.2. Definición del problema

Las turbinas eólicas de eje horizontal (HAWT por sus siglas en inglés), son dispositivos mecánicos diseñados para captar la energía cinética del aire y transformarla en energía mecánica que mediante un eje conectado a un generador se convierte en energía eléctrica. Los álabes o aspas son los elementos diseñados para captar el movimiento de aire y de ellos depende mayormente la eficiencia de transformación de la energía. La potencia máxima se logra con la velocidad de viento incidente máxima considerada en el diseño aerodinámico, generalmente 8, 9 y 10 m/s para turbinas de baja capacidad. Para lograr esta potencia, la turbina primero tiene que arrancar a velocidades de viento mas bajas de entre 4- 6 m/s para poder comenzar a operar. Estos diseños eólicos cuentan con equipos auxiliares que maximizan la extracción de la energía proveniente del viento y así eficientemente su extracción. Los equipos mencionados son: Pitch control para posicionar angularmente el rotor frente a la corriente de viento para maximizar la extracción de potencia pero que también sirve para sacar de operación a la turbina por seguridad cuando existan ráfagas violentas. Cuenta también con una veleta con sensores de posicionamiento para orientar el rotor en la dirección de



viento máxima. Finalmente y un equipo muy importante es el motor arrancador, sirven para accionar el rotor y vencer más rápidamente el momento de inercia de un rotor cuando las condiciones de viento son adecuadas para generar energía, así se facilita la fase de arranque y se completa en menor tiempo. Estos equipos auxiliares se encuentran generalmente en turbinas de alta capacidad debido a que la cantidad de energía disponible-extraída es basta y el retorno de inversión de estos equipos auxiliares es casi inmediata, es decir que la proporción costo-beneficio obtenido es alto. En cambio, para las turbinas eólicas de baja capacidad por definición deben ser económicas, confiables, y casi libres de mantenimiento, por lo que el uso de equipos auxiliares complementarios para maximizar su eficiencia es casi imposible debido a la relación mencionada. La norma europea IEC-61400-2 del 2006 define a un aerogenerador de baja potencia a sistemas con áreas de barrido menores a  $200 m^2$  y  $500 KW$ . Algunos autores proponen una subclasificación de microturbinas eólicas con diámetros menores a  $D < 1m$ , se mencionan porque en el presente trabajo se diseñan rotores de este tipo.

El arranque en cualquier tipo de turbina eólica es una fase crítica, debido a que el dispositivo debe vencer el par resistivo al que está sometido para dejar atrás las condiciones de estado estable, que comience a girar y produzca energía útil. Existen dos tipos de arranque bien identificados en turbinas eólicas, el asistido y el autoarranque, los cuales son característicos en turbinas de alta capacidad y baja capacidad de generación respectivamente. El arranque asistido se activa cuando existen condiciones de viento adecuadas para que un sistema eólico pueda generar. El sistema arrancador provoca un movimiento circular del rotor mediante la excitación de un sistema de engranajes en el hub central, tal que permita vencer la inercia de los álabes. Una vez que se ha vencido la inercia del estado estable y la turbina se mantiene girando con una velocidad angular constante, se dice que la fase de arranque terminó. Caso contrario, en turbinas de pequeño tamaño debido a su simplicidad, estas dependen totalmente de sus propios medios para poder completar satisfactoriamente el arranque. La forma aerodinámica de los álabes en este tipo de turbinas es crucial y determinante para completar satisfactoriamente este proceso. El rotor está sometido a un torque resistivo debido al generador y a la inercia de los álabes, este se vence cuando el torque aerodinámico generado por la incidencia del aire sobre los álabes sobrepasa el valor del torque resistivo. Vencer este torque resistivo se dificulta aerodinámicamente, ya que la sustentación generada por los álabes de la turbina en condiciones de arranque (ángulo de ataque  $\alpha = 90$  y números de Reynolds bajos) es casi nula, lo cual dificulta el desarrollo del proceso. Por lo que tener diseños o formas aerodinámicas más eficientes es un requisito indispensable para garantizar un mejor desempeño en la fase de arranque. Se dice que cuando la velocidad angular  $\frac{d\Omega}{dt} \gg 1$ , el rotor entonces arrancó.

Culminar la fase de arranque con éxito implica que el rotor pueda cumplir el propósito para el cual fue diseñado, por lo que se convierte en un tema importante a considerar para maximizar la extracción energética. En el presente estudio se optimizará el torque aerodinámico generado



por un álabe de inducción para mejorar el desempeño en la fase de arranque.

### 1.3. Justificación

Una turbina de viento de baja capacidad, debe arrancar a bajas velocidades de viento (4 a 6 m/s), para ponerse en operación y pueda cumplir su propósito. Los primeros estudios relacionados en analizar la fase de arranque en turbinas eólicas de baja capacidad están atribuidos a [1],[2],[3]. El arranque de las turbinas eólicas se ha convertido en un tema de interés para los diseñadores de turbinas de baja capacidad ya que de no completar exitosamente este proceso la generación de energía se encuentra altamente comprometida. La mayoría de los diseñadores no se preocupan por que su diseño contemple el mejor desempeño aerodinámico en la fase de arranque ya que la principal función es la de obtener la mayor potencia posible en operación nominal. Estas dos fases contemplan desempeños aerodinámicos completamente diferentes por lo que tener propiedades aerodinámicas que potencien el desempeño en ambas situaciones se convierte en un reto para el diseñador.

Los álabes captan el aire y lo transforman en el torque necesario para vencer el torque resistivo y que esta pueda arrancar. Los estudios de optimización están centrados en obtener las mejores características aerodinámicas de este elemento tales como lo desarrollaron [4], [5], y [6]. Los estudios de optimización realizados reportan aumentos de entre 3% y 10% en el torque aerodinámico desarrollado en la fase de arranque pero un decrecimiento proporcional en la potencia de salida, cuyos detalles se pueden consultar en [7], [3], [8] y [9]. Esta problemática ha incentivado que se desarrollen diseño innovadores de álabes para turbinas eólicas tal que mejoren el desempeño aerodinámico en diferentes condiciones [10], [11], [12], [13] y [14].

Estos nuevos diseños fueron la inspiración para concebir un nuevo álabe concepto que lleva por nombre álabe de inducción aplicable a cualquier turbina eólica de eje horizontal cuya función es la de mejorar el torque de arranque y cuyo desarrollo de obtención se menciona en la referencia [15]. Este nuevo diseño de álabe de inducción se usó en una turbina de 2.4 KW cuyo desarrollo se muestra en el trabajo [16], mostrando mejoría en el desempeño de la fase de arranque.

En el presente estudio se llevará a cabo la optimización de una turbina con álabes de inducción para un rotor de 50 Watts y 0.31m de radio, Se usa la técnica de dinámica de fluidos computacional para lograr dicho objetivo, ya que es una técnica ampliamente usada y validada para llevar a cabo proceso de optimización tales como [17], [18], [19], [20], [21] y [22].

La optimización esta enfocada en aumentar el torque desarrollado en el arranque con el menor momento de inercia del conjunto y así mantener una relación máxima entre el torque generado y el momento de inercia del alabe. Se estudiará también el comportamiento aerodinámico una turbina de álabes de inducción en comparación con una turbina de diseño tradicional.



Se evalúan propiedades aerodinámicas importantes para este tipo de máquinas (velocidad angular, aceleración angular, evolución del torque, tiempo de arranque etc).

## 1.4. Objetivos

### 1.4.1. Objetivo General

Optimizar aerodinámicamente los álabes de inducción de una turbina eólica de baja capacidad de 50 W para generar mayor torque en el arranque considerando el momento inercial del álabe.

### 1.4.2. Objetivos específicos

- Crear un algoritmo de respuesta rápida para facilitar el diseño teórico de los álabes de inducción mediante la teoría BEM, usando MATLAB.
- Establecer un proceso de optimización iterativo para reducir los tiempo de interacción humano-computadora.
- Maximizar la relación  $\Pi$ , (torque de arranque entre momento de inercia) en el modelo optimizado
- Validar el modelo de dinámica de fluidos computacional en FLUENT mediante datos de un prototipo probado en un túnel de viento.
- Instrumentar un banco de pruebas para caracterizar el desempeño aerodinámico de una turbina con álabes de inducción durante la fase de arranque.
- Evaluar el desempeño aerodinámico de los rotores con álabes de inducción usando de dinámica de fluidos computacional.
- Evaluar el desarrollo de torque aerodinámico mediante la técnica de seis grados de libertad (6DOF).
- Manufacturar prototipos en impresión 3D para validar los estudios de dinámica de fluidos computacional.
- Comparar el desempeño aerodinámico en el arranque de una turbina eólica con álabes de inducción en relación con una turbina de álabes tradicionales.
- Ensayar el diseño optimo de álabes de inducción y compararlo con un diseño de álabes tradicional.



## 1.5. Hipótesis

Se puede optimizar el diseño aerodinámico de las aspas de inducción de una turbina eólica de eje horizontal de 50 Watts, para generar un mayor torque de arranque mediante la modificación geométrica de sus parámetros de construcción cuyo antecedente se puede encontrar en el estudio [23]. En este trabajo se descubrió el hecho de que modificar los parámetros de construcción del álabe de inducción, nos proporciona comportamientos aerodinámicos diversos. Así nace la inquietud por estudiar ese comportamiento y enfocarlo en el mejoramiento del proceso de arranque. En la optimización se debe considerar la relación de transferencia y aprovechamiento del torque  $\Pi$ , que considera el torque generado a una velocidad específica entre el momento de inercia del conjunto. Para fines prácticos el modelo optimizado del álabe de inducción debe tener una relación de transferencia de torque  $\Pi$ , mayor que el modelo de inicio y a su vez mayor que un diseño tradicional de la misma potencia.

## Capítulo 2

# Estado del Arte

### 2.1. Proceso de optimización de arranque en diseños tradicionales

En [1] se estudió la fase de arranque de una turbina de baja capacidad (5 KW), cuya metodología consistió en variar el ángulo de paso del álabe, desde  $0^\circ$  hasta  $35^\circ$  estudiando el comportamiento de la velocidad angular y el torque. La metodología menciona que los cálculos se realizaron en base a la teoría elemental para el diseño de álabes y haciendo una consideración de flujo en estado estable. Se hizo una comparación entre valores reales de operación y valores calculados mediante ecuaciones diferenciales para obtener la velocidad angular, determinando que su método de análisis describía de manera similar el comportamiento real de operación. El torque fue calculado mediante la consideración de cuasi-equilibrio en el elemento analizado. La conclusión que obtuvieron fue que a medida que el valor del ángulo de paso (pitch control) aumenta, el periodo de poca aceleración decrece, alcanzando más rápidamente las condiciones óptimas para operación. Además de mencionar que el ángulo óptimo de ataque es de  $20^\circ$  para tener el arranque a un tiempo mas corto. La figura 2.1 muestra los elementos que consideraron para el análisis del comportamiento del torque.

Después de analizar y detallar los resultados encontrados en su artículo anterior ([1]), los autores en su trabajo [7] expandieron su trabajo en el análisis del arranque. Argumentaban que el arrancar una turbinas de baja capacidad con una menor velocidad de viento, tiene una implicación económica, pues se puede incrementar la potencia anual generada debido a un mayor tiempo de funcionamiento Esta investigación define el arranque de la turbina desde el momento en que los álabes están en estado estacionario y el momento en el cual comienzan a producir potencia útil, que generalmente se logra al 30% de la velocidad angular máxima. Para hacer las mediciones de los parámetros que caracterizan la fase de arranque, se desarmó la turbina usada para ajustar el mecanismo del ángulo de paso y medir el comportamiento de cada uno de estos parámetros. Se

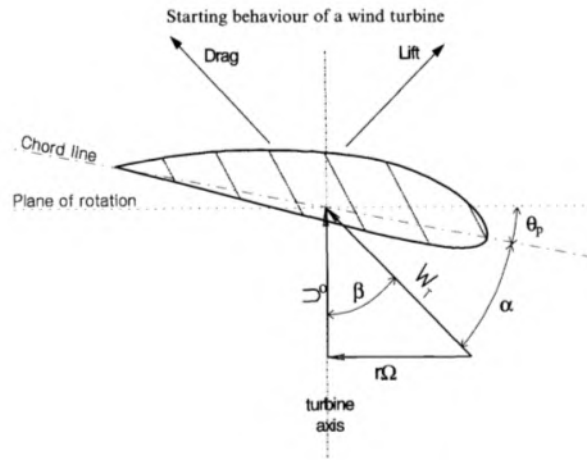
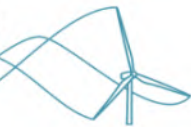


Figura 2.1: Elementos aerodinámicos que involucra la generación aerodinámica del torque. Veá[1]

tomaron como referencia los resultados teóricos de su estudio anterior [1] para medir los valores operación en sitio para una turbina con características similares, se hizo con fines comparativos y analizar la disyuntiva entre valores teóricos y reales.. Mediante el ajuste en el mecanismo del ángulo de paso, se observaban las variaciones producidas en el torque debido al tipo de álabes utilizados para operar la turbina, jugando principalmente con el momento de inercia de los álabes. Los ángulos de ataque no fueron monitoreados durante la realización de la prueba. El problema de esta investigación radica en que se hicieron muchas consideraciones ideales para obtener mediante las teorías de diseño de álabes los valores aproximados a los reales. Los autores mencionan que el objetivo de su trabajo es marcar una base de manera que otras personas puedan tomar los valores encontrados en sus mediciones para desarrollar mejorías en sus propios sistemas

El autor [2] en su artículo propone que a medida que la velocidad del viento aumenta desde cero, es decir parte del reposo, las turbinas pequeñas de baja capacidad comenzarán a girar cuando el par resistivo que actúa sobre la turbina sea superado por el torque aerodinámico que generan los álabes producto del viento incidente. Este trabajo considera el uso de la teoría del elemento-álabe ( BEM) estándar para calcular el viento de arranque mínimo necesario para que una turbina pueda comenzar a girar. Considera el calculo de la sustentación aerodinámica y el arrastre generado mediante formulas empíricas, basado en la premisa de que la mayoría de los perfiles aerodinámicos para turbinas eólicas de baja capacidad se comportan de manera similar operando a altos ángulos de ataque. La figura 2.2 muestra la comparación entre los valores de coeficientes obtenidos mediante las formulas empíricas del autor y los datos de laboratorio de perfiles aerodinámicos conocidos. Estas ecuaciones empíricas ayudan a aproximar el comportamiento del coeficiente de sustentación y arrastre cuando no se tienen datos del perfil aerodinámico. También propone una ecuación matemática tal que permita conocer el torque de arranque que se genera por la turbina basandose en las propiedades geométricas de los álabes. Esta ecuación se evalúa para dos



pequeños álabes diseñadas por el autor para las cuales se ha determinado la velocidad del viento de arranque. El autor concluye que en ambos casos, los cálculos con esta ecuación, sobrestiman considerablemente la velocidad necesaria para arrancar, por lo que se debe tomar como cálculos complementarios y no definitivos.

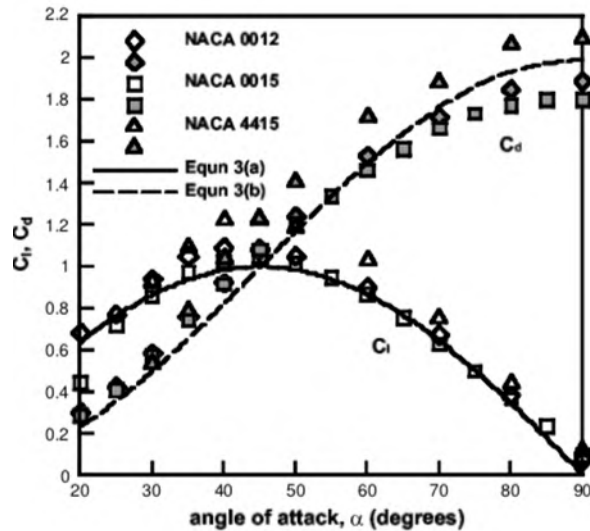


Figura 2.2: Comparación de los valores obtenidos con las ecuaciones propuestas para calcular coeficientes de sustentación/arrastre en relación con los valores reales de los perfiles. Son útiles para predecir el comportamiento en el arranque en perfiles con ausencias de datos. Vea [2]

Los autores del trabajo [3] realizan un estudio en el que plantean que, con el fin de extraer la máxima potencia posible, es importante que las aspas de los aerogeneradores pequeños comiencen a girar a la menor velocidad de viento posible. Se midieron los valores de torque, velocidad angular y tiempo de arranque de una turbina eólica de eje horizontal de 2 metros de diámetro y tres aspas situada en campo. Posteriormente estos valores obtenidos se compararon con los cálculos obtenidos mediante la evaluación de la teoría elemento-álabe. Se hicieron predicciones precisas de la aceleración del rotor para una amplia gama de velocidades del viento, utilizando una combinación de datos interpolados de perfiles aerodinámicos y ecuaciones genéricas para calcular la sustentación y arrastre en altos ángulos de incidencia. El trabajo muestra que el comportamiento de la fase de arranque de la turbina es notablemente predecible por el análisis del elemento-álabe. La teoría de cálculo para los álabes sugiere que el mayor torque durante el arranque es generado cerca del hub, mientras el torque de producción de potencia, viene mayormente influenciado por la punta del álabe. Se hizo un análisis de campo que duró 70 horas con el objetivo de identificar la cantidad de veces que la turbina salía de operación por la ausencia del viento y cuánto tiempo llevaba poder arrancar de nuevo. Se encontró que toma aproximadamente 28 segundos para que la turbina arranque, teniendo como máximo 101 s y mínimo de 9 s, determinado que el tiempo de arranque tiene una alta dependencia de la velocidad del viento debido a que es el encargado de



generar el torque aerodinámico. Con base en estas afirmaciones se puede confirmar que el diseño aerodinámico de los álabes es el camino correcto para producir mayores valores de torque con una velocidad de viento baja, poniendo mayor atención en la zona cercana al hub. La imagen 2.3 muestra la contribución al torque aerodinámico de las secciones del álabe a medida que cambia el tiempo de análisis durante el arranque.

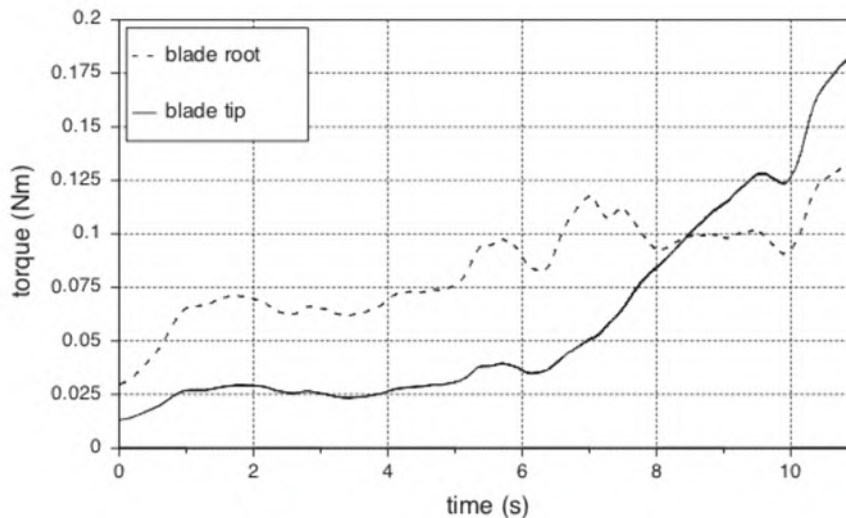


Figura 2.3: Aportación de torque aerodinámico de cada una de las secciones del álabe a medida que evoluciona el tiempo de arranque. Vea [3]

El trabajo [8] considera el estudio de un nuevo perfil aerodinámico para bajos números de Reynolds y evalúan su desempeño en un rotor de dos álabes en un rango de velocidades de viento de 3 a 6 m/s, estudiando la fase de arranque. Mencionan que el uso de perfiles aerodinámicos de bajo número de  $R_e$  especialmente diseñados permite el arranque a velocidades de viento más bajas, lo que aumenta el par de arranque y, por lo tanto, mejora el rendimiento general de la turbina. La turbina analizada tenía pitch control y cuyo mecanismo se varió en valores de  $15^\circ$ ,  $18^\circ$  y  $20^\circ$  para estudiar la velocidad a la cual se producía el arranque. La velocidad de arranque promedio fue de 3.24 m/s, en el ángulo de inclinación óptimo de  $18^\circ$ . Mayormente la velocidad del viento de arranque fue de 2.34 m/s. La velocidad de arranque que se tenía de referencia antes de modificar el perfil aerodinámico era de 3.58 m/s. Esto demuestra que la instalación de un sistema de pitch control es crucial para lograr velocidades de arranque mas bajas. La figura 2.4 muestra los resultados de la velocidad donde se produce el arranque y la evolución del coeficiente de potencia variando los ángulos del mecanismo

En el artículo desarrollado por [24] se presenta los resultados teóricos y experimentales en una turbina eólica 40 cm de diámetro para velocidad de viento nominal de 4 m/s. Los experimentos se llevan a cabo en un túnel de viento mostrando que el diseño es capaz de produ-

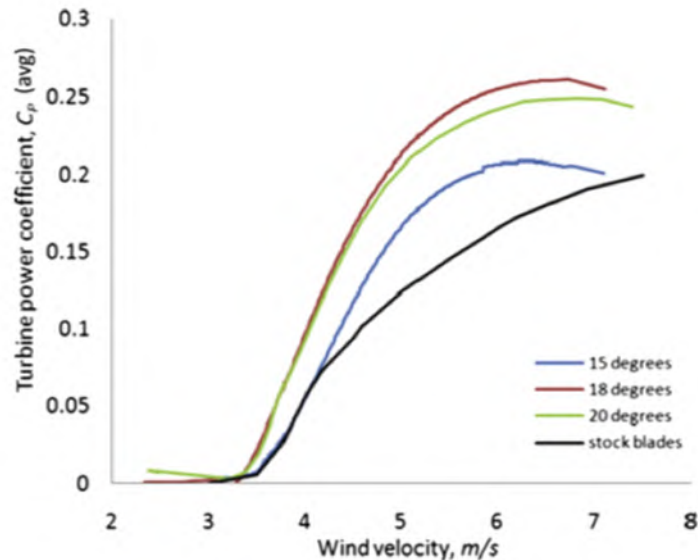


Figura 2.4: Análisis del arranque de la turbina en función del ángulo de pitch control. Veá[8]

cir una potencia máxima de 2.2 W a vientos de 5.5 m/s. Los autores mencionan que comparando su diseño con los diseños encontrados en la literatura publicada, la máquina diseñada es uno de los aerogeneradores más eficientes de pequeña escala. El pequeño diseño logró un coeficiente de potencia  $C_p = 0,32$  y una eficiencia global del 21% a su velocidad nominal del viento de 4 m/s. Mencionan que su diseño se puede utilizar eficazmente para alimentar los componentes electrónicos de baja potencia, especialmente para aplicaciones remotas. También se puede utilizar como un conveniente molino de viento modular de mano que puede recargar las baterías de los dispositivos electrónicos de uso común, como teléfonos celulares, sistemas de posicionamiento global y radios de bolsillo. Un aspecto importante es que arranca a una velocidad de 3 m/s, por lo que se vuelve a confirmar, mientras el radio de los álabes sea mas pequeño, la velocidad de viento necesario para el arranque se encuentra en cercanía con la velocidad de operación nominal (arranca en 3 m/s y su operación nominal es 4 m/s). La figura 2.5 muestra la variación del comportamiento de torque y velocidad angular al modificar la velocidad incidente para el diseño propuesto.

Los autores [9] desarrollan una metodología para el diseño estructural de álabes que incluye la consideración del arranque de una pequeño aerogenerador. Para diseñar un álabe de arranque rápido, se uso una función multiobjetivo y el tiempo de arranque se combinó con la potencia de salida, los esfuerzos de tensión se consideraron como una restricción. La potencia de salida y el tiempo de arranque se calcularon mediante la teoría del momento elemento-álabe (BEM) y se empleó una teoría simple para calcular la tensión y la deflexión a lo largo de este. Se empleó un algoritmo genético para resolver la función objetivo restringida, encontrando parámetros de un álabe óptimo para la cual el tiempo de arranque era pequeño y la potencia de salida era alta

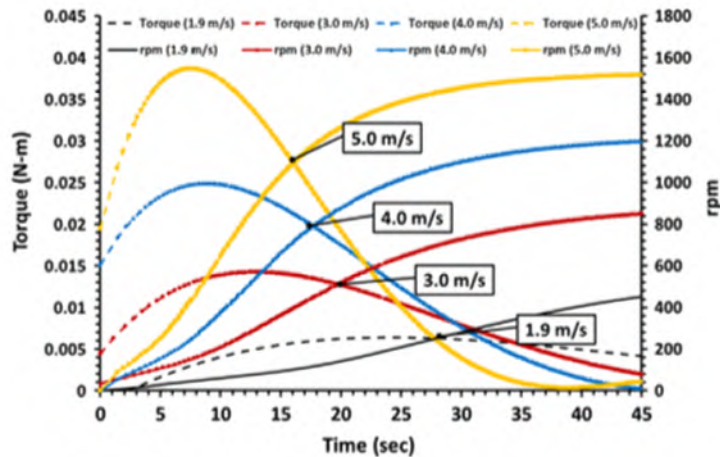


Figura 2.5: Comparación de torque y velocidad angular para una turbina de pequeño tamaño modificando la velocidad de incidencia. Veal[24]

mientras que también se cumplía la limitación de los esfuerzos de flexión. Considerando el modelo de sección transversal hueca para el análisis estructural, las variables usadas fueron la cuerda, el ángulo de torsión y el espesor de la fibra a lo largo del álabe. Los resultados muestran que un álabe hueco disminuye el tiempo de arranque a bajas velocidades al disminuir la inercia de la hoja, mientras que la tensión resultante a lo largo de la hoja no excede los esfuerzos permitidos. Al aumentar la contribución del tiempo de arranque en la función objetivo, tanto la geometría externa como interna de la hoja mejoran el tiempo de arranque. Además los álabes huecos también son álabes más potentes en comparación con las sólidas según reporta. La figura 2.6 muestra los parámetros propuestos para el álabe hueco en el estudio

En el trabajo de los autores [13] se menciona que las turbinas eólicas pequeñas suelen operar en condiciones de viento no óptimas para satisfacer la demanda donde se necesita. Adicionalmente menciona que el rendimiento aerodinámico de los pequeños aerogeneradores de eje horizontal depende en gran medida de los álabes. En este trabajo, la geometría de los álabes de aerogeneradores se optimizan no solo en términos de la distribución de la cuerda y el ángulo de torsión, sino también con una línea de apilamiento tridimensional propuesta como novedad. El autor introduce el término de apilamiento tridimensional que considera el diseño del álabe en la tercera dimensión del plano de diseño  $XY$ . Menciona que al tener inferencia en el plano de rotación y en el plano que lo contiene, se vuelve importante considerar el apilamiento al evaluar su desempeño aerodinámico. La producción anual de energía y el rendimiento inicial se seleccionan como principal objetivo de optimización en este apilamiento. Los resultados muestran que las palas de aerogeneradores con una línea de apilamiento tridimensional correctamente diseñada pueden aumentar la producción anual de energía y tener un mejor comportamiento de arranque en comparación con las geometrías de álabes optimizadas únicamente en 2 dimensiones mediante teoría

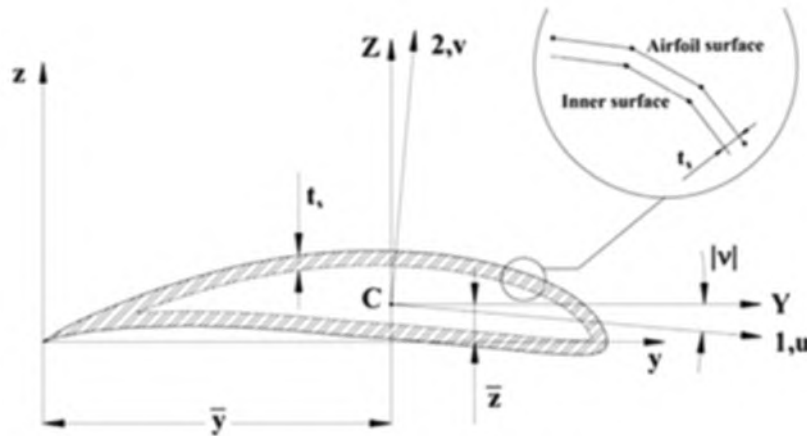
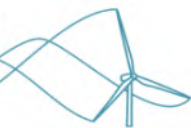


Fig. 1. Cross sectional model of the hollow blade and its geometric properties.

Figura 2.6: Parámetros usados para la optimización de álabes huecos propuestos. Vea[9]

BEM. La figura 2.7 muestra los parámetros de la optimización de los álabes para considerar el apilamiento tridimensional

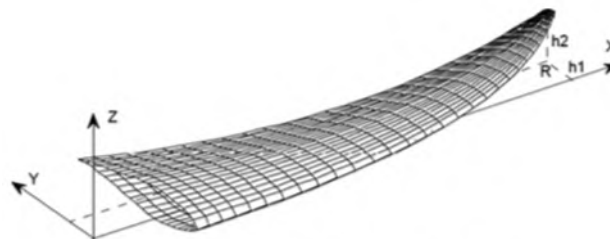


Fig. 8. Schematic of the swept-curved blade.

Figura 2.7: Parámetros de la optimización de los álabes considerando el apilamiento tridimensional para maximizar la obtención de potencia. Vea [13]

[25] propone un método para optimización de cuatro turbinas de baja capacidad donde la función objetivo a maximizar es el torque aerodinámico producido cuando genera la máxima potencia. El proceso de optimización supone una velocidad de viento constante de 7 m/s, así como la longitud de los álabes y el número de ellos también constantes. Partiendo de diseños de álabes bajo la teoría BEM, dividen estos en tres secciones para encontrar los mejores ángulos de ataque en cada una de ellas y la mejor distribución de cuerdas. Utiliza 43 perfiles aerodinámicos comunes que se utilizan en las turbinas de baja capacidad. Producto de la optimización logran incrementar el torque aerodinámico hasta el 19.5% con relación al diseño original diseñado con la teoría BEM. La longitud de los álabes ronda desde los 4 hasta los 9 metros. Abunda en el hecho que se tuvieron



que probar múltiples perfiles aerodinámicos para encontrar el diseño óptimo.

[26] en este artículo se presenta un marco computacional para el diseño aerodinámico óptimo de álabes. El análisis del rotor de la turbina eólica se lleva a cabo utilizando la teoría (BEM). Los parámetros geométricos del aerogenerador también se han calculado mediante esta teoría. En este trabajo se considera un pequeño aerogenerador de eje horizontal (HAWT) de tres palas para mejorar su comportamiento de torque de arranque. El estudio del comportamiento del par de arranque, su análisis y un nuevo enfoque para amortizar las vibraciones producidas en esta fase, es la parte importante de este trabajo. Los resultados de la simulación muestran que una turbina comienza a girar con un par ascendente suave y, después de diez segundos, gana un par constante y una velocidad angular constante. Se usa MATLAB para obtener los parámetros geométricos de los álabes y las fuerzas aerodinámicas a lo largo de la envergadura de estas. Además Pro/ENGINEER se utiliza para el modelado de la estructura sólida de la turbina eólica y ADAMS se utiliza para la simulación numérica. Los resultados demuestran que un álabe con parámetros aerodinámicos correctos puede disminuir hasta en un 20% la velocidad mínima de arranque así como las vibraciones producidas.

## 2.2. Procesos y evaluación de diseño para turbinas eólicas tradicionales

El autor [27] revisa los tópicos de investigación aerodinámica más importantes en el campo de la energía eólica. El artículo es una excelente revisión bibliográfica del estado del arte de la aerodinámica de las turbinas de viento, esto es en cuanto al modelado y predicción de las fuerzas aerodinámicas, predicciones de rendimiento de los parques eólicos y diseño de partes específicas de las turbinas de viento, tales como la geometría de las palas del rotor. Se presentan también los fundamentos de la teoría BEM junto con las directrices para la construcción de perfiles aerodinámicos. Se discuten, además, varias teorías para optimización aerodinámica de rotores y se presentan los últimos resultados de los modelos tradicionales. El autor revisa el estado del arte de las herramientas de simulación numérica para aerogeneradores que incluye modelos de simulación de parques eólicos con estela de rotación.

Los autores [4], presentan un trabajo que tiene como objetivo demostrar un método novedoso para la obtención de diseño de álabe óptima para un aerogenerador de velocidad y paso fija (FPFS). Propone linearizar la forma aerodinámica del álabe mediante la modificación y optimización de los perfiles aerodinámicos del álabe en cuanto a su valor de cuerda y su ángulo de asiento  $\beta$ . La función objetivo de este análisis es la mayor potencia obtenida en un año de operación, es decir AEP (Producción Anual de Energía) considerando una particular distribución de velocidades basadas en el método Weibull. Los resultados demuestran que este método de optimización



de la forma aerodinámica de los álabes nos ofrece una buena oportunidad para el diseño de palas de aerogeneradores FPFS con el fin de lograr un mejor rendimiento de potencia y bajo costo de fabricación. Reporta de un aumento de potencia de alrededor del 3,33 % con la aplicación de esta metodología. La figura 2.8 muestra la parametrización de los valores de linearización y el valor de cuerdas que toman.

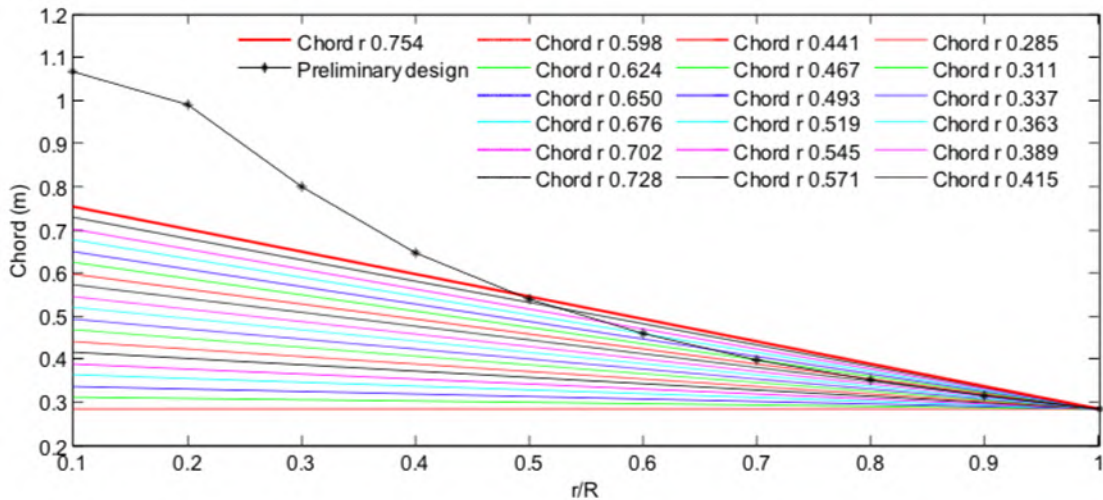


Figura 2.8: Valores de cuerda linearizadas para evaluar el comportamiento aerodinámico y calcular propiedades operacionales. Vea [4]

En su trabajo, los investigadores [28] presentan un modelo para optimizar la distribución de la cuerda y el ángulo de asiento  $\beta$  de los álabes de turbinas de viento, considerando la influencia de la estela, mediante el uso del método de vórtice Rankine. Esta metodología se aplica a tanto grandes como pequeñas turbinas de viento, con el objetivo de mejorar la aerodinámica de la turbina, y particularmente útil para el caso de las turbinas eólicas que operan a bajas velocidades específicas de punta  $\lambda$ . La optimización propuesta se basa en maximizar el coeficiente de potencia, con respecto a la relación general entre el factor de inducción axial  $a$  en el plano del rotor y en la estela  $a'$ . Los resultados muestran un aumento en la cuerda y una ligera disminución en las distribuciones de ángulo de torsión en comparación con otros métodos de optimización clásicos, lo que resulta en una forma aerodinámica mejorada de la pala. La principal ventaja del modelo propuesto es tener en cuenta los efectos de la rotación de raíz utilizando un modelo de vórtice Rankine. El método muestra una mayor eficiencia en comparación con el método de Glauert y optimizaciones de Stewart, que satisfacen la condición descrita por Betz, donde la energía máxima que se puede extraer de la corriente es de 59.26 %. Sin embargo, es necesario considerar algunas limitaciones, como la dificultad para determinar con precisión la rotación máxima del vórtice de estela formado detrás del rotor, lo que indica que se necesitan experimentos más detallados sobre la estructura de la estela para la región central, así como la validez de la corrección de pérdida de punta de Prantl.



En esta investigación el autor [29] diseñó y optimizó un ábabe para turbina eólica. El autor hace énfasis en que los álabes juegan un rol crucial, porque son la parte más importante del sistema de absorción de energía. También menciona que el ábabe debe diseñarse cuidadosamente para permitir absorber energía con su mayor eficiencia. El objetivo principal de este artículo es optimizar el número de álabes y la selección de la relación de velocidad de punta  $\lambda$  correspondiente a la solidez del diseño. Se usaron rotores con diseños de 3, 5 y 7 álabes. Un estudio paramétrico determinó cual ángulo de giro y longitud de cuerda crean la geometría del ábabe mas eficiente para la extracción de energía. El análisis encontró que para los rotores de 3, 5 y 7 álabes el coeficiente de potencia ( $C_p$ ) alcanzó valores máximos de 0.46, 0.5 y 0.48 con sus valores relativos de punta  $\lambda$  igual a 7, 5 y 4 respectivamente para cada caso. Se observó que usando la teoría BEM, el ( $C_p$ ) máximo varió fuertemente con la solidez y débilmente con el número de álabes. Los estudios mostraron que el coeficiente de potencia aumenta hasta el número de álabes con  $N = 5$ , mientras que si el número de palas aumenta por encima de 5, el coeficiente de potencia disminuye. El ( $C_p$ ) más alto se genera por una solidez entre el 4 y el 6, para el diseño con 3 álabes. Estos resultados en conjunto demuestran que el aumentar el numero de álabes no determina un coeficiente de potencia optimo, tal como se visualizan los resultados en la figura 2.9, sin embargo la velocidad de punta y el ángulo de paso si mejoran el rendimiento global.

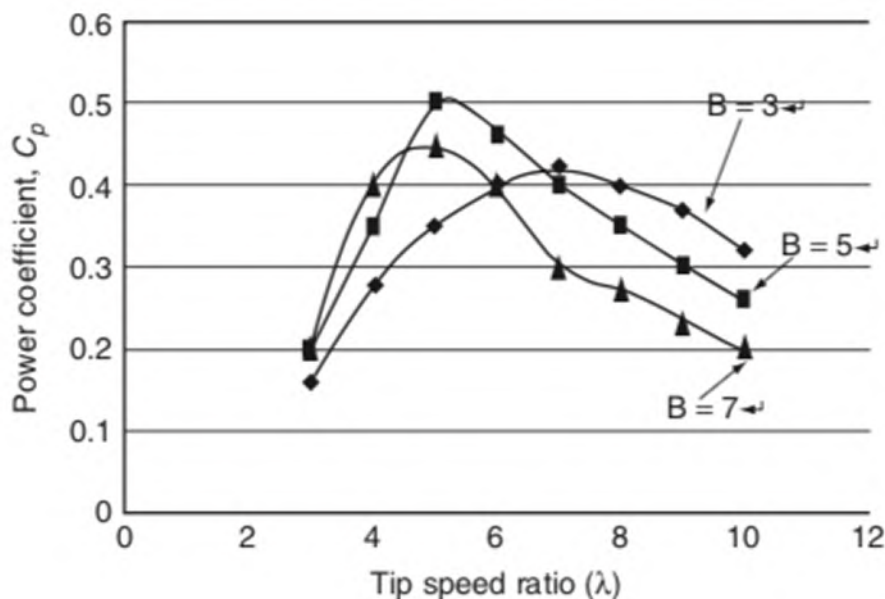


Figura 2.9: Evaluación del coeficiente de potencia considerando numero de álabes diferentes. Veá[29]

Los autores [30] en el desarrollo de su trabajo menciona que los parámetros asociados con la optimización de la geometría de los álabes son importantes porque una vez optimizadas, los álabes de menor radio podrían producir una potencia comparable a turbinas de mayor diámetro y



menos optimizadas. En este trabajo se hace una revisión detallada de varios perfiles aerodinámicos y procesos de optimización de la geometría del perfil para lograr un alto coeficiente de potencia en pequeñas turbinas eólicas. Se modifican parámetros como la línea de combadura, espesor del perfil, y borde de ataque de perfiles aerodinámicos ya existentes. Se infiere que las modificaciones del borde de salida, el grosor y la línea de inclinación del perfil aerodinámico tienen un efecto significativo en el rendimiento del ruido, las características de arranque y las relaciones de sustentación/ arrastre del perfil aerodinámico. También se han discutido los parámetros de diseño del álabe, como el ángulo de inclinación, la cuerda y la distribución de torsión. En las conclusiones de su trabajo muestra que parámetros de trailing edge delgados y superficies curvas se logra un incremento en la relación sustentación/arrastre. Las líneas de combadura pequeñas en perfiles pequeños incrementan el desempeño de potencia al reducir el tamaño y peso de los álabes. Hace también referencia en que los parámetros de cuerda y ángulo de giro a 20 grados mejoran el desempeño en el arranque. La figura 2.10 muestra el desempeño del coeficiente de sustentación para cada perfil aerodinámico evaluado.

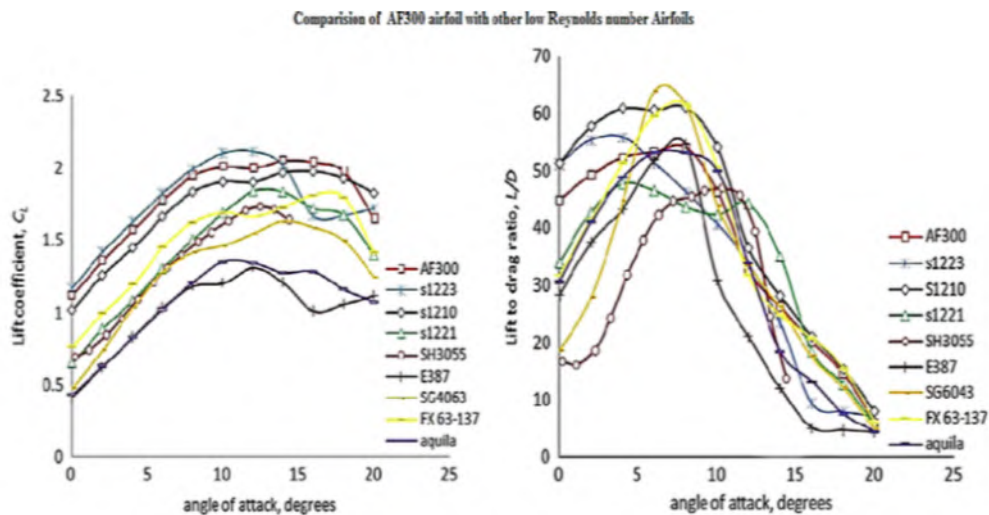
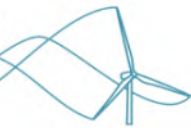


Figura 2.10: Comparación del coeficiente de sustentación entre los perfiles aerodinámicos evaluados para turbinas eolicas con operación en números de Reynolds bajos. Veá[30]

Otra metodología analizada y bien fundamentada es propuesta por [31], Este trabajo tiene como objetivo optimizar la distribución de la cuerda y el ángulo de giro de un pequeño álabe de aerogenerador para maximizar su producción anual de energía (AEP). El álabe de una turbina eólica de eje horizontal (HAWT) se optimiza mediante un código de cálculo basado en la teoría del momento del elemento del álabe (BEM). Una tarea difícil en la implementación de la teoría BEM es la representación correcta de los coeficientes de sustentación y arrastre en la zona de pérdida. En esta investigación, se utilizó el método basado en las ecuaciones de Viterna para extrapolar los datos del perfil aerodinámico al régimen posterior a la zona de contacto principal y



los resultados se compararon con varios modelos matemáticos. Los resultados mostraron la gran capacidad de este método para predecir el rendimiento de los aerogeneradores. La evaluación de la eficiencia de los álabes de aerogeneradores diseñadas con el modelo propuesto muestra que los parámetros óptimos de diseño dieron lugar a un incremento del 8,51 % en la tasa AEP respecto a los correspondientes parámetros de funcionamiento fabricados de referencia. La figura 2.11 muestra el proceso de optimización seguido.

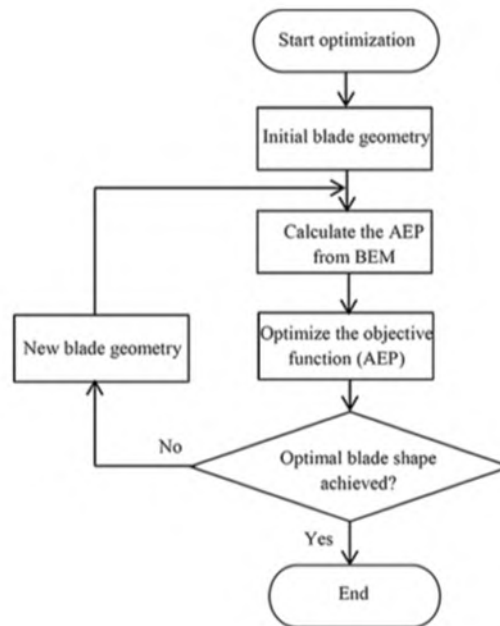


Figura 2.11: Metodología propuesta para la optimización de [31]

[32] Este trabajo describe un marco de optimización diferente para el diseño aerodinámico de álabes en condiciones realistas, considerando múltiples parámetros de diseño, teniendo en consideración la teoría BEM. La relación entre la función objetivo y los parámetros de diseño, como la longitud de cuerda máxima y el ángulo de torsión, se obtuvieron utilizando la metodología de superficie de respuesta de segundo orden (RSM), Las restricciones son que la cuerda no debe pasar de 2.5 m y ángulo de torsión de 15 grados. Además se comparan las geometrías del álabes inicial de referencia optimizada y se demostró que el rendimiento del álabes optimizado mejoró significativamente, ya que la potencia máxima de salida se logra obtener a una velocidad de viento de 1 m/s menor al álabes inicial. De hecho, la potencia de salida se incrementó en aproximadamente un 10 %, aunque el empuje recibido no varió significativamente. También mencionan que el resultado global mostró una mejora significativa en comparación con los álabes de referencia. La figura 2.12 muestra la metodología de optimización usada.

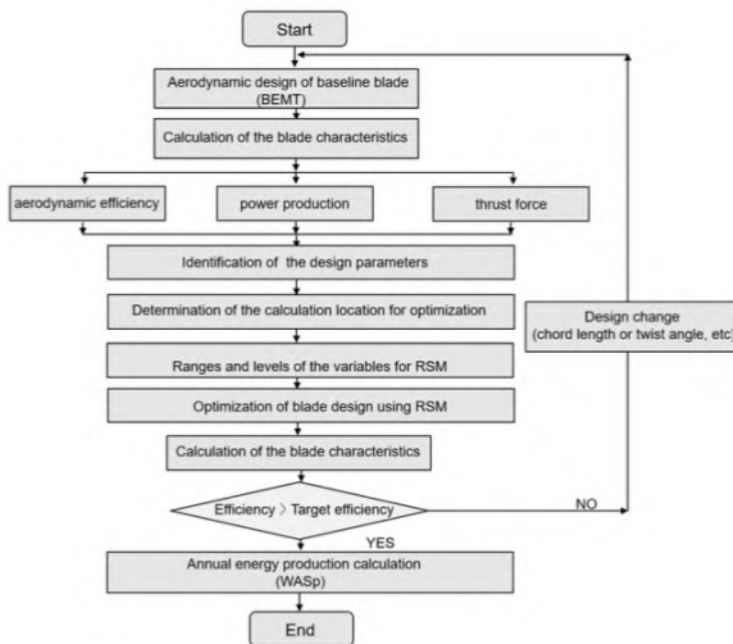


Figura 2.12: Metodología propuesta para la optimización de [32].

### 2.3. Evaluación de desempeño aerodinámico en turbinas eólicas mediante CFD

[17] menciona que el objetivo de su estudio es investigar la posibilidad de mejorar la captación de energía eólica, en condiciones de baja velocidad del viento en una zona urbanizada mediante el diseño de un pequeño aerogenerador para uso doméstico en zonas con abundantes edificaciones. El diseño pretende acelerar el aire de entrada mediante la colocación de un difusor ya que el argumento es que si la velocidad de entrada aumenta, la potencia de salida lo hace de la misma manera. Esta investigación desarrolla una metodología utilizando pruebas físicas realizadas en un túnel de viento y el modelado por computadora utilizando código comercial de dinámica de fluidos computacional (CFD). Realiza un proceso de optimización y su validación mediante CFD. Muestra resultados de comparación entre los valores calculados con teoría BEM, los datos obtenidos en las pruebas de laboratorio y datos de las simulaciones CFD. Entre sus resultados reporta que aumenta la velocidad del flujo de aire incidente en 1,5 veces equivalente a un aumento en la potencia de salida de 2,2 veces con la misma área de barrido, nuevamente, usando el difusor. Estos resultados abundan en que este tipo de diseño tiene mejor rendimiento para condiciones de viento mas bajas y con mayor turbulencia. La figura 2.13 muestra la forma de la geometría que se optimizó y los parámetros de su dominio computacional

Los autores[33] diseñan un perfil aerodinámico con aplicación a turbinas de viento de

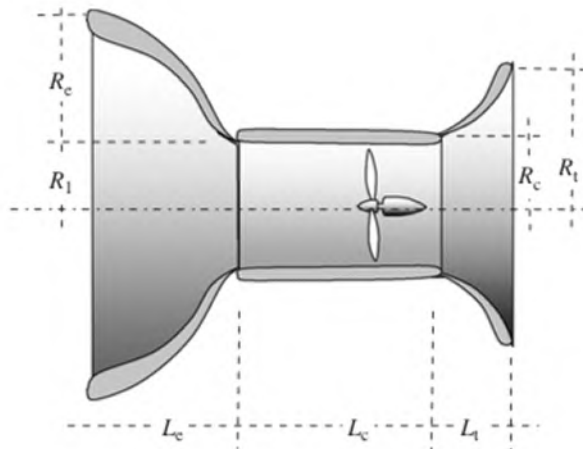
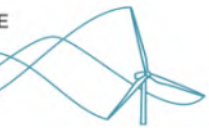


Figura 2.13: Parámetros usados para la optimización de la velocidad de incidencia en el diseño evaluado mediante CFD. [17]

baja capacidad de eje horizontal, considerando números de Reynolds bajos, esto con el objetivo de mejorar el arranque y el desempeño a baja velocidad de viento. Se realizan pruebas en un túnel de viento y se complementa con un análisis de CFD para encontrar propiedades complementarias del fluido. Los experimentos se realizaron sobre el perfil (AF300) en un túnel de viento con números de Reynolds de entre 38,000 y 205000. Complementariamente usan la técnica de velocidad de partículas por imágenes (PIV) con el fin de visualizar el patrón de flujo alrededor del perfil. Los resultados muestran que con números de Reynolds de 75000, 128000 y 205000 se obtuvieron coeficientes de sustentación de 1.72, 1.81 y 1.86 respectivamente a un ángulo de ataque de  $\alpha = 14^\circ$ . El coeficiente de sustentación se incrementa de 0.41 a 1.05 en un número de Reynolds=38000 en un rango de ángulo de ataque de  $\alpha = 0^\circ - 18^\circ$ . Los resultados de PIV y la visualización de flujo humo mostraron que el flujo se mantiene totalmente adherido a la superficie aerodinámica en un Re bajo igual a 56000 en un ángulo de ataque de  $\alpha = 8^\circ$  y mantuvo el flujo totalmente adherido hasta un ángulo de ataque de  $\alpha = 14^\circ$  en un número de Re de 75000. Con esto se demuestra que perfiles aerodinámicos con mejor adhesión de la corriente de aire incidente generan fuerzas de sustentación mayores, lo cual es un requisito importante en el diseño de turbinas eólicas de baja capacidad.

Los investigadores en su trabajo [34] presentan un método de optimización de perfiles de turbina de viento mediante métodos modernos de optimización y el uso de dinámica de fluidos computacional. En este análisis se considera como relación importante la sustentación/arrastre en ángulos de ataque grandes, que se interpone un poco al diseño tradicional de considerar ángulos de ataque pequeños. La figura 2.14 muestra la malla utilizada para el análisis aerodinámicos en los perfiles. Se emplean algoritmos genéticos sencillos y multiobjetivo. También se utilizan redes neuronales artificiales como modelo sustituto. Las ecuaciones de Navier-Stokes promediadas se



resuelven en estado estacionario y usando un modelo de turbulencia de una ecuación para evaluar el comportamiento fluido-dinámico. Como resultado presenta una validación detallada de las simulaciones y se demuestra que es necesario un dominio computacional mayor que el sugerido en la literatura. Se muestra que el uso de redes neuronales artificiales reduce el tiempo computacional en un 50%.

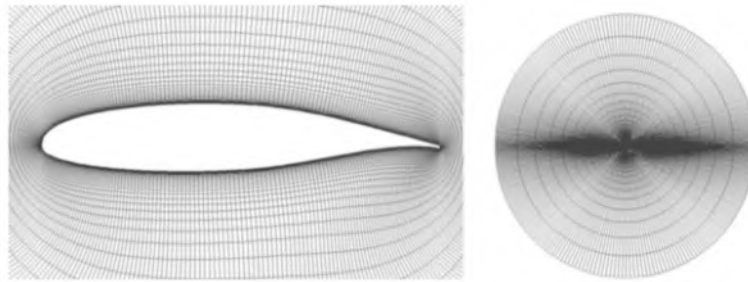


Figura 2.14: Mallado de perfiles aerodinámicos para evaluar su comportamiento de sustentación mediante CFD. [34]

En el artículo [35] se investigan las estelas dejadas por los aerogeneradores y el flujo de viento atmosférico sobre un terreno complejo utilizando el software de dinámica de fluidos computacional Fluent. Se implementa un modelo de disco actuador basado en la teoría del elemento álabes para la simulación de los efectos sobre el rotor. Suponiendo un flujo tridimensional en estado estacionario, se resuelven las ecuaciones de Navier-Stokes promediadas. La aproximación se valida inicialmente con mediciones de estela ampliamente documentadas sobre terreno llano con datos de turbinas de un campo eólico. Además, el modelo del flujo atmosférico neutro sobre una colina real se valida con observaciones a gran escala del lugar donde se instaló. En última instancia, se examina un parque eólico de terreno complejo en una zona costera y los resultados se validan con mediciones SCADA.

Los autores [18] mencionan que su artículo consiste en investigar la viabilidad de utilizar un álabes disponible ya existente para una microturbina eólica de eje horizontal con el objetivo de mejorar el rendimiento aerodinámico mediante la modificación del diseño y haciendo evaluaciones mediante simulación CFD. El objetivo de este diseño es ponerlas en funcionamiento en las zonas urbanas de Bangladesh, donde la velocidad del aire no suele ser lo suficientemente alta como para aprovechar la energía eólica con una microturbina de forma eficaz. Los autores mencionan que se requiere una velocidad mínima del viento de alrededor de 4.2 m/s para iniciar el arranque de estos álabes sin ayuda externa. El objetivo es entonces optimizar la forma aerodinámica del aire para utilizar una menor velocidad de aire para ponerla en funcionamiento, indudablemente modificando las propiedades aerodinámicas que se pueden trabajar: longitud de cuerda, ángulo de giro etc. La optimización del diseño se realizó con la ayuda del análisis CFD. Los resultados experimentales y numéricos mostraron excelente similitud al evaluarse con referencia a las curvas de desempeño



obtenidos con CFD y en un túnel de viento. Se muestra una gráfica comparativa con los torques obtenidos en el arranque con el modelo optimizado pero no menciona en que porcentajes es la mejoría. La figura 2.15 muestra el diseño probado en un túnel de viento para obtener sus propiedades aerodinámicas así como su comparación con los modelos numéricos trabajados.

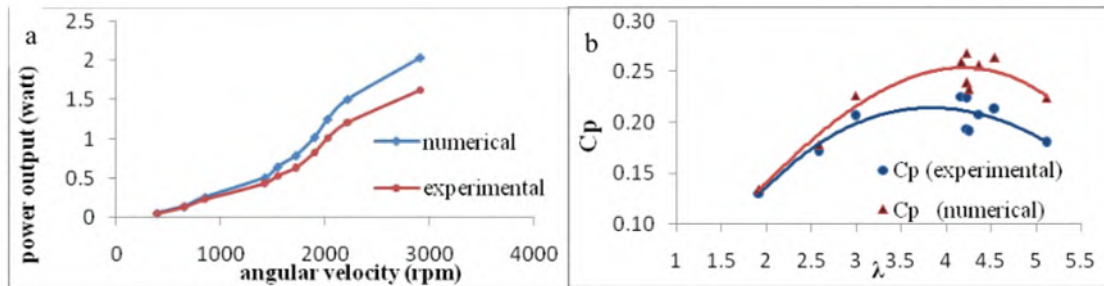


Figura 2.15: Comparación de resultados obtenidos mediante CFD y mediante experimentación del prototipo. Vea [18]

Los autores[36] mencionan que muchas investigaciones se han concentrado en mejorar el rendimiento aerodinámico de los álabes de los aerogeneradores a través de pruebas y estudios teóricos. En este trabajo se diseña, fabrica y prueba una turbina eólica de tamaño pequeño. El desempeño aerodinámico de las turbinas eólicas de eje horizontal y de baja capacidad se simula en detalle mediante la dinámica de fluidos computacional (CFD). Los modelos CFD tridimensionales se presentan utilizando el software CFX para validar los valores teóricos del diseño. La figura 2.16 muestra la forma aerodinámica trabajada y la visualización de resultados CFD.. Los resultados de la simulación se comparan con los datos experimentales medidos a partir de un modelo construido, que se diseñó de acuerdo con un sistema de pruebas. Se usaron los modelos de turbulencia  $k - \epsilon$  estándar. También reporta que la potencia de salida de la turbina eólica se puede predecir en un rango más amplio de velocidades del viento (de 0,5 m/s a 8 m/s), pero la precisión disminuye al aumentar la velocidad del aire de entrada. La comparación general entre el rendimiento experimental, numérico y analítico es bastante aproximada para el rango de velocidades entre 0,5 m/s a 8 m/s.

Los autores [19] presentan un enfoque de análisis de fluidos numérico así como datos experimentales para estudiar las características del flujo de aire de un novedoso diseño de turbina eólica pequeña y su desempeño aerodinámico. El concepto de la turbina se generó en base a los principios de las turbinas de impulso aplicado en un sistema de energía eólica de eje horizontal y baja capacidad con flujo omnidireccional en áreas urbanas (bajas velocidades y alta turbulencia). En los resultados se observó que una turbina eólica con un diámetro de rotor de 0,3 m alcanzó el coeficiente de potencia máximo de 0,17 con una relación de velocidad punta de 0.6 bajo una velocidad del viento de 8.2 m/s. Los autores reportan que es evidente que este nuevo aerogenerador tiene el potencial de un bajo nivel de ruido y una buena característica de arranque en comparación

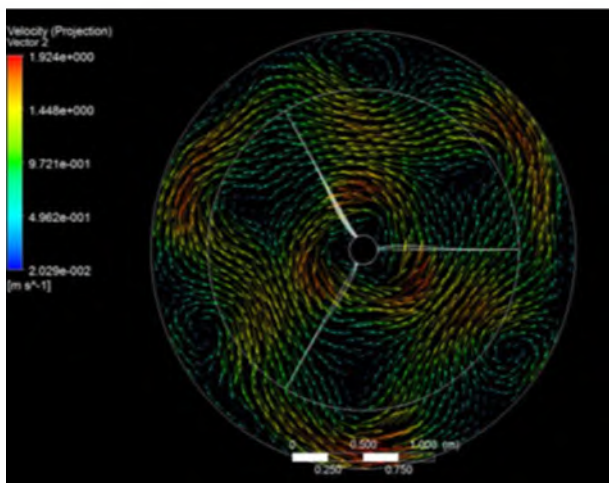


Figura 2.16: Visualización de resultados que se obtienen mediante la técnica de CFD. Vea [36]

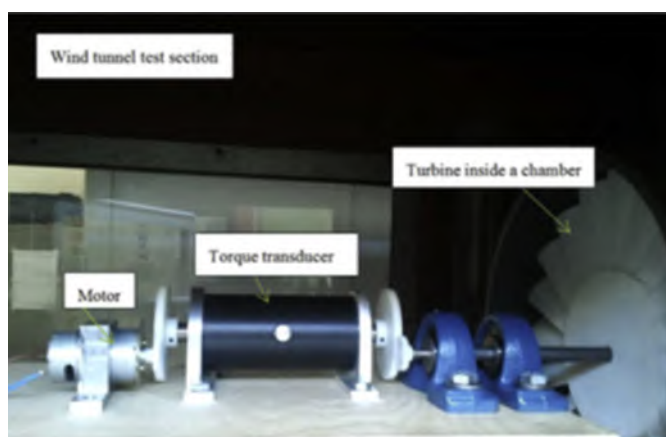


Figura 2.17: Proceso de validación en túnel de viento para el estudio de CFD en la turbina de reacción. Vea [19]

con un aerogenerador de eje horizontal convencional. Concluyen que aplicando los principios de la turbina de impulso pueden emplearse para un sistema de energía eólica de flujo omnidireccional y una aplicación de los principios tiene el potencial de mejorar el rendimiento de este novedoso sistema de energía eólica. Menciona que la simulación CFD, un enfoque numérico y la validación de las pruebas en el túnel de viento (ver figura 2.17), se han encontrado resultados aceptables y este enfoque numérico se puede utilizar en investigaciones futuras.

En el estudio [20] los investigadores muestran un proceso numérico para calcular el rendimiento de un aerogenerador de eje horizontal utilizando diferentes configuraciones de formas de punta plana en los álabes. Para hacerlo, desarrolla de forma independiente un código numérico tridimensional basado en el método de volumen finito para resolver las ecuaciones de gobierno, incluidas las ecuaciones de continuidad y de Navier-Stokes promediadas utilizando el modelo de

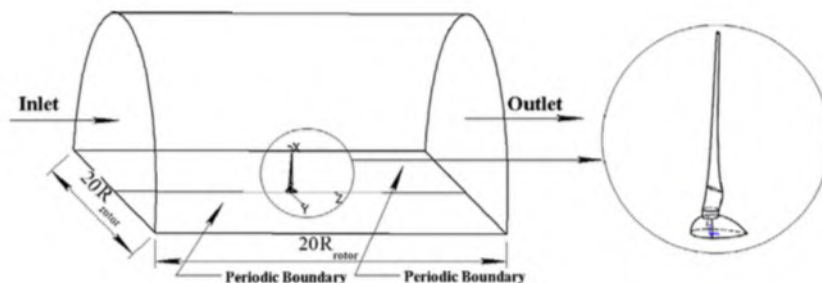


Figura 2.18: Dominio computacional propuesto para realizar el análisis numérico CFD. Vea [20]

turbulencia SST  $k - \omega$ . El álabe NREL Phase VI se utiliza como álabe objetivo para suprimir el arrastre inducido de los vórtices de las puntas de los álabes por las placas unidas a las puntas de los álabes. Los resultados numéricos obtenidos indican un 16% de mejora de potencia en el aerogenerador de eje horizontal de dos palas para la mejor configuración de placa de punta. la figura 2.18 muestra el dominio computacional usado en el análisis.

El trabajo de los investigadores [37] proponen un enfoque de laboratorio a mercado para el diseño de aspas para aerogeneradores pequeños. La elección de los perfiles se basa en la optimización del comportamiento aerodinámico, compatible con limitaciones debido a la necesidad de una estructura mecánica simple. Los álabes están hechos de polímero reforzado con fibra de vidrio, realizado mediante moldeo por inyección. Emplean el método de elementos finitos para la simulación numérica de la distribución de las tensiones a lo largo del aspa. Realizan pruebas experimentales estáticas y dinámicas para validar el modelo estructural en comparación con el experimento. Proponen un ejemplo de optimización estructural y realizan una doble validación estructural: en operación, en condiciones de trabajo críticas y estática en condiciones de viento extremas. En pruebas en el túnel de viento, revelan que la curva rpm-potencia muestra intervalos significativos de rpm a lo largo de los cuales la salida es casi plana, lo que sugiere que la turbina también puede emplearse en entornos considerablemente turbulentos.

Los autores [21] mencionan que su artículo tiene como principal objetivo la estimación de la eficiencia aerodinámica de los aerogeneradores utilizando modelos de dinámica de fluidos computacional (CFD). En primer lugar, se realiza un diseño de un pequeño aerogenerador utilizando la herramienta SWRDC que también puede determinar el coeficiente de potencia del rotor mediante la teoría Blade Element Momentum, y el valor obtenido es 0,35. Este método evalúa el coeficiente de potencia estimando la sustentación y el coeficiente de arrastre para el perfil aerodinámico en dos dimensiones. En segundo lugar, se realiza una simulación 2D del flujo de aire alrededor del perfil aerodinámico NACA 0012 para determinar el mejor modelo que se puede adoptar para la simulación 3D del flujo alrededor de los álabes. Finalmente, se adoptan dos modelos que pueden simular la turbulencia. Ambos modelos dan resultados precisos. Para el modelo



$k-\omega$  se obtiene un coeficiente de potencia de 0,35 y para el Spalart Allmaras se da un valor de 0,35. Ambos resultados se comparan con la teoría BEM y compara la eficiencia del uso de métodos que implican CFD. También menciona que del uso de métodos estáticos como el frame motion para evaluar el coeficiente de potencia es muy práctico y eficiente en tiempo, esto claro está cuando se tiene buena fundamentación de los valores de operación del rotor. Este método resulta ser mas eficiente en tiempo de computo en comparación con los métodos que ocupan mallas móviles.

En el trabajo de los autores[22] utiliza una técnica no muy común para analizar el desempeño aerodinámico. Esta técnica esta caracterizada por el uso de mallas dinámicas adaptativas, funciones definidas por el usuario UDF y la herramienta de seis grados de libertad (6DOF). Utiliza como referencia un sistema eólico Grumman WS33 analizándolo en su fase de arranque para validar su técnica. El desarrollo de las simulaciones se analiza cuando el rotor arranca de un estado estacionario a un funcionamiento constante impulsado por un flujo de viento constante. Sus propiedades cinemáticas y generación de energía durante los procesos de activación son variables independientes que se calculan con la simulación numérica. No se induce el giro de ninguna manera y los resultados obtenidos son producto de la interacción aire-cuerpo turbina. Adicionalmente la velocidad angular y la aceleración angular se calculan directamente mediante el solucionador 6DOF durante el tiempo de calculo. La figura 2.19 muestra el comportamiento de la velocidad angular al modificar la velocidad de viento incidente. Los resultados que reporta indican que la velocidad angular máxima del rotor es proporcional a la velocidad del viento incidente, y su aceleración angular máxima también es estrechamente proporcional al cuadrado de la velocidad mencionada. El análisis se considera finalizado cuando el cambio en las propiedades de aceleración angular son cercanas a 0, ya que se consideraría como un análisis en estado estable. Se utilizan estas velocidades angulares constantes para predecir las generaciones de potencia mecánica del rotor. Se comparan los valores de potencia obtenidos con la técnica de 6DOF y se compararon con los calculados con la teoría BEM, los resultados revelan buena concordancia entre los datos experimentales en el rango de baja velocidad del viento. Esta técnica de análisis de 6DOF es de suma importancia para analizar propiedades aerodinámicas de diseños cuyos valores de operación son desconocidos y se desea tener una idea sobre su funcionamiento. Además es importante recalcar que si se desean hacer optimizaciones que involucren cambio de masa, de espesores o cualquier parámetro que modifique el momento de inercia del cuerpo, esta es la técnica mas adecuada para este fin.

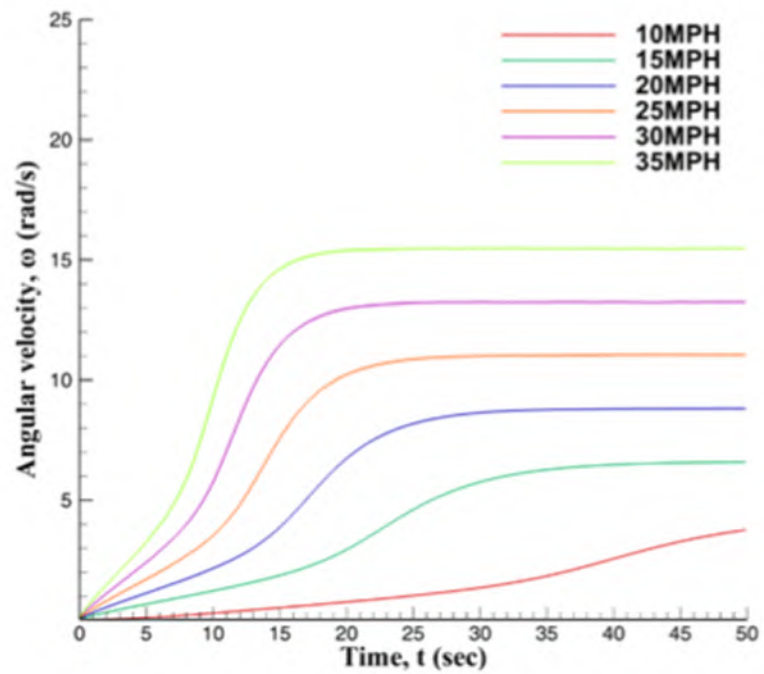
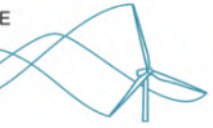


Figura 2.19: Comparación de la velocidad angular modificando la velocidad del aire incidente. Se usa la técnica de 6DOF para evaluarlo. Veá[22]

## Capítulo 3

# Marco teórico.

En esta sección se mencionan las generalidades básicas necesarias para poder entender el comportamiento y funcionamiento de las turbinas eólicas. Se proporcionan referencias específicas para cada tema con el objetivo de que el lector profundice si es de su interés.

### 3.1. Energía disponible extraíble del viento

La energía contenida en el viento es renovable, debido al tamaño en escala macro del fenómeno de movimiento de aire así como a su carácter de fuente inagotable. Es importante mencionar que el diseño de una turbina eólica parte del conocimiento de la velocidad de viento promedio en la zona donde será instalada, para poder determinar la energía eléctrica que se puede obtener mediante el movimiento del viento. [38] propone el siguiente análisis para cuantificar la energía disponible en el viento. Se utiliza el volumen de control de la figura 3.1, para cuantificar la potencia que puede extraer el viento, donde la zona del disco, se refiere al área de barrido de la turbina, es decir el área que ocupan las aspas de la turbina basado en el diámetro de la misma.

El viento incidente con una velocidad de viento  $U_o$ , para simplificar cálculos se asume que el viento está en estado estable y corriente uniforme. El aire de densidad constante  $\rho$ , cuyo valor es  $1.250 \text{ kg/m}^3$ , a  $20^\circ\text{C}$ . La mayoría de las turbinas actuales para generar electricidad son de eje horizontal, es decir que el eje de rotación de los álabes se encuentra paralelo y de frente a la dirección de movimiento del aire, por esta razón se utiliza este volumen de control para realizar el análisis. En la figura 3.1 la línea recta representa el área circular, donde el viento incide sobre el rotor de la turbina. El área circular es entonces  $A = \pi * r^2$ , siendo  $r$  el radio de la turbina eólica en metros. Este análisis determina la energía cinética en el aire que atraviesa el área del rotor por unidad de tiempo, la unidad de medida es el joule  $J$ . La cantidad de energía que pasa por unidad de tiempo se le llama potencia, cuya unidad de medida es llamado Watt. La energía cinética presente

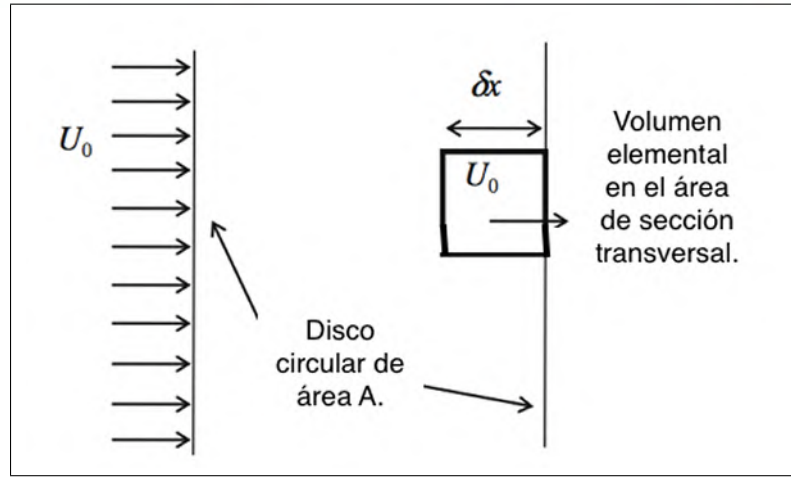
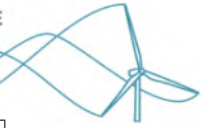


Figura 3.1: Volumen de control utilizado para analizar la energía disponible extraíble en una masa de viento. Vea [38]

en un cuerpo esta dada por la ecuación 3.1.

$$E_c = \frac{1}{2}mv^2 \quad (3.1)$$

En la figura 3.1, el volumen de análisis del aire que atraviesa el área del rotor de la turbina se define como el producto del área diferencial  $\Delta A$ , por una unidad de longitud  $\delta x$  perpendicular al rotor. De esta manera la cantidad de masa que atraviesa esta zona del rotor es  $\Delta A \delta x \rho$ , es decir, volumen de control de aire por su densidad. Recordando que la energía cinética tiene la forma de la ecuación 3.1, si sustituimos los valores anteriores tenemos entonces:

$$E_c = \frac{1}{2}\rho\Delta A\delta xU_o^2 \quad (3.2)$$

El tiempo que necesita el volumen de control para atravesar el área del rotor se denota como  $\delta t$ . Al multiplicar velocidad por distancia obtenemos la longitud del volumen de control, en forma diferencial es  $\delta x = U_o\delta t$ , al conjuntar los elementos anteriores en la ecuación 3.2 obtenemos la ecuación 3.3.

$$E_c = \frac{1}{2}\rho\Delta A\delta tU_o^3 \quad (3.3)$$

Los términos diferenciales del área se eliminan al hacer una integral sobre la zona del rotor. Posteriormente se aplica el concepto de límites cuando  $\delta t \rightarrow 0$  para poder cuantificar la cantidad de energía que pasa por unidad de tiempo. Si es de interés para el lector, [38] menciona una versión mas detallada el procedimiento para la obtención de la potencia extraíble del viento.



Bajo este análisis se obtiene la potencia disponible en la corriente de viento. La ecuación 3.4 es el resultado final de la combinación de parámetros. Se observa que la potencia disponible está altamente definida por el cubo de la velocidad del viento, por lo que esta característica es la que determina la viabilidad de instalación de una turbina eólica en una zona. En la práctica, la producción de energía no es tan grande como lo refleja esta ecuación debido entre otros factores, a que para obtener toda la energía disponible del viento este tendría que desacelerar completamente la corriente del viento lo cual es imposible. Aunado a lo anterior, a la eficiencia de la transmisión/generador, y a pérdidas aerodinámicas a través de la propia viscosidad del aire, nos lleva a plantear que la potencia convertida en electricidad es aproximadamente 40% de la proyectada por la ecuación 3.4

$$P = \frac{1}{2} \rho A U_o^3 \quad (3.4)$$

### 3.1.1. Turbulencia en el viento

En la practica, el viento rara vez se comporta de manera uniforme y constante, por lo que se vuelve imprescindible modelar el comportamiento mediante el estudio de sus fluctuaciones. Por lo general, fluctúa en magnitud ver imagen 3.2, y dirección de manera aparentemente aleatoria.

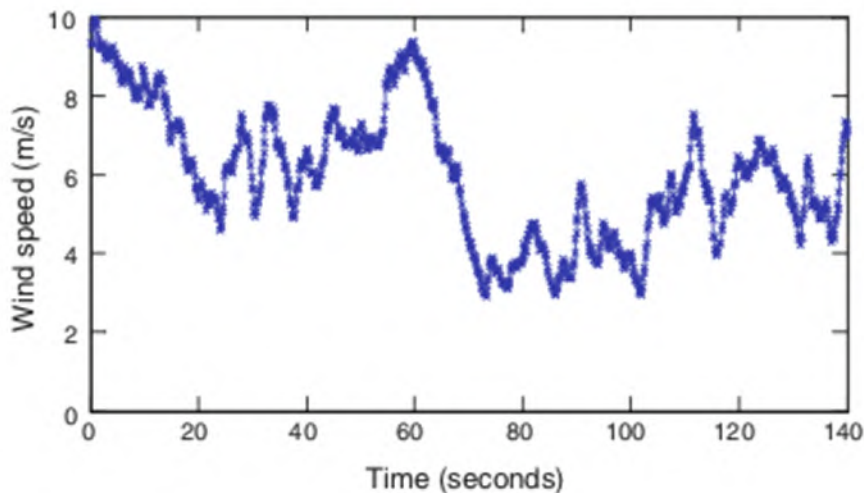
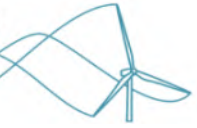


Figura 3.2: Valores de velocidad obtenidas en función del tiempo. No se aprecia los valores fluctuantes  $u(t)$ . [ [39]]

El nivel de fluctuación se puede medir por la intensidad de la turbulencia definida en términos de la raíz cuadrada promedio de las fluctuaciones de velocidad rms (root mean square en inglés ). Para cuantificar esta relación, se supone que la velocidad del viento en cualquier momento



$u$  es la suma de la media  $U_0$  y la velocidad fluctuante en función del tiempo  $u(t)$ . Tenga en cuenta que el valor promedio fluctuante de  $u(t)$  es cero. La intensidad de la turbulencia entonces se define como:

$$I_u = \frac{\sqrt{\overline{u^2}}}{U_0} = \frac{1}{U_0} \left[ \frac{1}{T_s} \int_0^{T_s} u^2 dt \right]^{1/2} \quad (3.5)$$

Donde  $T_s$  es el tiempo de muestreo. La barra superior en  $u^2$  (en la raíz cuadrada) denota un promedio de tiempo. En la práctica, la gráfica de algún instrumento que mide la magnitud del viento y sus variaciones ( $U_0 + u(t)$ ), se compondrá de una línea sencilla como la figura 3.2.

La ecuación 3.5 inmediatamente da lugar a una dificultad operativa: ¿Cuál es el  $T_s$  apropiado para determinar  $I_u$ ?  $T_s$  debe ser lo suficientemente grande para que cualquier aumento no altere el valor de  $I_u$ . En la práctica, esto generalmente no se puede lograr y se toma  $T_s=10$  minutos para aplicaciones de turbinas eólicas. Este tiempo comprendido, captura las fluctuaciones de alta frecuencia que se ven en la figura 3.3, pero pierde la mayoría de los cambios de baja frecuencia asociados con los patrones climáticos. El estándar de la Comisión Electrotécnica Internacional (IEC) exige  $T_s=10$  min para la determinación de la curva de potencia de operación.

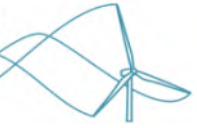
$I_u$  varía con la rugosidad del terreno  $Z_0$ , aumentando desde alrededor de 0,1 (10%) para terrenos planos y hasta 0,2 (20%) o más para terreno accidentados con relieves bruscos. La turbulencia también depende de la altura, por lo general disminuye al aumentar sobre el nivel del mar.  $I_u$  también puede afectar la determinación de la potencia de la turbina. Para determinar la potencia de salida promedio de cualquier turbina y realizar un análisis del viento, es necesario conocer la probabilidad de la velocidad de este. Esta probabilidad puede verse como la función de densidad de probabilidad,  $p(U_0)$  ecuación 3.6, o la probabilidad acumulada  $C(U_0)$  ecuación 3.7. El primero mide la ocurrencia de una determinada velocidad del viento, mientras que el segundo da la probabilidad de que la velocidad del viento sea menor que  $U_0$ . Matemáticamente, los dos están relacionados por  $dC/dU_0 = p$

$$p(U_0) = \frac{\pi U_0}{2U_0^2} e^{-\pi(\frac{U_0}{2U_0})^2} \quad (3.6)$$

$$C(U_0) = 1 - e^{-\pi(\frac{U_0}{2U_0})^2} \quad (3.7)$$

Nótese el uso de la barra superior en 3.7 y 3.6 para denotar el valor promedio de  $U$ , ya que es necesario distinguir entre  $U_0$ , que generalmente se encuentra al promediar durante 10 minutos, y su promedio  $U_0$ .

La distribución de Raleigh es un caso especial de la distribución de Weibull que se usa



comúnmente para aproximar la distribución de probabilidad de la velocidad del viento. Conocer  $p(U_0)$  permite el cálculo de la potencia de salida promedio para un sitio en particular, mediante la fórmula:

$$\bar{P} = \int_0^{\infty} P(U_0)p(u)dU_0 \quad (3.8)$$

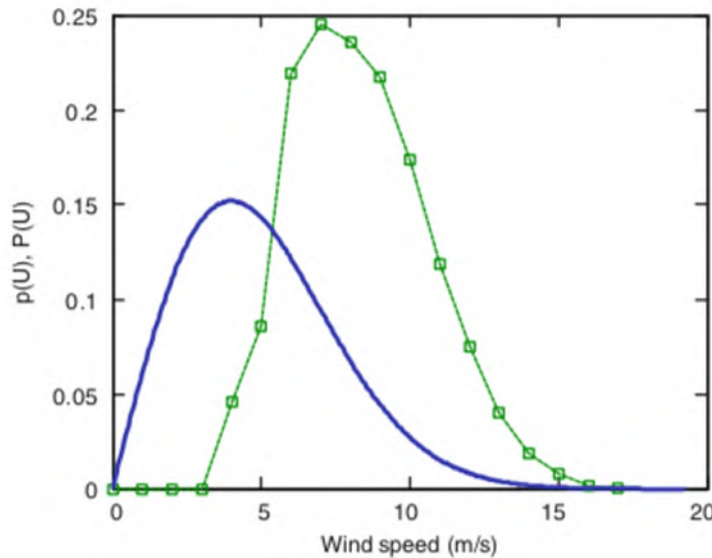


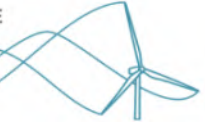
Figura 3.3: Valores de potencia utilizando la ecuación tradicional de potencia y la aproximación de Raleigh [Vea[39]]

La figura 3.3 proporciona el cálculo de la potencia con las velocidad media en la línea azul, mientras que la línea verde muestra el mismo cálculo con las aproximaciones de calcular las ecuaciones 3.7 y 3.6.

### 3.1.2. Variación de velocidad con la altura

Los efectos de la altura de la torre (o góndola),  $h_0$ , están estrechamente asociados con la variación vertical de la velocidad del viento. Los valores típicos de  $h_0$  están en el rango de 10 a 50 m y, por lo tanto, son pequeños en comparación con las altitudes en las que la densidad y la viscosidad del aire cambian significativamente. Hay dos expresiones principales que se utilizan para describir la dependencia de la altura con velocidad media del viento, La expresión más simple para  $U_0(z)$  es la ley de potencia en la ecuación 3.9:

$$U_0(z) = U_0(h_r)\left(\frac{z}{h_r}\right)^m \quad (3.9)$$



Tipo de terreno	Rugosidad $Z_0$ (mm)	m
Mar abierto quieto	0.2	0.104
Nevado	3.0	0.100
Pastizales asperos	10.0	0.112
Zona de cultivos	50.0	0.131
Arboles dispersos	100.0	0.160
Zona arbolada	250.0	0.188
Bosque	500.0	0.213
Vecindarios	1500.0	0.257
Centro de ciudades	3000.0	0.289

Cuadro 3.1: Valores recurrentes de  $Z_0$  para varios tipos de terreno

Donde  $h_r$  denota una altura de referencia generalmente a 10 m, y  $m$  es un exponente que depende de la rugosidad de la superficie. Suele afirmarse que la ley logarítmica de la ecuación 3.10 es más preciso para calcular la velocidad debido al cambio de altura, donde  $z_0$  es la rugosidad de la zona. Los valores típicos de  $m$  y  $z_0$  se dan en la tabla 3.1. También se propone la aproximación de  $m$  en función de la rugosidad en la ecuación 3.11.

$$U_0(z) = U_0(h_r) \left( \frac{\ln(z/z_0)}{\ln(h_r/z_0)} \right)^m \quad (3.10)$$

$$m = 0,096 \log_{10}(z_0) + 0,016((\log_{10}(z_0))^2) + 0,24 \quad (3.11)$$

Un valor promedio de  $m$  es aproximadamente  $1/6$ , de modo que, si  $P \sim U_0^3$ , entonces  $P$  aumenta aproximadamente como  $h^{\frac{1}{2}}$ . Esto lleva a la percepción general de que duplicar la altura de la torre aumentará la potencia de salida en un 40%. Esta aproximación ignora el hecho de que  $U(z)$  es la velocidad media del viento y la dependencia de la salida de potencia media de la velocidad media del viento puede no ser cúbica. La ley logarítmica, por ejemplo, es aplicable sólo si la rugosidad del terreno no varía significativamente alrededor del sitio en una distancia de probablemente 100 veces la altura  $100h$ , el sitio es plano y no hay calentamiento ni enfriamiento del aire; en otras palabras, el flujo es neutro. Por lo tanto,  $U(z)$  bien puede depender de la dirección del viento y la hora del día.



## 3.2. Aerogeneradores

### 3.2.1. Evolución de los aerogeneradores

El diseño y construcción de los aerogeneradores ha evolucionado con el paso de los años. Se han modificado con el pasar de las épocas aspectos como: materiales de construcción, diseño aerodinámico, formas, tamaños, usos y tecnología de operación. La tabla 3.2 enlista los acontecimientos y modificaciones mas relevantes que han sufrido los aerogeneradores hasta el año 2021.

Año	Acontecimientos importantes ocurridos
1000 A.C.	Vestigios de molinos de viento usados para moler granos y bombear agua.
1300	Molinos de vientos se usan como soporte para las actividades de las zona rurales.
1887	Se considera la aparición primera turbina eólica para generación de electricidad. Tenía 27 metros de diámetro y 144 palas de madera de cedro y generaba 12 KW para alimentar una batería, su creador fue Charles Brush.
1890	Poul La Cour instala los primeros aerogeneradores comerciales debido a la escasez de combustible derivada de a primera guerra mundial. Funda la primera academia de energía eólica
1930	Albert Betz, formuló la ley de Betz, establece que la eficiencia de conversión de energía cinética no puede rebasar el 59.3 %
1941	La turbina de mayor potencia de la época generaba 1250 KW construida por Palmer Cosslet Putnam. Falló estructuralmente por materiales no resistentes para las cargas del diseño.
1945	Se construye la primera turbina eólica de acero, tenía un radio de 53 m, sistemas de ajuste de paso y sistemas para reducción de cargas
1957	Se logran 100 MW con un rotor de 24 m, la primera turbina de álabes huecos. Se considera el inicio de las turbinas eólicas modernas.
1958	Se inventa la primera turbina eólica de corriente alterna. Generaba 200 KW.
1970	Creación en masa de aerogeneradores debido a la crisis energética de la época.
1985	Comienza la generación a gran escala de electricidad por medio de grandes campos eólicos.
1997	7700 MW de electricidad mundial eran generados por turbinas eólicas.
2021	Una turbina Haliade-X de 260 metros de diámetro tiene el récord de mayor generación de potencia eléctrica con 216 MWh en un día La generación mundial de electricidad por medio de turbinas ronda 743 GW

Cuadro 3.2: Acontecimientos importantes relacionados con la energía eólicas en el mundo.

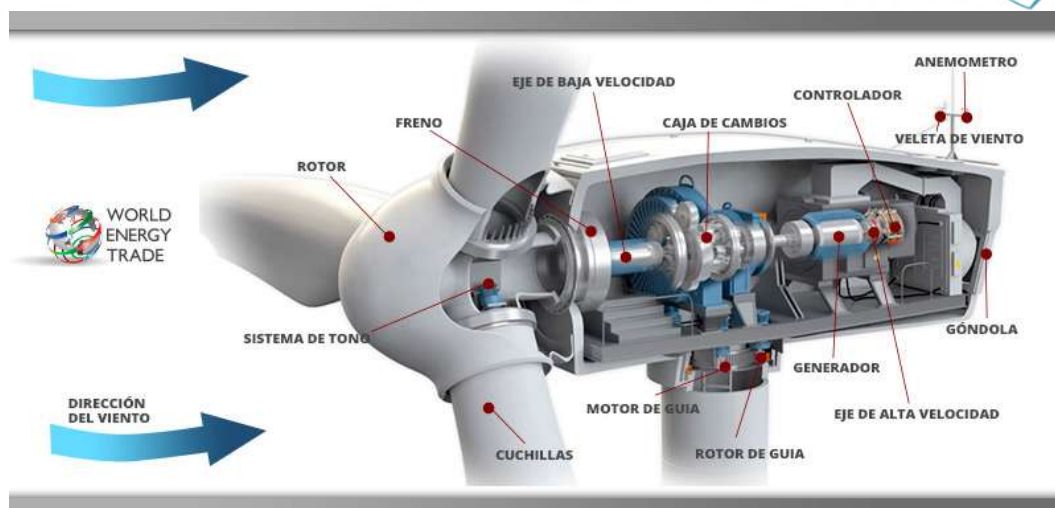


Figura 3.4: Componentes de un aerogenerador de eje horizontal. [Vea [www.recursosaire.org](http://www.recursosaire.org)]

### 3.2.2. Componentes de un aerogenerador

Un aerogenerador eólico está compuesto por varios subsistemas que permiten hacer la transformación de energía cinética del viento en energía eléctrica. La figura 3.4 muestra los principales subsistemas característicos de un aerogenerador. Los aerogeneradores están diseñados para operar bajo cierto régimen, teniendo como referencia la velocidad de viento promedio de la región donde se va a instalar. Al conocer la velocidad de viento se determinan parámetros de tamaño, potencia, resistencia, capacidad de sistemas mecánicos y eléctricos para su correcto funcionamiento. En la figura 3.4 se visualizan los principales subsistemas de un aerogenerador y se describe la función que desempeñan.

#### 3.2.2.1. Rotor

El rotor está conformado por las aspas o álabes, pudiendo ser de 1, 2, 3 o más, según las condiciones bajo las cuales va a operar. El rotor es el elemento encargado de captar la energía cinética del viento, ya que se interpone en el movimiento de este y al ser impactado, hace girar el rotor en conjunto. Un parámetro importante es el área de barrido, el cual se determina con base a la velocidad promedio de la región donde se colocará la turbina. El área de barrido también es un parámetro importante que cuantifica de manera directa la cantidad de potencia eléctrica que se puede extraer de la zona donde se colocará el equipo. El rotor está conectado en un punto central llamado hub aerodinámico, que es componente encargado de conectar las aspas del rotor con el eje de transmisión.



### **3.2.2.2. Transmisión de engranajes**

También llamado caja multiplicadora, este subsistema está conectado al hub. Su función es controlar la velocidad de rotación concentrada en el hub aerodinámico. Este control de la velocidad de rotación se realiza mediante una configuración de engranes que están diseñados para mantener una velocidad de rotación constante y evitar variaciones que pudieran afectar la continua generación de energía eléctrica. Los engranajes a la salida de la transmisión, esta conectados mediante un eje de transmisión al generador eléctrico.

### **3.2.2.3. Generador eléctrico**

El generador eléctrico, es el equipo de la turbina eólica que hace la transformación directa de energía mecánica del eje en energía eléctrica. Su funcionamiento consta de un rotor y un estátor. El estátor es una armadura metálica fija, que integra distintos elementos como bobinas, carcasas y un núcleo. Se encuentra revestido por alambres de cobre que forman dicho circuito. El otro componente es el rotor, es la parte móvil que rota dentro del estátor. Contiene un electro imán, compuesto de bobinas de campo fijadas encima de un núcleo de hierro. Al girar el rotor a grandes velocidades, se genera corriente eléctrica en los hilos de cobre del estátor y se focaliza hacia el circuito de salida. La energía eléctrica producida se alimenta a líneas de suministro de corriente eléctrica o en su defecto a baterías para su posterior uso.

### **3.2.2.4. Anemómetro y Veleta de viento**

Un anemómetro es un instrumento para medir la velocidad o rapidez del viento en la corriente incidente. Para determinar la velocidad, un anemómetro detecta el cambio en alguna propiedad física del fluido o el efecto del fluido en un dispositivo mecánico insertado en el flujo. Un anemómetro puede medir la magnitud de la velocidad total, la magnitud de velocidad en un plano, o el componente de velocidad en una dirección específica. El anemómetro de copa usado específicamente en las estaciones meteorológicas montadas sobre la góndola de la turbina, mide la velocidad en un plano perpendicular al eje de sus copas de rotación. Si el anemómetro de copa está montado con el eje perpendicular a la horizontal, medirá sólo el componente del viento que es paralelo al suelo. Otros anemómetros, como los anemómetros de álabes, se usan con la punta alineada con el vector de velocidad total.

La veleta de viento por su lado se trata de un instrumento que se emplea para medir la dirección del viento. Se coloca en la parte trasera de la góndola para determinar la dirección predominante del viento Este sistema emite datos tales que los controles de dirección del aerogenerador permita modificar la orientación del rotor para maximizar la extracción de energía del viento.



### 3.2.3. Clasificación de los aerogeneradores

Existen distintas características físicas, geométricas y operacionales que permiten clasificar los aerogeneradores de distintas maneras. A continuación se mencionan las dos mas relevantes para el presente estudio, de manera que permita identificar las características esenciales de cada tipo de clasificación.

#### 3.2.3.1. Clasificación según la orientación de su eje de giro

La principal diferencia de esta clasificación radica en la orientación que mantiene el eje de giro respecto a la corriente de viento, pudiendo ser turbinas de eje vertical o turbinas de eje horizontal. Las turbinas de eje vertical tienen su eje de giro perpendicular a la dirección de movimiento de la corriente del viento. Basan su operación en el arrastre que genera el viento con el contacto de las aspas para hacerlas girar respecto a su eje vertical. Estos aerogeneradores generalmente no se utilizan para la generación de electricidad, pues no alcanzan grandes velocidades de rotación y son muy poco eficientes en el aprovechamiento de las corrientes de viento. Los aerogeneradores de eje vertical más comunes son el Savonius y el Darrieus [40]. La figura 3.5 muestra las formas y arreglos de los aerogeneradores de eje vertical más comunes. Se mencionan algunas ventajas y desventajas de este tipo de diseño para fines comparativos.

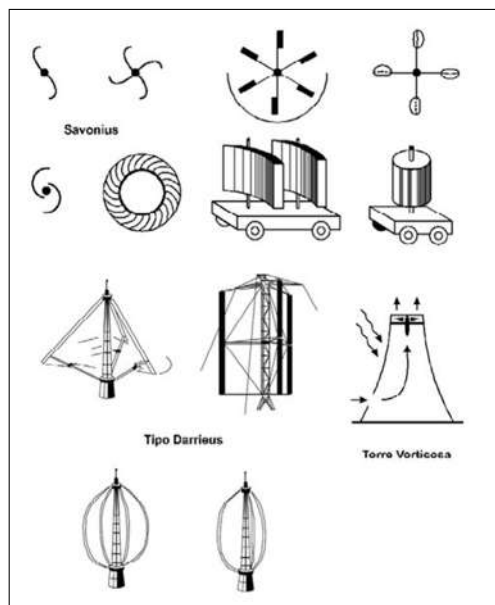
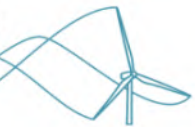


Figura 3.5: Aerogeneradores de eje vertical, Daerrius y Sabonious. [Vea Libro wind energy explained.]



### **Ventajas:**

- Son omnidireccionales, es decir aceptan la corriente de viento en cualquier dirección, por lo que tienen un diseño más simple, pero al mismo tiempo la hacen más ineficiente.
- Tienen el generador eléctrico montado a nivel de piso, lo que los hace más fáciles para dar mantenimiento.
- Costos de mantenimiento más bajos en relación con las turbinas de eje horizontal.
- Niveles de ruido menores comparados con las de eje horizontal.
- Puede funcionar en situaciones de clima extremos (nieve, desierto, lluvia etc)

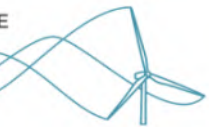
### **Desventajas:**

- Vientos de baja velocidad y con abundante turbulencia por estar en zonas cercanas al piso.
- Menor eficiencia que una turbina de eje horizontal, los valores rondan entre 15%-30% de eficiencia.
- Mayor material de construcción necesario en comparación con las de eje horizontal.
- Potencia generada variable, al no tener tren de engranajes, la potencia que se entrega es según la velocidad instantánea del viento.

Por otro lado tenemos a las turbinas eólicas de eje horizontal, son las turbinas que tienen su eje de rotación en dirección paralela a las corrientes del viento. Son las más comunes en la actualidad debido a su versatilidad y a la buena eficiencia de generación de energía eléctrica. Se basan en el principio de operación de las alas de los aviones, pues utilizan la sustentación generada por el viento al hacer contacto con las aspas, para hacer el girar el rotor. Las principales ventajas y desventajas de las turbinas eólicas de eje horizontal se mencionan a continuación:

### **Ventajas:**

- Son más eficientes que las turbinas eólicas de eje vertical. La eficiencia de transformación de energía ronda 30%-40%.
- Se pueden construir a diversas escalas, pues aprovechan mejor el viento ya que se sitúan varios metros por encima del piso.
- La orientación de las aspas puede variar mediante un mecanismo, de esta manera puede mantener la máxima eficiencia de producción en la mayoría de las veces.



- La generación de energía eléctrica es constante mientras existan las corrientes de viento.

#### **Desventajas:**

- El diseño aerodinámico es más complejo en comparación con las de eje vertical.
- Requieren corrientes de viento constante para garantizar su funcionamiento.
- Poseen subsistemas mas complejos lo que las hacen mas susceptibles a fallas.
- La construcción y tipo de materiales necesarios implica mayor desembolso monetario en comparación con las de eje vertical.
- Mantenimiento más difícil y costoso debido a que se sitúan a varios metros por encima del piso.
- Salen de operación si las condiciones climáticas no son ideales.

La figura 3.6 muestra las diferencias de diseño y orientación de cada tipo de turbina.

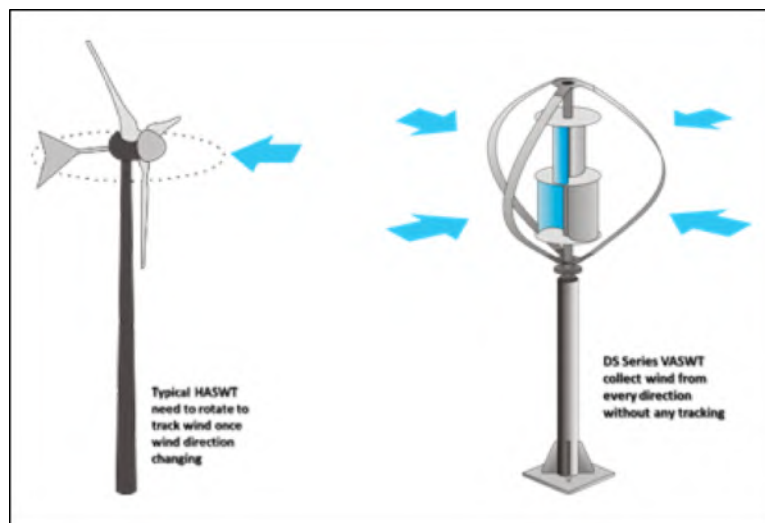
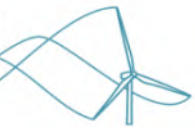


Figura 3.6: Comparación de la orientación de los ejes de las turbinas eólicas, del lado izquierdo se muestra una turbina de eje horizontal, del lado derecho una de eje vertical. [Vea <http://www.e-vawt.es>]

#### **3.2.3.2. Clasificación según su capacidad de generación de potencia**

Las turbinas eólicas también se pueden clasificar de acuerdo a la capacidad de producción de energía eléctrica. La potencia generada esta en función de la velocidad de viento promedio y el área de barrido del rotor, como se mencionó en capítulos anteriores. Existen tres categorías principales: baja capacidad, mediana capacidad y alta capacidad.



### 3.2.3.3. Turbinas eólicas de alta capacidad

Las turbinas eólicas de alta capacidad generan potencia del orden de 1 MW hasta 50 MW. El uso de esta energía generada es para alimentación de industrias, de ciudades enteras, grandes redes de alumbrado público, auto consumo en empresa etc. Se colocan en lugares remotos donde la velocidad del viento ( $>13$  m/s) es lo suficientemente apto para generar grandes cantidades de energía. La potencia se transmite mediante líneas de tendidos que alimentan directamente a una base de regulación y el cual la distribuye hacia diversas zonas. El área de barrido es mayor a 50 metros, pudiendo alcanzar hasta 200 metros para los diseños actuales del 2021. Tienen la desventaja de ser muy ruidosas, generan un alto impacto visual y requieren de una gran inversión monetaria. Se concentran en grandes campos de turbinas de viento de manera que la producción en conjunto sea lo suficientemente grande para cubrir la demanda energética de grandes ciudades.



Figura 3.7: Campo eólico de turbinas eólicas de alta capacidad. [Vea <https://www.evwind.com>.]

### 3.2.3.4. Turbinas eólicas de mediana capacidad.

Estas turbinas tienen una capacidad de generación en el rango de 50 KW hasta 1000 KW aproximadamente. Se utilizan para una gran variedad de aplicaciones, entre las cuales destacan el suministro a pequeños poblados, en sistemas de riego en los campos agrícolas, alumbrado público, etcétera. Se colocan en una ubicación donde las corrientes de aire sean lo suficientemente constantes para generar una buena cantidad de energía útil, generalmente a más de 100 metros respecto a su base. La velocidad de viento requerida ronda los 10-13 m/s. El diámetro de barrido de las aspas ronda entre 10-40 metros. Se agrupan en pequeños grupos para abastecer a pequeñas



Figura 3.8: Turbina de eje horizontal de baja capacidad. [Vea Libro small wind turbines.]

poblaciones cercanas.

### 3.2.3.5. Turbinas eólicas de baja capacidad

En este rango de clasificación se encuentran las turbinas con generación de 200 watts hasta 50 kW. Estas turbinas se utilizan principalmente para bajas demandas de energía, como lo es carga de baterías para múltiples aplicaciones, utilizada para micro redes de consumo energético y consumo en una casa habitación. La figura 3.8 muestra una turbina eólica de eje horizontal de baja capacidad. Se colocan generalmente en lugares donde la velocidad del viento son bajas, menores a 8 m/s. La energía se genera en corriente directa el cual es almacenada en baterías. Para poder utilizar la energía eléctrica generada, se requiere de un inversor a corriente alterna. El diámetro de barrido de las aspas es menor a 5 metros. Dentro de la categoría de baja capacidad se puede encontrar una subdivisión de categorías cuyas características se enuncian en la tabla 3.3.

### 3.2.4. Principio de funcionamiento de un aerogenerador

El movimiento giratorio del rotor de una turbina eólica, se produce debido a la diferencia de presiones en ambos costados de las aspas, resultado de las fuerzas de sustentación y arrastre generadas en los perfiles aerodinámicos cuando el viento incide sobre éstos. Los aerogeneradores de eje horizontal además de trabajar con el empuje del viento, utilizan la fuerza de sustentación para obtener un mejor rendimiento. En el diseño de los aerogeneradores se busca la combinación



<b>Categoría</b>	<b>Potencia KW</b>	<b>Radio promedio rotor (m)</b>	<b>rpm</b>	<b>Usos típicos</b>
<b>Pequeña</b>	5-50	5	200-400	Pequeñas redes de alimentación eléctrica a lugares remotos.
<b>Rango Medio</b>	0.5-5	2.5	400-700	Consumos de casa habitación y pequeñas redes de alumbrado.
<b>Micro</b>	<0.5	<1.5	>700	Encendido de focos, carga de baterías y electrificación de cercas.

Cuadro 3.3: Usos típicos y subclasificación de las turbinas de eje horizontal de baja potencia. [Vea Libro small wind turbines.]

de ángulos y formas para evitar turbulencias y sacar el máximo partido a la combinación de las fuerzas del viento. Las fuerzas de sustentación y arrastre producidas por la incidencia del aire en las aspas del rotor se visualizan en la figura 3.9. El proceso que se produce para hacer girar el rotor por la incidencia de viento, se menciona a continuación.

El viento a cierta velocidad (generalmente velocidades de 2-8 m/s para turbinas de baja capacidad), incide sobre la superficie de las aspas, provocando un efecto Venturi en ambos lados debido a su forma aerodinámica. Las secciones del aspa están formados por perfiles aerodinámicos; estos son los elementos constituyentes de las aspas donde se generaran dichos efectos. Generalmente y de acuerdo a la orientación del rotor de la turbina eólica, el efecto de la incidencia del aire sobre cada perfil aerodinámico provoca caída de presión en la parte alta del perfil y un aumento de presión en la parte inferior. Debido al efecto Venturi, donde se genera una desaceleración del viento la presión estática del fluido aumenta y viceversa, si el fluido se acelera, la presión estática disminuye. Esta diferencia de presión a ambos lados y la aceleración del fluido, provoca que los álabes puedan girar. Esa diferencia de presiones en cada elemento de perfil aerodinámico a lo largo del radio del aspa, provoca una fuerza resultante en la dirección de giro del rotor, teniendo entonces una velocidad angular de operación  $\Omega$ . Los valores de velocidad angular rondan entre 700-1500 rpm, para turbinas de baja capacidad según la velocidad específica de punta de diseño.

Cuando el rotor de la turbina eólica adquiere una velocidad angular constante, toda esa energía giratoria se concentra en el hub aerodinámico. El hub está unido al sistema de engranajes por un eje, cuya función es incrementar los giros del rotor, de manera que a la salida de dicho eje se logren velocidades de giro constante. La velocidad de giro a la salida del tren de engranes es mayor y se conecta mediante un eje al generador eléctrico, cuya función es la transformación de energía mecánica rotacional a energía eléctrica. Al tener la energía eléctrica generada, se envía a

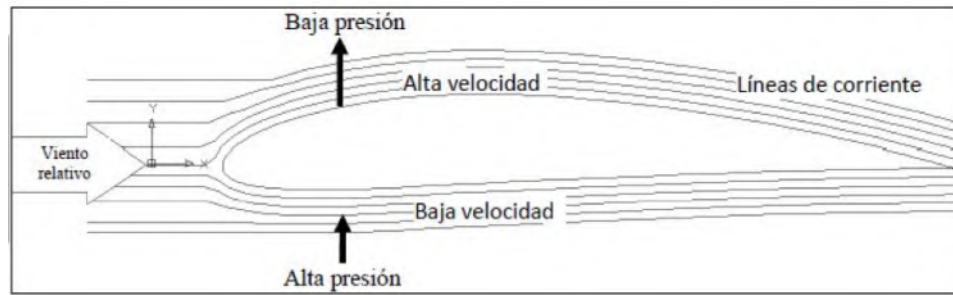


Figura 3.9: Fuerzas generadas en un perfil aerodinámico debido a la incidencia del viento sobre la superficie. [Vea <http://hyperphysics.edu>.]

una red de suministro local o se almacena en baterías para posteriores usos.

### 3.3. Turbina eólica con álabes de inducción

El aspa de inducción comprende un álabe como cuerpo principal y otro álabe como elemento de inducción para el viento, los cuales se unen en su punta y en su base al cuerpo del álabe principal para formar un cuerpo de apariencia única. El álabe de inducción, es básicamente una copia del álabe principal truncado a una cierta distancia en referencia a la primera sección aerodinámica. Este .ucción está modelado en un plano inclinado con respecto al plano del álabe principal, de tal manera que se intersecta y se une con el álabe principal a una distancia igual a un tercio de la longitud total del aspa. Se encuentra desplazado tangencialmente con respecto al álabe principal y con sentido antihorario. El ángulo de ataque del álabe de re dirección es tal, que permite que se genere un efecto Venturi en el canal que se forma entre el álabe principal y el álabe secundario . Los parámetros que determinar la posición,orientación, y tamaño del álabe de inducción en relación con el álabe principal son:

- Distancia entre álabes ( $D_y$ ): establece las distancias frontal de separación que guardan los álabes respecto un punto de referencia. Se mide en mm.
- Desfase lateral ( $D_x$ ): establece las distancias lateral de separación que guardan los álabes respecto al otro. Se mide en mm.
- Desfase lateral ( $D_z$ ): establece las distancia vertical de separación que guardan los álabes respecto al otro, tomando como referencia la primera sección aerodinámica. Se mide en mm.
- Inclinación ( $\Psi$ ): es la inclinación que guarda la construcción del plano del segundo álabe en relación al álabe principal. Se mide en grados



- Longitud del álabe principal ( $B_1$ ): considera la longitud que toma el cuerpo del álabe de inducción. Se mide en mm.
- Longitud del álabe de inducción ( $B_2$ ): considera la longitud que toma el cuerpo del álabe de inducción. Se mide en mm.

La figura 3.10 muestra los parámetros del álabe de inducción, el cual es una forma geométrica protegida por [41] en su forma de modelo industrial.

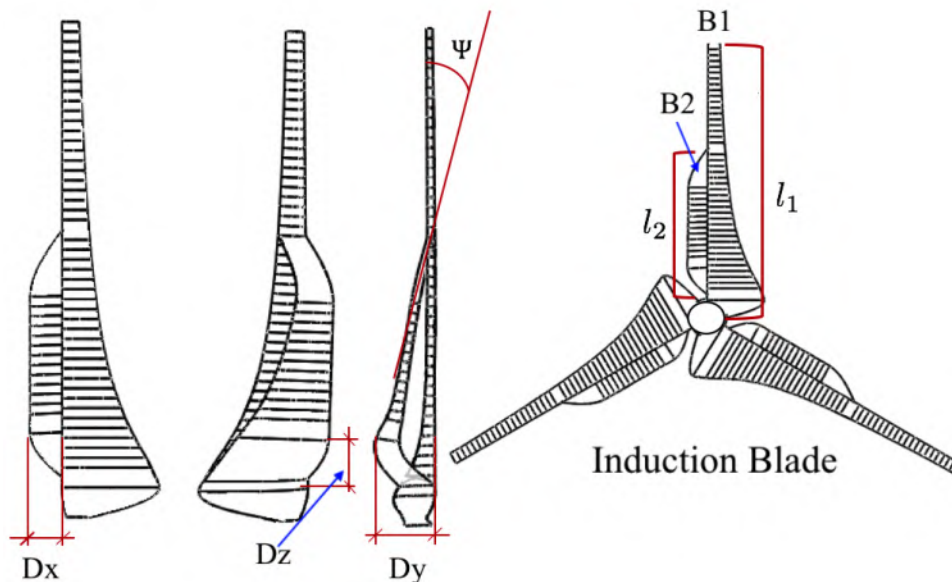


Figura 3.10: Parámetros de construcción de un álabe de inducción.

El éxito de este nuevo diseño se basa en una mayor incidencia de la corriente de aire sobre los álabes, provocando que la velocidad de salida del aire después del contacto con la turbina sea aun menor, esto contribuye a generar mayor torque. El cálculo de las propiedades aerodinámicas de los aportes de este álabe de inducción se calculan por medio de la teoría tradicional, ya que en concepción sigue siendo un álabe de turbina, solo se deben tener sus respectivas consideraciones para hacer el cálculo.

### 3.4. Aerodinámica de turbinas eólicas

Cuando se remueve energía cinética al viento, este reduce su velocidad. Este efecto se produce con la masa de aire que pasa por el área de barrido del rotor. Suponiendo que la masa de aire afectada estará separada del aire que no pasa por el área del disco de rotor, varias superficies pueden ser dibujadas como se ilustra en la figura 3.11. Los límites del volumen de control son: la



superficie de un tubo de corriente del diámetro del disco del rotor y dos cortes transversales con fines de análisis. Uno es un disco de menor tamaño situado antes del disco del rotor, ubicado en la zona conocida como aguas arriba o antes del rotor. El otro disco se encuentra posterior al disco de la turbina, ubicada en la zona de aguas abajo o posterior del disco del rotor. El aire no fluye hacia afuera de esta frontera y el flujo a lo largo del tubo es el mismo para todas las posiciones, es decir hay conservación de flujo. El aire dentro del tubo reduce su velocidad pero no se comprime, y así el área de la sección transversal del tubo debe ampliarse para acomodar el aire que se mueve más lento corriente abajo después de incidir sobre la superficie del rotor [42].

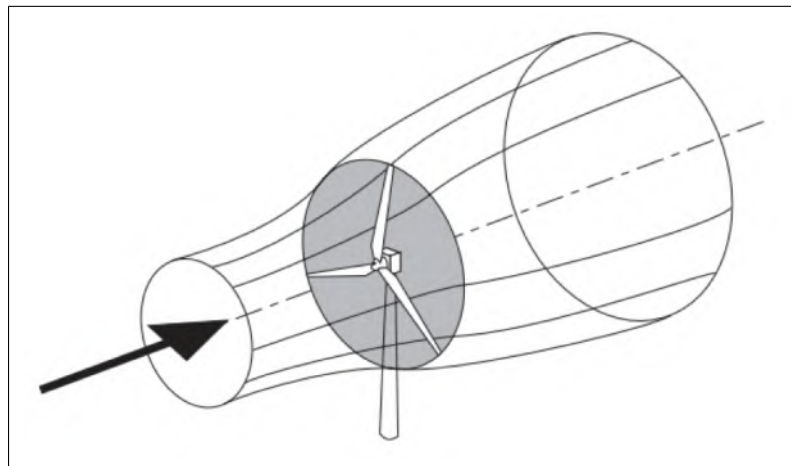


Figura 3.11: Extracción de energía cinética en un tubo de corriente de viento mediante un volumen de control. [Vea Libro wind energy handbook.]

Debido a la forma aerodinámica de las aspas de la turbina eólica, el aire próximo al rotor corriente aguas arriba, reduce gradualmente su velocidad, de tal manera que cuando el aire llega al rotor de la turbina, su velocidad es más baja que la velocidad del viento de la corriente libre. El tubo de corriente se amplía a consecuencia del frenado de la masa de fluido y debido a una mayor cantidad de fluido que debe ser desalojado del mismo volumen de control, estas dos características provoca que la presión estática del flujo se eleve debido a la disminución de la energía cinética del mismo. Como la energía mecánica sólo puede ser extraída con la disminución de la energía cinética contenida en la corriente de viento, significa que la velocidad de flujo justo detrás de la turbina debe disminuir. Sin embargo, la reducción de velocidad significa al mismo tiempo un ensanchamiento de la sección transversal ya que el mismo flujo másico debe pasar por ella. Este fenómeno se describe mediante el principio de Bernoulli.

Al pasar el aire por el disco del rotor hay una caída en la presión estática tal que a la salida el aire esta por debajo de la presión atmosférica local. El aire fluye corriente abajo con velocidad y presión estática reducidas. Finalmente, corriente abajo lejos del disco del rotor, la presión estática en la estela debe volver al nivel de presión atmosférica local para que el equilibrio



sea logrado. La elevación de la presión estática es llevada a cabo a expensas de la energía cinética y esto causa un frenado adicional del viento. Así, entre la lejana corriente arriba y la lejana estela corriente abajo, ningún cambio en la presión estática existe, pero si una reducción de la energía cinética, que para fines prácticos y de la cantidad de energía cinética de la masa de aire, se considera mínima [43]. La figura 3.11, muestra el fenómeno de expansión que se produce por la disminución de velocidad en la parte inmediata después de hacer contacto con el rotor.

### 3.4.1. Concepto de disco actuador

Lo descrito anteriormente en la sección 3.4, explica la disminución de la energía cinética del viento, pero no explica que pasa con la transformación de la energía extraída. Para explicar que pasa con esa energía, se puede realizar un análisis del comportamiento aerodinámico de la turbina de viento unicamente con las características del viento, en las zonas antes y después del rotor, aguas arriba y aguas abajo respectivamente. Esto para explicar el proceso de transformación de la energía cinética presente en el viento. El esquema de análisis lo llamaremos disco actuador, el cual representa el área que ocupa el rotor para el aprovechamiento de la energía cinética del viento.

Aguas arriba del disco, lado izquierdo del rotor en la figura 3.12 y cuyas propiedades de la corriente se denotan con el subíndice  $\infty$ , el tubo de corriente posee una área transversal menor que la del disco del rotor. Mientras que la corriente aguas abajo,  $U_w$ , lado derecho después del rotor, es una área mayor a la del disco del rotor. La expansión del tubo de corriente es debida a que el flujo de masa debe ser el mismo en todas partes, esto provocado por la desaceleración del fluido. La masa de aire por unidad de tiempo que pasa a través del área transversal de cualquier sección del tubo de corriente es  $\rho AU$ , donde  $\rho$  es la densidad del aire,  $A$  es el área de sección transversal y  $U$  es la velocidad del flujo. El flujo másico debe mantenerse constante en cualquiera de las secciones de análisis de los tubos de corriente, basándose en el principio de conservación de masa, lo que conlleva a obtener la siguiente relación importante para mantener dicho principio, considerando un estado estable. La ecuación 3.12 representa el principio de conservación de masa aplicable para obtener la conservación del flujo másico.

$$\rho A_{\infty} U_{\infty} = \rho A_d U_d = \rho A_w U_w \quad (3.12)$$

El aire que atraviesa el rotor de la turbina no puede detenerse completamente ya que eso implicaría un detenimiento total de la corriente de aire y eso implicaría extraer la totalidad de la energía del fluido, lo cual físicamente es imposible. Para cuantificar en que medida el aire que abandona el área del rotor esta siendo desacelerado, se considera el factor de inducción de flujo axial,  $a$ , que se obtiene mediante las relaciones de las velocidades de corriente libre  $U_{\infty}$ , y la velocidad de corriente abandonando el área del rotor,  $U_d$ . Planteando esta relación después de un

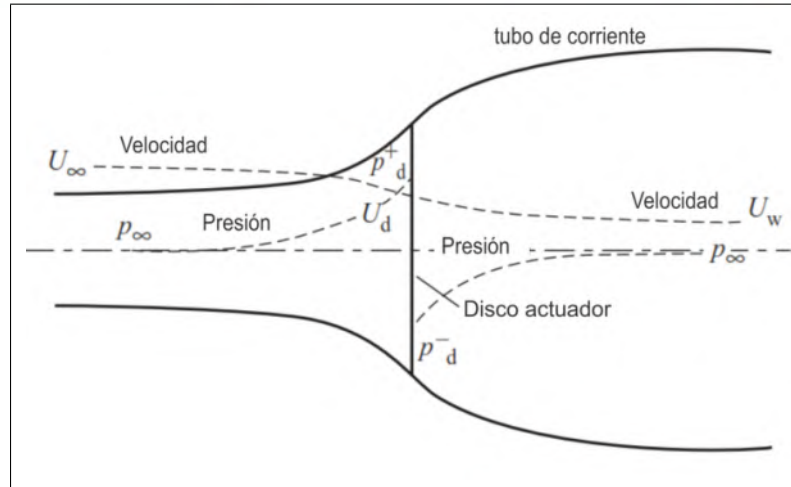
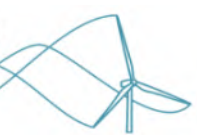


Figura 3.12: Concepto de disco actuador para establecer la extracción de energía cinética del viento mediante secciones transversales. [Vea Libro wind energy handbook.]

proceso algebraico sencillo se obtiene la ecuación que relaciona el factor de inducción axial para determinar la velocidad media en el plano del rotor y tomarlo de esta manera como la velocidad de corriente media en el plano del rotor [39]. La ecuación 3.13 representa la relación que guarda la velocidad de la corriente de viento en el plano del disco actuador.

$$U_d = U_\infty(1 - a) \quad (3.13)$$

### 3.4.1.1. Teoría de cambio de momento lineal

Existe una cantidad de fuerza diferencial presente en cada una de las partículas de aire contenida en el tubo de corriente que se está analizando. Esta fuerza diferencial producida por cada partícula de aire contribuye de manera general al empuje total de la masa de aire en contacto con las aspas de la turbina eólica. Aplicando la conservación de momento lineal, se puede encontrar el empuje neto contenido en el tubo de corriente, el cual sirve de parámetro para saber la fuerza que esta recibiendo el rotor producto del empuje del viento. Esta fuerza sobre el rotor es de misma magnitud pero de dirección contraria al empuje del viento.

La cantidad de aire que atraviesa el área del disco del rotor experimenta un cambio en su velocidad, es decir que la velocidad a la entrada menos la velocidad de la salida, es igual a la velocidad del disco,  $U_d = U_\infty - U_w$ . Al multiplicarlo por el flujo másico en la zona del disco,  $\rho A_d U_d$ , obtenemos la tasa de cambio de momento lineal que calcula el empuje producido por el viento. Se puede apreciar que los subíndices de  $\rho$  no denotan posición, es decir, que la densidad permanece constante en todas las zonas, es por esa razón que el flujo lo consideramos incompresible. La tasa de cambio de momento lineal se denota  $\Delta M$  y se expresa en la ecuación 3.14.



$$\Delta M = (U_{\infty} - U_w)\rho A_d U_d \quad (3.14)$$

Para establecer el cambio de propiedades de un fluido que no experimenta trabajo ni pérdidas por calor y además opera en condiciones estables. Podemos auxiliarnos de la ecuación de Bernoulli y suponerla como constante debido a las consideraciones anteriores, por lo que se puede escribir la forma de la ecuación de Bernoulli en 3.15.

$$\frac{1}{2}\rho U^2 + p + \rho g h_{\infty} = \text{constante} \quad (3.15)$$

Si se plantea un balance de la ecuación 3.15 considerando la zona de aguas arriba y la zona del disco del rotor tenemos que se puede proponer el balance de la ecuación 3.16 :

$$\frac{1}{2}\rho_{\infty} U_{\infty}^2 + \rho g h_{\infty} = \frac{1}{2}\rho U_d^2 + p_d^+ + \rho_d g h_d \quad (3.16)$$

Consideramos la condición de flujo incompresible es decir ( $\rho_{\infty} = \rho_d$ ) y flujo horizontal ( $h_{\infty} = h_d$ ) tenemos que la ecuación 3.16 se reduce a 3.17 para la igualdad aguas arriba. Similarmente para el análisis aguas abajo tenemos que 3.18 :

$$\frac{1}{2}\rho U_{\infty}^2 + p_{\infty} = \frac{1}{2}\rho U_d^2 + p_d^+ \quad (3.17)$$

$$\frac{1}{2}\rho U_w^2 + p_{\infty} = \frac{1}{2}\rho U_d^2 + p_d^- \quad (3.18)$$

Al restar la ecuación 3.17 de 3.18 tenemos que el balance queda en función de:

$$(P_d^+ - P_d^-) = \frac{1}{2}\rho(U_{\infty}^2 - U_w^2) \quad (3.19)$$

Esta diferencia de presiones ( $P_d^+ - P_d^-$ ), se igualará con el cambio de momento lineal de la ecuación 3.14, para establecer la relación entre las velocidades aguas arriba y aguas abajo.

$$(P_d^+ - P_d^-)A_d = (U_{\infty} - U_w)\rho A_d U_{\infty}(1 - a) \quad (3.20)$$

De esa combinación de ecuaciones se forma la ecuación 3.20. Esta ecuación describe el balance de energía ambos lados del disco actuador para igualar el cambio de momento lineal con la diferencia de presiones. Al sustituir la diferencia encontrada en la ecuación 3.19 en 3.14 tenemos que:



$$\frac{1}{2}\rho(U_{\infty}^2 - U_w^2)A_d = (U_{\infty} - U_w)\rho A_d U_{\infty}(1 - a) \quad (3.21)$$

De la ecuación 3.21 se reducen los términos similares y se hace álgebra básica lo que nos lleva a encontrar la relación de la velocidad aguas abajo con la velocidad de corriente libre. Esta relación se registra en la ecuación 3.22.

$$U_w = (1 - 2a)U_{\infty} \quad (3.22)$$

Con esta ecuación 3.22, visualizamos que la magnitud de la velocidad aguas abajo puede expresarse en función del factor de inducción axial  $a$  y la velocidad de corriente libre  $U_{\infty}$ . Se aprecia que para valores de  $a = 1/2$  provoca que la relación sea 0 y cuya interpretación física es que el aire se detenga totalmente, lo cual es físicamente imposible. Nos ayuda a definir algunos límites operacionales que se explicarán a detalle en próximas secciones.

#### 3.4.1.2. Coeficiente de potencia y límite de Betz

La fuerza del aire sobre el rotor se puede calcular como:

$$F = (P_d^+ - P_d^-)A_d = 2\rho A_d U_{\infty}^2 a(1 - a) \quad (3.23)$$

La potencia mecánica de una turbina esta determinada por el empuje del viento  $F$  y su velocidad resultante en el area del disco, por lo tanto la potencia mecánica Power  $P$  es igual a:

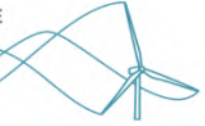
$$Power = F U_d = 2\rho A_d U_{\infty}^3 a(1 - a)^2 \quad (3.24)$$

El coeficiente de potencia  $C_p$ , es la relación que nos indica la potencia que puede extraer el área de barrido del aerogenerador y la potencia disponible en la masa de aire que atraviesa el disco actuador. Nos indica en que medida de eficiencia se produce el aprovechamiento de la corriente de aire.

$$C_p = \frac{Power}{\frac{1}{2}\rho U_{\infty}^3 A_d} \quad (3.25)$$

Entonces si se sustituye la ecuación 3.24 en 3.25 obtenemos:

$$C_p = \frac{Power}{\frac{1}{2}U_{\infty}^3 A_d} = \frac{2\rho A_d U_{\infty}^3 a(1 - a)^2}{\frac{1}{2}U_{\infty}^3 A_d} \quad (3.26)$$



Al hacer el álgebra correspondiente, obtenemos el coeficiente de potencia  $C_p$  en relación del factor de inducción axial  $a$ , para poder determinar la eficiencia de transformación de la energía de la corriente de viento.

$$C_p = 4a(1 - a)^2 \quad (3.27)$$

De la ecuación 3.27, podemos obtener un concepto importante conocido como el límite de Betz. Este límite de Betz, es el valor alcanzable máximo del coeficiente de potencia. El valor máximo se obtiene al resolver la ecuación 3.27 en forma diferencial e igualarla a 0, de manera que podamos obtener los máximos y mínimos de la función en relación al valor de  $a$ .

$$\frac{dC_p}{da} = \frac{d4a(1 - a)^2}{da} = 0 \quad (3.28)$$

Al resolver la ecuación 3.28, obtenemos que el valor máximo de  $a$  para el cual se cumple un coeficiente de potencia máximo  $C_p$  es  $1/3$ . Por lo tanto al sustituir este valor en la ecuación 3.27, obtenemos un valor máximo. El valor máximo de  $C_p$  es:

$$C_{pmax} = \frac{16}{27} \approx 0,593 \quad (3.29)$$

El valor que se obtiene mediante la solución de la ecuación diferencial 3.28 y que se enlistan en 3.29, no se debe a alguna deficiencia en el diseño, sino a las implicaciones físicas en el análisis aerodinámico. En este caso el flujo que atraviesa el disco del rotor proveniente de la corriente aguas arriba, corresponde a un tubo con una sección transversal de  $2/3$  del área del disco, la cual se amplía a dos veces el área de disco en la zona de corriente aguas abajo. Este resultado indica que, si un rotor ideal fuera diseñado y funcionara tal que la velocidad de viento en el rotor fuera  $2/3$  de la velocidad del viento de la corriente libre, entonces funcionaría en régimen de producción de energía máxima.

### 3.4.1.3. Coeficiente de empuje

La fuerza sobre el disco del actuador causada por la caída de presión, dada por la ecuación 3.23, también puede quedar en términos adimensionales para definir el coeficiente de empuje  $C_T$ . Define la relación de empuje contenida en la corriente de viento y la que se ve reflejada en el área del disco actuador. Es decir:

$$C_T = \frac{Power}{\frac{1}{2}\rho U_\infty^2 A_d} = \frac{2\rho A_d U_\infty^3 a(1 - a)^2}{\frac{1}{2}\rho U_\infty^2 A_d} \quad (3.30)$$



$$C_T = 4a(1 - a) \quad (3.31)$$

Evaluando los valores específicos para  $a = 1/2$  en la ecuación 3.30, provoca que la velocidad promedio de la estela aguas abajo, dada por  $U_w = (1 - 2a)U_\infty$ , se vuelve cero. En estas condiciones, la teoría del momento-álabe tal como se describe, no es aplicable y se debe realizar una modificación empírica el cual no será abordado en este trabajo. La variación del coeficiente de potencia y el coeficiente de empuje con  $a$  se muestra en la figura 3.13. La línea continua es la sección de análisis que se han mencionada en este capítulo.

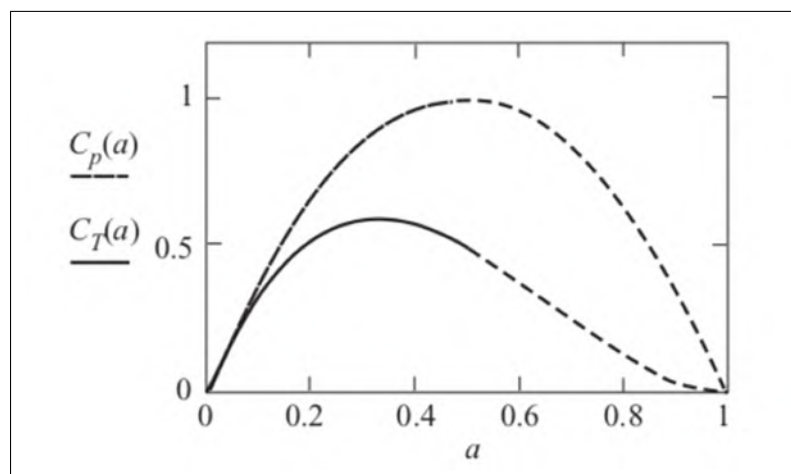


Figura 3.13: Valores máximos del coeficiente de potencia y coeficiente de torque en función del factor de inducción axial  $a$ .]

### 3.4.2. Teoría disco-rotor

La forma en que la energía extraída se convierte en utilizable depende del diseño particular de la turbina. La mayoría de los convertidores de energía eólica emplean un rotor con varias palas que giran con una velocidad angular  $\Omega$  alrededor de un eje normal al plano del rotor y paralelo a la dirección del viento. Las palas barren una determinada área y, en virtud de su diseño aerodinámico, desarrollan una diferencia de presión a lo largo del disco que es responsable de la pérdida de momento axial en la corriente de viento. Otra cantidad de empuje se pierde por el generador eléctrico conectado al rotor, ya que se requiere hacer una conversión de ese empuje y convertirlo en movimiento en la dirección de rotación. El generador ejerce un par igual y opuesto al del flujo de aire que mantiene constante la velocidad de rotación. El trabajo realizado por el par aerodinámico sobre el generador se convierte en energía eléctrica. El diseño aerodinámico requerido de las palas del rotor para proporcionar un par y un empuje se analiza en la siguiente sección.

### 3.4.2.1. Rotación de la estela

El par de torsión sobre el disco del rotor debido al aire que lo atraviesa requiere que se imponga un par de torsión igual y opuesto sobre el aire, es decir un par de reacción sobre este. La consecuencia del par de reacción es hacer que el aire gire en sentido contrario al del rotor. El aire gana momento angular y así, en la estela del disco del rotor, las partículas de aire tienen una componente de velocidad en una dirección que es tangencial a la rotación, así como una componente axial, ver la figura 3.14.

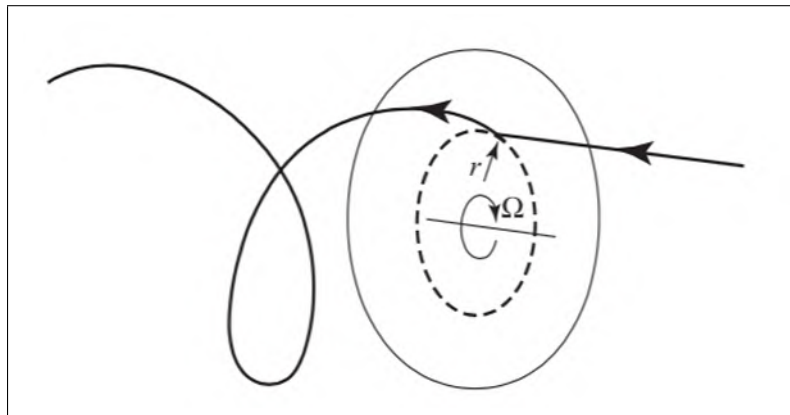


Figura 3.14: Visualización de la rotación de estela en función de la velocidad angular y el radio del álabe.]

La adquisición de la componente tangencial en la estela de aire supone un aumento de su energía cinética que se compensa con una caída de la presión estática del aire en la parte posterior del área del disco actuador. El flujo que ingresa al disco actuador no tiene ningún movimiento de rotación. El flujo que sale del disco tiene rotación y esa rotación permanece constante a medida que el fluido avanza por la estela. La transferencia del movimiento de rotación al aire tiene lugar por completo a través del espesor del disco, ver imagen 3.15.

El cambio en la velocidad tangencial se expresa en términos del factor de inducción de flujo tangencial  $a'$ . Aguas arriba del disco la velocidad tangencial es cero, inmediatamente al abandonar el disco del rotor, la componente predominante de la velocidad tangencial se convierte en  $2\Omega r a'$ . En la mitad del espesor del disco, a una distancia radial  $r$  del eje de rotación, la velocidad tangencial inducida es  $\Omega r a'$ . En la práctica no puede ocurrir una adquisición abrupta de la velocidad tangencial. La figura 3.15 muestra la aceleración del flujo en la dirección tangencial a medida que se hace contacto entre las palas; la separación de los álabes se ha reducido por efecto pero es el creciente bloqueo sólido que presentan los álabes al flujo a medida que se acerca a la raíz lo que provoca los altos valores de velocidad tangencial cerca de la raíz.

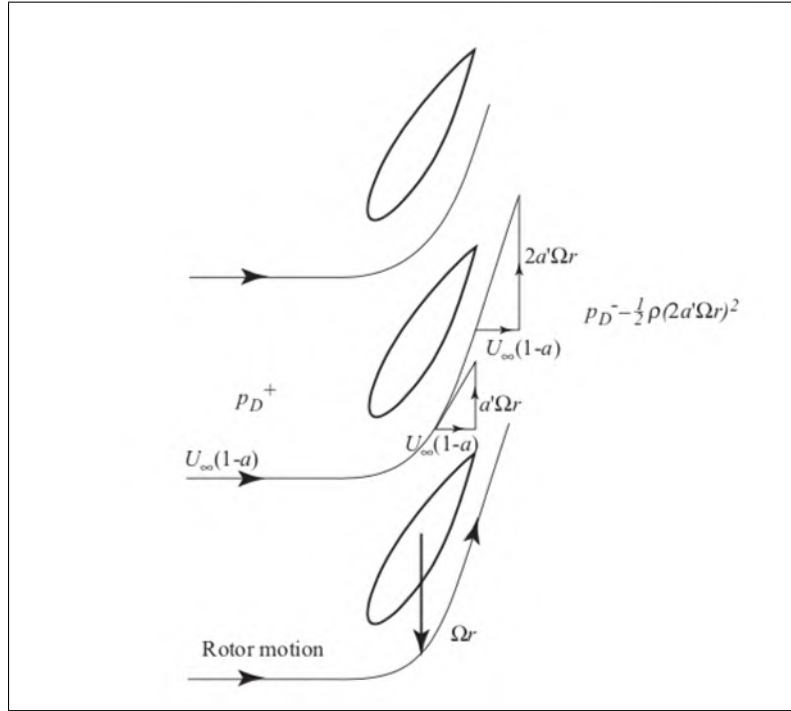
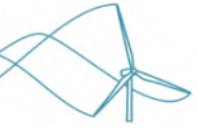


Figura 3.15: Cambio en la velocidad de rotación en función de la estela de rotación..]

### 3.4.2.2. Momento angular

La velocidad tangencial no será la misma para todas las posiciones radiales y así mismo para la velocidad axial. Para permitir la variación de ambos componentes de la velocidad inducida, considere solo un anillo anular del disco para análisis, de un ancho radial  $\delta r$ .

El incremento del torque del rotor que actúa sobre el anillo anular será responsable de impartir el componente de velocidad tangencial al aire, mientras que la fuerza axial que actúa sobre el anillo será responsable de la reducción de la velocidad axial. Todo el disco comprende una multiplicidad de anillos anulares y se supone que cada anillo actúa de forma independiente impartiendo impulso únicamente al aire que realmente pasa a través de cada anillo anular. El par en el anillo será igual a la tasa de cambio del momento angular del aire que pasa a través del anillo. Tal como se representa en la ecuación 3.32.

$$\delta Q = \rho \delta A_d U_\infty (1-a) 2\Omega a' r^2 \quad (3.32)$$

donde  $\delta A_D$  se toma como el área de un anillo anular. El par impulsor en el eje del rotor también es  $\delta Q$  y, por lo tanto, el incremento del rotor en la potencia de salida del eje es:



$$\delta P = \delta Q \Omega \quad (3.33)$$

Por lo tanto, la potencia total extraída del viento al frenarlo está determinada por la tasa de cambio del momento axial dada por la ecuación 3.24 y si se pone en función del elemento anular de espesor  $\delta r$  obtenemos la ecuación 3.34.

$$\delta P = 2\rho\delta A_d U_\infty^3 a(1-a)^2 \quad (3.34)$$

La ecuación 3.34 se iguala con la ecuación 3.32 y se obtiene:

$$2\rho\delta A_d U_\infty^3 a(1-a)^2 = \rho\delta A_d U_\infty(1-a)^2 2\Omega^2 a' r^2 \quad (3.35)$$

Al eliminar hacer álgebra y re ordenar términos:

$$U_\infty^2 a(1-a) = \Omega^2 r^2 a' \quad (3.36)$$

$\Omega r$  es la velocidad tangencial del anillo anular giratorio, por lo que  $\lambda r = \Omega r / U_\infty$  se denomina como la relación de velocidad local. En el borde del disco  $r = R$  y  $\lambda = \Omega R / U_\infty$ , se conoce en la relación de velocidad punta. Por lo tanto:

$$\lambda_r^2 = \frac{a(1-a)}{a'} \quad (3.37)$$

El área del anillo es  $\delta A_D = 2\pi r \delta r$ , por lo tanto, la potencia incremental del eje es, a partir de la ecuación 3.32:

$$\delta P = dQ\Omega = \left(\frac{1}{2}\rho U_\infty^3 2\pi r \delta r\right) 4a'(1-a)^2 \lambda_r^2 \quad (3.38)$$

El término entre paréntesis representa el flujo de potencia a través del anillo. El término fuera de los paréntesis, por lo tanto, es la eficiencia del elemento de pala para capturar la potencia, o también conocida como eficiencia del elemento de pala  $\eta_r$ :

$$\eta_r = 4a'(1-a)\lambda_r^2 \quad (3.39)$$

En términos del coeficiente de potencia:

$$\frac{d}{dr} C_p = \frac{4\pi\rho U_\infty^3 (1-a)a' \lambda_r^2 r}{\frac{1}{2}\rho U_\infty^3 \pi R^2} = \frac{8(1-a)a' \lambda_r^2 r}{R^2} \quad (3.40)$$

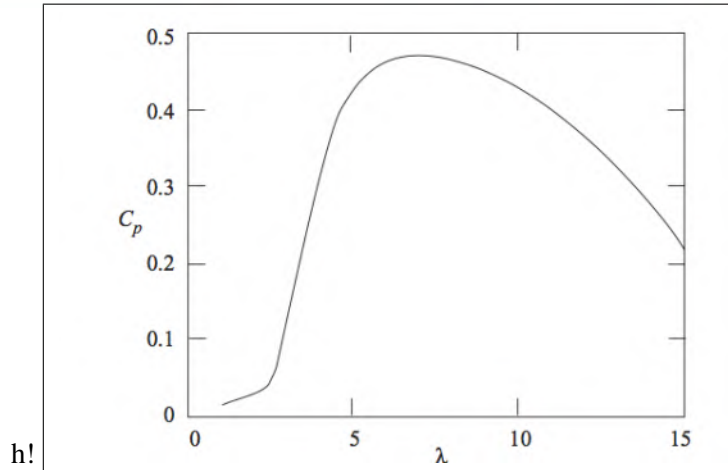
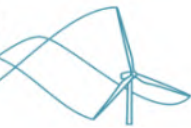


Figura 3.16: Relación de velocidad específica de punta  $\lambda$  en relación con el coeficiente de potencia. [Vea Libro wind energy handbook.]

$$\frac{d}{d\mu} C_p = 8(1-a)a' \lambda^2 \mu^3 \quad (3.41)$$

Donde  $\mu = r/R$ . Sabiendo que  $a$  y  $a'$  varían radialmente, la ecuación 3.41 se puede integrar para determinar el coeficiente de potencia para una velocidad de punta específica, tal como se muestra en la figura 3.16.

### 3.4.3. Perfiles aerodinámicos

Los perfiles aerodinámicos son secciones transversales con determinada configuración geométrica, que al tener contacto con fluidos en movimiento, agua o aire, son capaces de crear distribución de presiones adecuadas para tener fuerzas de sustentación y arrastre. Estas fuerzas resultantes se aplican en el diseño de los álabes de las turbinas eólicas para provocar el movimiento giratorio característico de estas máquinas mediante diferenciales de presiones.

Existe una gran variedad de formas, tamaños y configuraciones de perfiles aerodinámicos, cuyos perfiles de acuerdo a estas características se agrupan en familias. Las familias de perfiles aerodinámicos más comunes son: NACA de 4 y 5 dígitos, familias SG, perfiles OA, perfiles RAE, etc. Cada familia de perfiles posee características y configuraciones importantes de acuerdo a la aplicación en la que se usará. Un parámetro importante para tomar en cuenta en la selección del perfil aerodinámico es la relación sustentación/arrastre ( $C_l/C_d$ ), entre más grande sea se considera más apto para usarlo en turbinas eolicas. También se debe de cuidar que esta relación tenga un comportamiento lineal (en función del ángulo de ataque) de manera que garantice el funcionamiento, aunque el régimen de Reynolds se encuentre un poco cambiante.

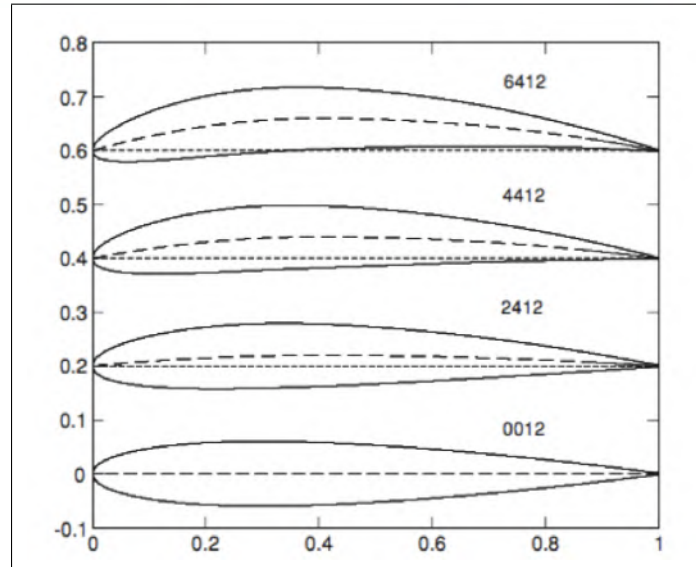
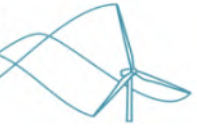


Figura 3.17: Familia de perfiles aerodinámicos NACA de 4 dígitos. [Vea Libro wind energy hand-book.]

La teoría de elemento álabo-momento (BEM) que se menciona mas adelante, supone que todas las secciones de análisis a lo largo del álabo son independientes y pueden ser tratadas por separado. Así, las fuerzas de sustentación y arrastre a las que se somete cada elemento son responsables de los cambios de momento axial y angular del aire que pasa a través del anillo anular que describe el álabo al girar. Las relaciones adimensionales que cuantifican en que medida el perfil aerodinámico está experimentando sustentación y arrastre, son los coeficientes de sustentación  $C_L$  y arrastre  $C_d$  respectivamente, los cuales están definidos por las ecuaciones 3.42 y 3.43.

$$C_L = \frac{L}{\frac{1}{2}\rho U_\infty A_D} \quad (3.42)$$

$$C_D = \frac{L}{\frac{1}{2}\rho U_\infty A_D} \quad (3.43)$$

Los elementos y partes de un perfil aerodinámico se visualizan en la figura 3.18.

### 3.4.4. Teoría elemento-álabo

Las fuerzas aerodinámicas sobre un álabo pueden calcularse por medio de características bidimensionales del perfil aerodinámico que lo componen. Los componentes de la velocidad en una posición radial de un álabo expresada en términos de la velocidad del viento  $U_\infty$ , los factores de flujo radial  $a$  y axial  $a'$ , y la velocidad de rotación  $\Omega$  determinarán el ángulo de ataque que de-

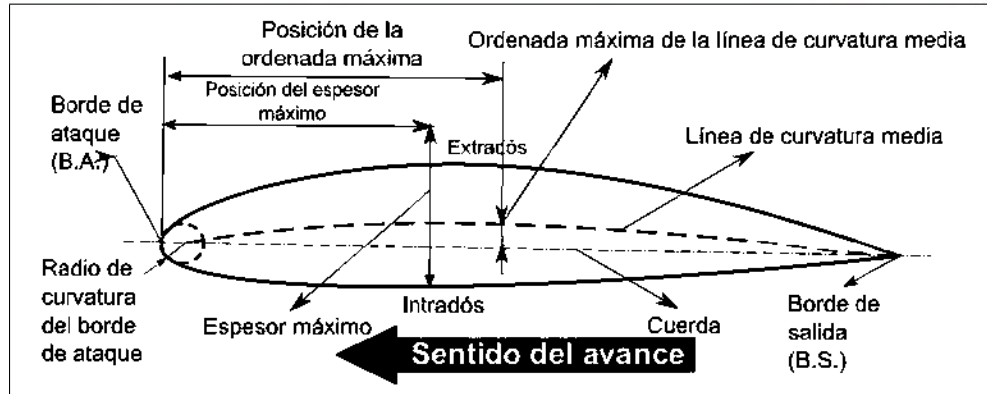


Figura 3.18: Nomenclatura y secciones de los perfiles aerodinámicos usados en el diseño de turbinas eólicas. [Vea <https://www.researchgate.net>]

be llevar cada perfil aerodinámico en su sección analizada. Teniendo información acerca de cómo los coeficientes característicos del perfil aerodinámico  $C_l$  y  $C_d$  varían con el ángulo de ataque, se pueden determinar las fuerzas sobre las palas para valores dados de  $a$  y  $a'$ .

Considere una turbina con  $N$  álabes de radio a la punta  $R$ , cada uno con cuerda  $c$  y ángulo de paso fijo  $\beta$  medido entre la línea de cero sustentación sobre perfil aerodinámico y el plano del disco. Tanto la longitud de la cuerda como el ángulo de paso pueden variar a lo largo de la envergadura de la pala. Suponga que las aspas giran a una velocidad angular  $\Omega$  y que la velocidad del viento sea  $U_\infty$ . La velocidad tangencial  $\Omega r$  del elemento del álabe que se muestra en la figura 3.19 combinada con la velocidad tangencial de la estela  $\Omega r a'$  significa que la velocidad de flujo tangencial neta experimentada por el elemento del álabe es  $\Omega r(1 + a')$ . La figura 3.20 muestra todas las velocidades y fuerzas relativas a la línea de cuerda del álabe en un radio  $r$ .

De la figura 3.20, la velocidad resultante  $W$  en el álabe es entonces:

$$W = \sqrt{U_\infty^2(1 - a)^2 + (\Omega^2 r^2(1 - a')^2)} \quad (3.44)$$

De la figura 3.20 también podemos definir que el ángulo de flujo  $\phi$ , es la suma del ángulo de ataque  $\alpha$  y ángulo de paso  $\beta$ . Este ángulo de paso nos indica la inclinación desde el plano de giro del rotor hasta la posición en la cual se deben inclinar los perfiles. La relación trigonométrica que guarda el ángulo de construcción con las velocidades del conjunto se visualizan en la misma figura y dichas relaciones se agrupan en las ecuaciones 3.45 y 3.46.

$$\sin \phi = \frac{U_\infty(1 - a)}{W} \quad (3.45)$$

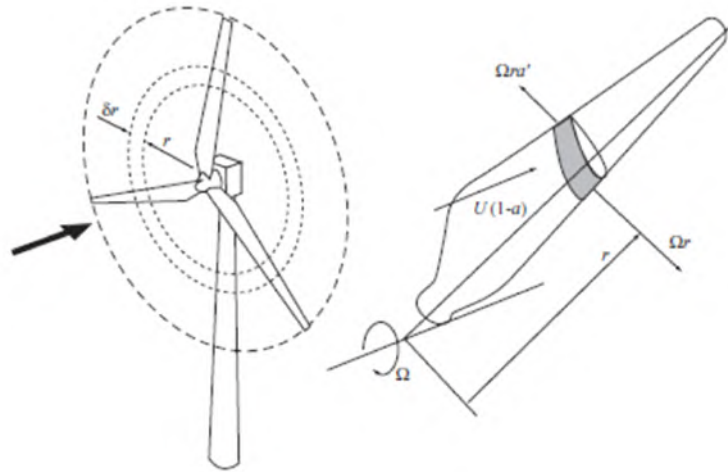


Figura 3.19: Conjunto rotor-álabes. Análisis para visualizar los anillos anulares discretizados radialmente en el rotor. [Vea Libro wind energy handbook.]

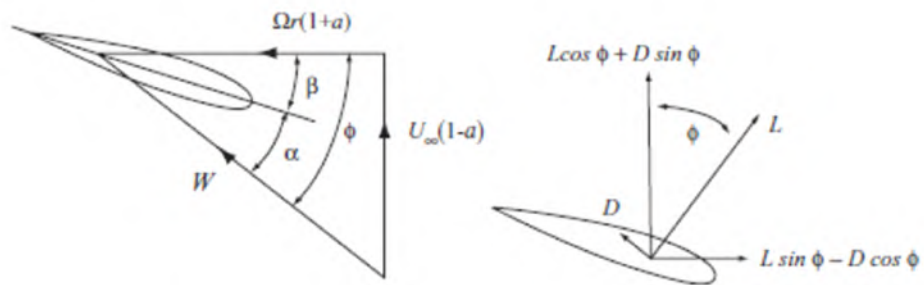


Figura 3.20: Triángulos de velocidades formado en un perfil aerodinámico para calcular los ángulos de flujo y ángulos de construcción, con los que se diseña un rotor. [Vea Libro wind energy handbook.]



$$\cos \phi = \frac{\Omega r(1 + a')}{W} \quad (3.46)$$

La relación que guardan entonces los ángulos presentes en el perfil aerodinámico para encontrar el ángulo de ataque es:

$$\alpha = \phi - \beta \quad (3.47)$$

La fuerza de sustentación de cada perfil se mide por unidad de cuerda de cada perfil aerodinámico, en una dirección normal a la dirección de la velocidad resultante  $W$ . La fuerza de arrastre también se mide por unidad de cuerda de cada perfil aerodinámico, está en dirección paralela a la velocidad resultante  $W$ . El cálculo de sustentación  $L$  y arrastre  $D$  en los perfiles, se registran en las ecuaciones 3.48 y 3.49.

$$\delta L = \frac{1}{2} \rho W^2 c C_l \delta r \quad (3.48)$$

$$\delta D = \frac{1}{2} \rho W^2 c C_d \delta r \quad (3.49)$$

La fuerza de sustentación es perpendicular a la dirección de la velocidad relativa  $W$ , mientras que la fuerza de arrastre es paralela a ella.

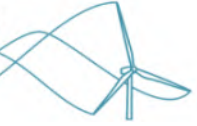
Por lo tanto, la descomposición de la sumatoria de estas fuerzas para un rotor de  $N$  aspas, es una fuerza de empuje  $F_E$  en la dirección axial y una fuerza tangencial  $F_T$  en la dirección circunferencial, que resulta en la fuerza impulsora del momento angular. La fuerza de empuje y la fuerza tangencial se calculan con las ecuaciones 3.50 y 3.51.

$$F_E = \frac{1}{2} \rho W^2 N c (C_l \cos \phi + C_d \sin \phi) r dr \quad (3.50)$$

$$F_T = \frac{1}{2} \rho W^2 N c (C_l \sin \phi + C_d \cos \phi) r dr \quad (3.51)$$

### 3.4.5. Teoría elemento álabes-momento (Teoría BEM )

La suposición básica de la teoría BEM (Blade Element Moment), es que la fuerza resultante en cada perfil aerodinámico, es responsable del cambio de momento angular del aire que pasa por el anillo anular de análisis . Hay que suponer, por lo tanto, que no hay ninguna interacción radial entre los flujos a través de anillos contiguos, una condición que es estrictamente sólo verda-



dera si el factor de inducción de flujo axial no varía radialmente, lo cual en la práctica, es rara vez uniforme. La componente de la fuerza aerodinámica de las aspas resuelto en la dirección axial, es producto de descomponer el triangulo de velocidades en la misma dirección e igualarlos a la fuerza de empuje de la ecuación 3.50. Esta igualdad es importante para tomar algunas consideraciones de la teoría BEM. La ecuación 3.52 representa la igualdad de las fuerzas resultantes de los perfiles aerodinámicos con la fuerza que se ejerce en el rotor en la dirección axial:

$$\delta L \cos \phi + \delta D \sin \phi = \frac{1}{2} \rho W^2 N c (C_l \cos \phi + C_d \sin \phi) dr \quad (3.52)$$

La tasa de cambio de momento axial que por el anillo anular barrido es:

$$\rho U_\infty (1-a) 2\pi r \delta r 2a U_\infty = 4\pi U_\infty^2 a(1-a) r \delta r \quad (3.53)$$

La caída en la presión de la estela causada por la rotación de la estela es igual a:

$$\frac{1}{2} \rho (2a' \Omega r)^2 \quad (3.54)$$

Además la fuerza axial adicional para cada sección anular es:

$$\frac{1}{2} \rho (2a' \Omega r)^2 2\pi r \delta r \quad (3.55)$$

Al igualar la fuerza tangencial resultante con el cambio de momento angular del aire proveniente de las ecuaciones 3.51 y 3.53, obtenemos la ecuación aerodinámica importante para encontrar el balance de las ecuaciones de cambio de momento. Como se muestra a continuación:

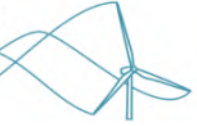
$$\frac{1}{2} \rho W^2 N c (C_l \sin \phi - C_d \cos \phi) \delta r = 4\pi \rho \left[ U_\infty^2 a(1-a) + (a' \Omega r)^2 \right] r \delta r \quad (3.56)$$

Simplificando la ecuación 3.56 obtenemos:

$$\frac{W^2}{U_\infty^2} N \frac{c}{R} C_l \sin \phi - C_d \cos \phi = 8\pi (a(1-a) + (a' \lambda \mu)^2) \mu \quad (3.57)$$

Así mismo el torque total generado por la incidencia del viento sobre los perfiles aerodinámicos, es producto del cambio de momento angular:

$$\delta L \sin \phi - \delta D \cos \phi = \frac{1}{2} \rho W^2 N c (C_l \sin \phi - C_d \cos \phi) r dr \quad (3.58)$$



La tasa de cambio del momento angular del aire que pasa a través del anillo es entonces:

$$\rho U_{\infty}(1-a)\Omega r 2a' r 2\pi r \delta r = 4\pi \rho U_{\infty} \Omega r a' (1-a)r^2 \delta r \quad (3.59)$$

Igualando los segundos términos de las ecuaciones 3.58 y 3.59 obtenemos:

$$\frac{1}{2}\rho U_{\infty} W^2 N_c (C_l \sin \phi - C_d \cos \phi) r \delta r = 4\pi \rho U_{\infty} (\Omega r) a' (1-a)r^2 \delta r \quad (3.60)$$

Simplificando:

$$\frac{W^2}{U_{\infty}^2} N_c \frac{c}{R} (C_l \sin \phi - C_d \cos \phi) = 8\pi \lambda \mu^2 a' (1-a) \quad (3.61)$$

Para fines de reducción de términos es conveniente expresar que:

$$(C_l \cos \phi + C_d \sin \phi) = C_x \quad (3.62)$$

$$(C_l \sin \phi - C_d \cos \phi) = C_y \quad (3.63)$$

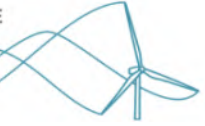
Resolver las ecuaciones 3.57 y 3.61 para obtener valores para los factores de inducción de flujo  $a$  y  $a'$  utilizando características aerodinámicas bidimensionales requiere un proceso iterativo. Las siguientes ecuaciones, derivadas de estos mismos términos, son convenientes en las que los lados derechos se evalúan usando los valores existentes de los factores de inducción de flujo que producen ecuaciones simples, es decir:

$$\frac{a}{1-a} = \frac{\sigma_r}{4 \sin^2 \phi} \left[ (C_x) - \frac{\sigma_r}{4 \sin^2 \phi} C_y^2 \right] \quad (3.64)$$

$$\frac{a}{1+a'} = \frac{\sigma_r C_y}{4 \sin \phi \cos \phi} \quad (3.65)$$

La solidez de la pala  $\sigma$  se define como el área total proyectada por los álabes dividida entre el área del disco del rotor y es un parámetro importante para determinar el rendimiento del rotor. La solidez de la cuerda  $\sigma_r$  se define como la longitud total de la cuerda de la pala en un radio dado dividida por la longitud circunferencial en ese radio.

$$\sigma_r = \frac{Nc}{2\pi r} = \frac{Nc}{2\pi \mu R} \quad (3.66)$$



Wilson y Lissaman argumentan que el coeficiente de arrastre no debe incluirse en las Ecuaciones 3.64 y 3.65 porque el déficit de velocidad causado por el arrastre se limita a la estela estrecha que fluye desde el borde de salida del perfil aerodinámico. Además mencionan que el déficit de velocidad basado en la resistencia es solo una característica de la estela y no contribuye al déficit de velocidad aguas arriba del disco del rotor. La base del argumento para excluir el arrastre en la determinación de los factores de inducción de flujo es que, para el flujo adjunto, el arrastre es causado solo por la fricción superficial y no afecta la caída de presión a través del rotor.

Un último punto importante sobre la teoría BEM menciona que es estrictamente aplicable solo si las palas tienen una circulación uniforme, es decir, si  $a$  es uniforme. Para la circulación no uniforme, existe una interacción radial y un intercambio de momento entre flujos a través de anillos anulares elementales adyacentes. No se puede afirmar que la única fuerza axial que actúa sobre el flujo a través de un anillo anular dado es el debido a la caída de presión a través del disco. Sin embargo, en la práctica, parece que el error que implica relajar la restricción anterior es pequeño para relaciones de velocidad de punta superiores a 3.

### 3.4.6. Determinación del torque y potencia

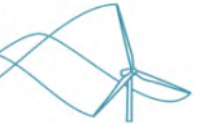
El cálculo del torque y la potencia desarrollados por un rotor requiere el conocimiento de los factores de inducción del flujo, los cuales se obtienen resolviendo las ecuaciones 3.64 y 3.65. La solución generalmente se lleva a cabo iterativamente porque las características bidimensionales del perfil aerodinámico son funciones no lineales del ángulo de ataque.

Para determinar la característica de rendimiento general de un rotor, es decir, la manera en que el coeficiente de potencia varía en un amplio rango en relación con la velocidad punta ( $\lambda$ ), se requiere la solución iterativa. El procedimiento iterativo es suponer que  $a$  y  $a'$  son cero inicialmente, determinando  $\phi$ ,  $C_p$  y  $C_d$  sobre esa base, y luego calcular nuevos valores de los factores de flujo usando las ecuaciones (3.64 y 3.65). La iteración se repite hasta que se logra la convergencia. A partir de la Ecuación 3.60, el par desarrollado por los elementos del álabe de longitud  $\delta r$  en el sentido de la envergadura es:

$$\delta Q = 4\pi\rho U_\infty(\Omega r)a'(1-a)r^2\delta r \quad (3.67)$$

Si el arrastre, o parte del arrastre, ha sido excluido de la determinación de los factores de inducción de flujo, entonces su efecto debe introducirse cuando el par causado por el arrastre se calcula a partir de las fuerzas del elemento de pala, en la ecuación 3.58, entonces tenemos que:

$$\delta Q = 4\pi\rho U_\infty(\Omega r)a'(1-a)r^2\delta r - \frac{1}{2}\rho W^2 N c C_d \cos\phi r \delta r \quad (3.68)$$



Entonces el torque total  $Q$  desarrollado por el rotor es:

$$Q = \frac{1}{2} \rho U_{\infty}^2 \pi R^3 \lambda \left[ \int_0^R \mu^2 \left[ 8a'(1-a)\mu - \frac{WN \frac{c}{R}}{U_{\infty} \pi} C_d(1+a') \right] d\mu \right] \quad (3.69)$$

Recordemos que  $P=Q\Omega$

Resolviendo las ecuaciones BEM (3.64 y 3.65) para un diseño aerodinámico y geométrico de álabe adecuado y dado se obtiene una serie de valores para los coeficientes de potencia y par que son funciones de la relación de velocidad punta. El coeficiente de potencia máximo se produce en una relación de velocidad punta para la cual el factor de inducción de flujo axial  $a$ , que en general varía con el radio, se aproxima muy cerca del valor límite de Betz de  $a = 1/3$ . A relaciones de velocidad de punta más bajas, el factor de inducción de flujo axial puede ser mucho menor que  $a = 1/3$  y los ángulos de ataque del perfil aerodinámico son altos, lo que lleva a condiciones de estancamiento.

Para la mayoría de las turbinas eólicas, es mucho más probable que se produzca un estancamiento en la raíz del álabe porque, por restricciones prácticas, el ángulo de paso  $\beta$  incorporado de un álabe no es lo suficientemente grande en esa región. En relaciones bajas de velocidad de punta, el detenimiento en los perfiles del álabe es la causa de una pérdida significativa de potencia. A altas relaciones de velocidad de punta,  $a$  es alta, por lo que los ángulos de ataque son bajos y la resistencia comienza a predominar. Por lo tanto, tanto en relaciones de velocidad de punta altas como bajas, la resistencia es alta y el nivel general de  $a$  no es óptimo, por lo que el coeficiente de potencia es bajo. Claramente, es mejor si una turbina pudiera funcionar en todas las velocidades del viento a una relación de velocidad punta cercana a la que da el coeficiente de potencia sea máximo.

### 3.4.7. Geometría óptima para operación en velocidad variable

Una turbina que opera a velocidad variable puede mantener la relación de velocidad de punta constante requerida para desarrollar el coeficiente de potencia máximo independientemente de la velocidad del viento. Desarrollar el máximo coeficiente de potencia posible requiere una geometría de álabe adecuada, cuyas condiciones se abordarán ahora. Para una relación de velocidad de punta elegida ( $\lambda$ ), el par desarrollado en cada sección del radio del álabe se maximiza si 3.70 se iguala a 0 :

$$\frac{d}{da'}(8\pi\lambda\mu^2 a'(1-a)) = 0 \quad (3.70)$$

Al dividir las ecuaciones 3.57 y 3.61 obtenemos la ecuación 3.71 que nos relaciona los factores de inducción presentes en el flujo:



$$\frac{\frac{C_l}{C_d} \tan \phi - 1}{\frac{C_l}{C_d} + \tan \phi} = \frac{\lambda \mu a' (1 - a)}{a(1 - a) + (a' \lambda \mu)^2} \quad (3.71)$$

Es sabido que el ángulo de flujo se puede expresar como:

$$\tan \phi = \frac{1 - a}{\lambda \mu (1 + a')} \quad (3.72)$$

Al sustituir la ecuación 3.72 en la ecuación 3.71 y simplificando obtenemos el término de la ecuación 3.73

$$\frac{\frac{C_l}{C_d}(1 - a) - \lambda \mu (1 + a')}{\lambda \mu (1 + a') \frac{C_l}{C_d} + (1 - a)} = \frac{\lambda \mu a' (1 - a)}{a(1 - a) + (a' \lambda \mu)^2} \quad (3.73)$$

Haciendo operaciones algebraicas para unir términos semejantes:

$$\left[ \frac{C_l}{C_d}(1 - a) - \lambda \mu (1 + a') \right] \left[ a(1 - a) + a' \lambda \mu^2 \right] = \left[ \lambda \mu (1 + a') \frac{C_l}{C_d} + (1 - a) \right] \lambda \mu a' (1 - a) \quad (3.74)$$

Se desprecia el arrastre y por consiguiente los términos que lo involucran en la ecuación 3.74. Al hacer esta consideración y la reducción de términos obtenemos:

$$a(1 - a) - \lambda^2 \mu^2 a' = 0 \quad (3.75)$$

Si derivamos la ecuación 3.75 con respecto a  $a'$  obtenemos:

$$a(1 - 2a) \frac{d}{da'} a - \lambda^2 \mu^2 = 0 \quad (3.76)$$

Al sustituir la ecuación 3.71 en 3.76 obtenemos

$$(1 - 2a)(1 - a) - \lambda^2 \mu^2 a' = 0 \quad (3.77)$$

Esto nos lleva a encontrar que las ecuaciones 3.75 y 3.77 nos da los valores de  $a$  y  $a'$  para valores óptimos de operación como ya se sabía, es decir  $a = \frac{1}{3}$  y  $a' = \frac{a(1-a)}{\lambda^2 \mu^2}$ .

Estos valores coinciden completamente con la predicción de la teoría de momento de la sección anterior ya que no se han incluido pérdidas, como el arrastre aerodinámico y el suponer que el número de álabes es grande propicia que cada partícula de fluido que pasa a través del disco del rotor interactúa con el álabe dando como resultado una velocidad axial uniforme sobre el área



del disco.

Para lograr las condiciones óptimas, el diseño del álabe debe ser específico y puede determinarse a partir de cualquiera de las Ecuaciones fundamentales 3.57 y 3.61. Eligiendo la Ecuación 3.57, porque es la más simple, e ignorando el arrastre, el par desarrollado en la operación optimizada es:

$$\delta Q = 4\pi\rho U_{\infty}(\Omega r)a'(1-a)r^2\delta r = 4\pi\rho U_{\infty}^3 a(1-a)^2 r\delta r \quad (3.78)$$

El componente de la sustentación por unidad de cuerda en dirección tangencial es entonces:

$$L \sin \phi = 4\pi\rho \frac{U_{\infty}^3}{\Omega} a(1-a)^2 \quad (3.79)$$

Sabemos que la sustentación por unidad de cuerda es

$$L = \rho W \Gamma \quad (3.80)$$

donde  $\Gamma$  es la suma de la circulación de cada sección. Entonces en consecuencia:

$$\rho W \Gamma \sin \phi = \rho \Gamma U_{\infty} (1-a) = 4\pi\rho \frac{U_{\infty}^3}{\Omega} a(1-a)^2 \quad (3.81)$$

Reduciendo:

$$\Gamma = 4\pi \frac{U_{\infty}^2}{\Omega} a(1-a) \quad (3.82)$$

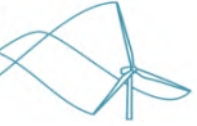
Por lo tanto, la circulación de la ecuación 3.82 es uniforme a lo largo de la envergadura de las palas y esta es una condición para un funcionamiento optimizado.

Para determinar la geometría del álabe, es decir, cómo debe variar el tamaño de la cuerda a lo largo del álabe y qué distribución del ángulo de paso  $\beta$  es necesaria, debemos volver a la Ecuación 3.61:

$$\frac{W^2}{U_{\infty}^2} N \frac{c}{R} C_l \sin \phi = 8\pi\lambda\mu^2 a'(1-a) \quad (3.83)$$

Al sustituir  $\sin \phi$  tenemos:

$$\frac{W^2}{U_{\infty}^2} N \frac{c}{R} (1-a) = 8\pi\lambda\mu^2 a'(1-a) \quad (3.84)$$



Al recomodar tenemos:

$$\frac{Nc}{2\pi R} = \frac{4\lambda\mu^2 a' U_\infty}{WC_l} \quad (3.85)$$

La única incógnita en el lado derecho de la ecuación 3.85 es el valor del coeficiente de sustentación  $C_l$ , por lo que es común incluirlo en el lado izquierdo de la ecuación con la solidez de la cuerda como parámetro de la geometría del álabe. El coeficiente de sustentación se puede elegir como el valor que corresponde a la relación máxima de sustentación/arrastre  $C_l/C_d$ , ya que esto minimizará las pérdidas por arrastre. Aunque se ha ignorado el arrastre en la determinación de los factores de inducción de flujo óptimos y la geometría del álabe, no se puede ignorar en el cálculo del par y la potencia. La geometría del álabe también depende de la relación de velocidad de la punta, por lo que también se incluye en el parámetro de geometría de  $\lambda$ . Por lo tanto

$$\sigma_r \lambda C_l = \frac{Nc}{2\pi R} \lambda C_l = \frac{4\lambda^2 \mu^2 a'}{\sqrt{(1-a)^2 + (\lambda\mu(1+a'))^2}} \quad (3.86)$$

Si sustituimos las condiciones ideales de operación, es decir  $a = \frac{1}{3}$  y  $a' = \frac{a(1-a)}{\lambda^2 \mu^2}$  en la ecuación 3.86 obtenemos:

$$\sigma_r \lambda C_l = \frac{\frac{8}{9}}{\sqrt{(1-\frac{1}{3})^2 + \lambda^2 \mu^2 \left[1 + \frac{2}{9(\lambda^2 \mu^2)}\right]^2}} \quad (3.87)$$

El parámetro  $\lambda\mu$  es llamado la relación de velocidad local y es igual a relación de velocidad de punta donde  $\mu=1$ .

$$\tan \phi = \frac{1-a}{\lambda\mu(1+a')} \quad (3.88)$$

Una relación de velocidad de punta de diseño alta  $\lambda > 7$  requeriría una álabe largo y delgado (relación de aspecto alta), mientras que una relación de velocidad de punta de diseño baja  $\lambda < 7$  necesitaría un álabe corto y grueso. La relación de velocidad de la punta de diseño es aquella en la que se logra un rendimiento óptimo, es decir máxima potencia de salida. Operar una turbina eólica en una relación de velocidad de punta diferente a la de diseño, provoca un rendimiento no óptimo. En funcionamiento fuera del valor óptimo, el factor de flujo de entrada axial no es uniformemente igual  $a = \frac{1}{3}$ , de hecho, no es uniforme en absoluto. El ángulo de flujo  $\phi$  en cada sección de análisis en el álabe también varía a lo largo de la envergadura de la pala, de acuerdo con la ecuación 3.88.

La ecuación 3.88 con los valores optimos de operación es:



$$\tan \phi = \frac{1 - \frac{1}{3}}{\lambda \mu \left(1 + \frac{2}{3\lambda^2 \mu^2}\right)} \quad (3.89)$$

Cerca de la raíz del álabe, el ángulo de flujo es grande, lo que podría causar que el álabe tenga zonas inestables en esa región. Si el coeficiente de sustentación debe mantenerse constante de modo que la resistencia se minimice en todas partes, entonces el ángulo de ataque también debe ser uniforme en el valor apropiado. Para una variación prescrita del ángulo de ataque  $\alpha$ , el ángulo de paso  $\beta$  del álabe debe variar en consecuencia.

Es importante considerar la manufactura del álabe, por lo que en medida que el diseño tenga ángulos de flujo mas escarpados la geometría tiende a complicarse y por tanto el costo de manufactura. Considerar la relación costo-beneficio ayuda a materializar la construcción de un rotor con características aerodinámicas especiales.

### 3.5. Arranque de una turbina eólica de baja capacidad

La figura 3.21 muestra el diagrama de velocidad para analizar el álabe en estado estacionario. Se aprecia la diferencia de componentes en relación con el análisis de velocidades cuando el elemento esta girando. El análisis demuestra que  $a$  como  $a'$  son pequeños en un álabe estacionario, por lo que el enfoque aerodinámico se torna diferente. Se sabe que los ángulos de torsión  $\beta$  típicos son de alrededor de  $20^\circ$  cerca del hub y  $0$  cerca de la punta, por lo que los ángulos de ataque  $\alpha$  en un álabe estacionario son altos, lo que conlleva a un análisis especial. Por lo tanto, es probable que el torque aerodinámico en un álabe estacionario sea pequeño y el par resistivo, alto en relación con el anterior. El término de flujo de entrada rotacional para  $a'$  no es apropiado para un álabe estacionario, por lo que se denominará factor de flujo de entrada "circunferencial" para llevar este análisis. Por lo que la ecuación 3.68 para el par generado en cada elemento del álabe se puede reescribir como:

$$\frac{dQ}{dr} = \frac{1}{2} \rho U_T^2 N c (C_l \sin \phi - C_d \cos \phi) r \quad (3.90)$$

Asumiendo que tanto  $a$  como  $a'$  son muy pequeños entonces se puede modelar que  $\phi \approx \pi/2$ ,  $\alpha \approx \pi/2 - \theta_p$  por lo tanto  $\sin \alpha \approx \cos \theta_p$ . Es decir que solo la sustentación genera torque en un álabe cuando se analiza de forma estacionaria. Para determinar los valores típicos del par de arranque,  $Q_s$ , después de una fácil manipulación, tenemos que:

$$\frac{dQ_s}{dr} = \frac{1}{2} N \rho U_T^2 c r C_l \sin 2(\theta_p) \quad (3.91)$$

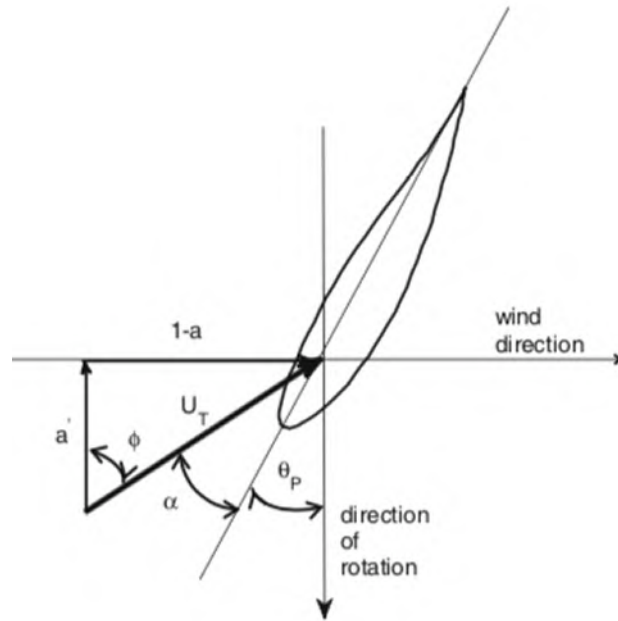
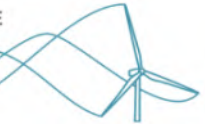


Figura 3.21: Parámetros que relacionan la posición de la cuerda del perfil en relación con la dirección de rotación en una turbina eólica . [Vea Libro wind energy handbook.]

Al balancear la ecuación 3.91 con el momento de inercia del análisis de la estela expansiva y sabiendo que  $\sigma = Nc/2\pi r$  tenemos que:

$$(1 - a)WU_{\infty} = \frac{1}{2}\sigma U_T^2 \sin(2\theta_p) \quad (3.92)$$

Cuando el análisis sobre el álabe es estacionario, no es necesario distinguir entre  $U_{\infty}$  y  $U_d$ , por lo que se utiliza  $U$  para la velocidad del viento. De manera similar,  $W$  es la velocidad circunferencial constante (que se supone constante con la distancia aguas abajo) después del contacto con los álaves. La ecuación del momento axial no resulta entonces en:

$$a(1 - a)U^2 = \frac{1}{2}\sigma U_T^2 \cos^2 \theta_p \quad (3.93)$$

Si resolvemos  $a$  y  $a'$  con las ecuaciones 3.92 y 3.93 tenemos que:

$$a \approx \frac{1}{2}\sigma \cos^2 \theta_p \quad (3.94)$$

$$a' = a \tan \theta_p \quad (3.95)$$



Por lo general,  $\sigma < 0,2$  para álabes modernos, y  $\theta_p$  se encuentra en el rango de  $0^\circ$  a  $30^\circ$ , de modo que  $a < a'$ , suponiendo también como a que  $a' \ll 1$  por lo que la suposición hecha sobre la velocidad del viento en 3.92 está justificada. Además  $U_T \approx (1 - a)U$  y alternativamente  $U_T/U \approx 1$ , por lo que para el análisis del arranque  $a$  y  $a'$  pueden ser despreciadas. Si normalizamos las longitudes con  $R$ , las velocidades con  $U$  y el torque de arranque con  $Q_s$  tenemos que:

$$Q_s = \frac{1}{2} N \rho U^2 R^3 I_{cp} \quad (3.96)$$

El nuevo término  $I_{cp}$  se conoce como "chord-pitch integral" que se puede calcular como:

$$I_{cp} = \int_{rh}^1 cr \sin(2\theta_p) dr \quad (3.97)$$

El límite inferior de la integral, el radio  $rh$  del hub, es el comienzo de la sección aerodinámica del álabes. Es sencillo integrar 3.97 para un álabes productor de energía óptimo porque  $cr$  es constante igual a:

$$cr = \frac{16\pi}{9N\lambda_p^2 C_{l,max}} \quad (3.98)$$

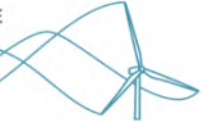
Donde  $\lambda_p$  es la relación de velocidad punta de diseño para la potencia nominal. Tenga en cuenta que la constancia de  $cr$  significa que la integral en la ecuación 3.98 recibe sus mayores contribuciones donde  $\theta_p$  es mayor, es decir, en la región inicial del álabes. Por lo tanto, la mayor parte del par de arranque se genera cerca del hub en las primeras secciones aerodinámicas. Con  $\alpha_{max}$  definiéndolo como el ángulo sustentación/arrastre máximo se sigue que:

$$\tan \theta_p = \frac{2 - 3\lambda_p r \tan \alpha_{max}}{3\lambda_p r + 2 \tan \alpha_{max}} \quad (3.99)$$

Si usamos la identidad trigonométrica de  $\tan \theta = \frac{\sin \theta}{\cos \theta}$  y haciendo unas reducciones trigonométricas tenemos que:

$$\sin \theta_p \cos \theta_p = -\frac{1}{2} \sin(2\alpha_{max}) + \frac{4 \sin(\alpha_{max})}{4 + 9\lambda_p^2 r^2} + \frac{6\lambda_p r \cos(2\alpha_{max})}{4 + 9\lambda_p^2 r^2} \quad (3.100)$$

Analizando los términos de la ecuación 3.100, el primer término depende solo de la elección del perfil aerodinámico, y los dos últimos de la relación de velocidad de punta de diseño. Uniendo las ecuaciones 3.97 y 3.98, se puede encontrar la expresión para calcular el coeficiente de torque estacionario  $C_{Q,s}$



$$C_{Q,s} = \frac{Q_s}{\frac{1}{2}\rho U_s^2 \pi R^3} = \frac{16}{9\lambda_p^2 C_{l,max}} (I_1 + I_2 + I_3) \quad (3.101)$$

Donde  $U_s$  es la velocidad de incidencia de viento para el arranque. Los valores de  $I$  en la derecha se pueden integrar como:

$$\begin{aligned} I_1 &= -(1 - rh) \sin(2\alpha_{max}) \\ I_2 &= \frac{4 \sin(2\alpha_{max})}{3\lambda_p} \left[ \tan^{-1}\left(\frac{3\lambda_p}{2}\right) - \tan^{-1}\left(\frac{3\lambda_p r_h}{2}\right) \right] \\ I_3 &= \frac{2 \cos(2\alpha_{max})}{3\lambda_p} \ln\left(\frac{4 + \lambda_p^2}{4 + 9\lambda_p^2 r_h^2}\right) \end{aligned} \quad (3.102)$$

Para estimar el par nominal, suponga que la turbina opera en el límite de Betz-Joukowsky a la velocidad nominal del viento  $U_p$ . También se supone que el generador y el tren de transmisión no tienen ineficiencias. Por lo tanto:

$$C_{Q,p} = \frac{Q_p}{\frac{1}{2}U_p^2 \pi R^3} = \frac{16}{27\lambda_p} \quad (3.103)$$

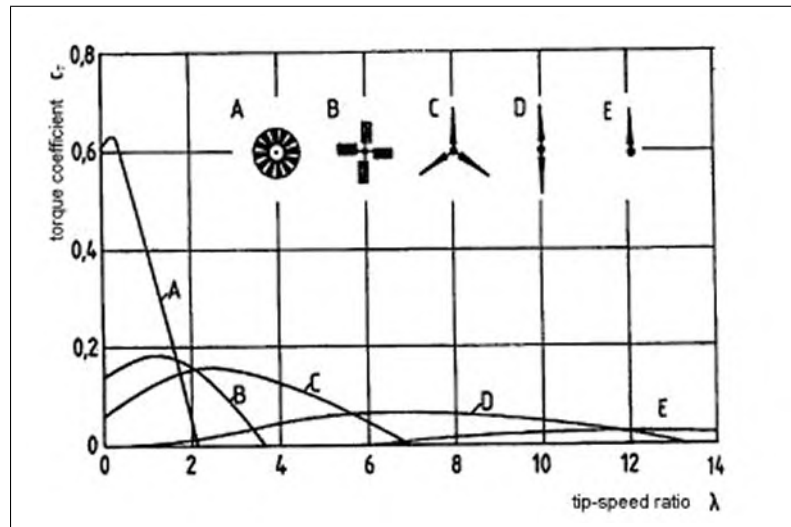
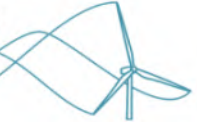


Figura 3.22: Coeficiente de torque de distintos rotores en relación con la velocidad específica del rotor. [Vea Wind energy systems for electric power generation green energy and technology.]



### 3.5.1. Momento Inercial del rotor de una turbina

Una consecuencia importante de la suposición de que no se extrae potencia durante el arranque es que el par del rotor  $Q$  actúa solo para acelerar las palas. Por lo tanto, en cualquier momento durante el arranque se puede calcular que:

$$\frac{d\lambda}{dt} = \frac{R(Q - Q_r)}{JU} \quad (3.104)$$

Donde  $J$  es la inercia rotacional total y  $Q_r$  es el par resistivo dinámico del generador. Para la mayoría de las turbinas eólicas,  $J$  está dominado por la contribución de los álabes. Cuando  $Q_r = 0$ , el número de álabes se encuentra anulado. Es decir que el arranque es independiente del número de álabes en la ausencia de un torque resistivo, al menos que la solidez del álabe sea suficientemente grande para alterar la relación sustentación/arrastre.

La ecuación 3.104 muestra que se necesita la inercia del rotor para calcular el arranque. Para simplificar, solo se consideran álabes con una densidad uniforme  $\rho_b$  y se ignora la fijación del álabe (tornillos, tuercas y demás), ver imagen 3.23. El momento de inercia,  $J$ , de un rotor de  $N$  álabes alrededor del eje  $x$  de rotación es:

$$J = N\rho_b \int (x^2 + y^2) dx dy dz \quad (3.105)$$

Donde el eje  $z$  está en la dirección radial y  $y$  está en la dirección de rotación. La integración es sobre el volumen del álabe. El sistema de coordenadas cartesianas fijas al álabe utilizado en 3.105 tiene su origen en el eje de rotación con  $y$  en la dirección del viento y  $z$  a lo largo del álabe. Debido a que la teoría elemento álabe no restringe la posición de los elementos de pala a lo largo de su cuerda, la determinación de  $J$  en la etapa de diseño siempre conlleva cierta incertidumbre. Se supone que los centroides de los elementos se encuentran a lo largo del eje  $z$ , y la posición  $z$  de un elemento del álabe es su radio,  $r$ . La ecuación 3.105 se puede reescribir como:

$$\frac{J}{N\rho_b} = \int r^2 dx dy dr + \int y^2 dx dy dr = J_1 + J_2 \quad (3.106)$$

$J_1$  debería dominar tal que  $c/r \ll 1$  para la mayoría de turbinas, por lo que solo nos quedamos con la primera integral

$$J_1 = \int (cr)^2 dr \quad (3.107)$$

De la figura 3.23 podemos observar que el aspa tiene  $n$  secciones de análisis,  $X$  es el eje de giro donde se calcula el momento de inercia,  $Z_n$  es el momento de inercia de cada sección

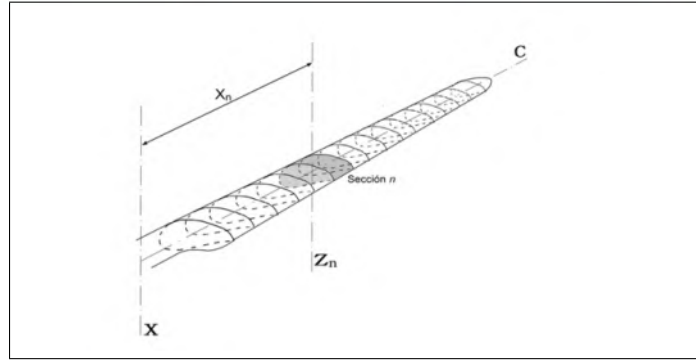
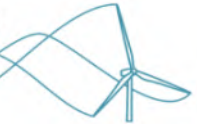


Figura 3.23: Discretización de un aspa de turbina eólica para calcular su momento de inercia. [Vea Libro wind energy explained.]

respecto su centro geométrico,  $x_n$  es la distancia entre el eje donde se calculó el momento de inercia de cada sección y respecto al eje de giro. Para encontrar el momento de inercia de cada sección se propone la ecuación 3.108

$$J_{Z_n} = \int d^2 dm \quad (3.108)$$

Dónde  $J_{Z_n}$  es el momento de inercia de cada zona respecto a su centro geométrico,  $dm$  es un diferencial de masa de cada sección y  $d$  es la distancia desde el diferencial de masa hasta el eje de rotación. Se sustituyen los términos de diferencial de masa por  $\Delta V \rho_{mat}$  y se deben evaluar para calcular el momento de inercia de cada sección  $n$ . La sumatoria de la ecuación 3.109, indica que se debe evaluar el argumento en cada una de las secciones de análisis hasta completar el largo del aspa.

$$J_P = \sum_{i=0}^{C_n} d_i^2 \Delta m_i = \sum_{i=0}^{C_n} d_i^2 \Delta V_i \rho = \sum_{i=0}^{C_n} d_i^2 \Delta A_i l_n \rho \quad (3.109)$$

Después de calcular el momento de inercia de cada sección  $J_P$ , se traslada el efecto hacia el eje de rotación mediante el teorema de Steiner 3.110. Este teorema consiste en trasladar un efecto inercial de un cuerpo determinado a otra posición relativa donde se desea conocer sus efectos. Donde  $m$  es la masa de cada sección y su distancia  $x_n$  con respecto al eje de giro. Los subíndices  $n$ , denotan la posición de análisis para cada una de las secciones.

$$J_T = J_P + m_n x_n^2 \quad (3.110)$$

Finalmente se multiplica el momento de inercia total  $J_T$  de cada aspa, por el numero de aspas del diseño y así se obtiene el momento de inercia total del rotor, debido a la simetría que



guardan las aspas hacia el eje de rotación.

### 3.6. Dinámica de fluidos Computacional

La dinámica de fluidos computacional (Computational Fluid Dynamics, CFD) integra diversas disciplinas de la mecánica de fluidos y las matemáticas. Constituye una de las metodologías empleadas en la resolución de problemas relacionados a la Mecánica de Fluidos y, junto con los métodos experimentales y analíticos, conforman los tres enfoques básicos, guardando entre ellos una estrecha relación. La dinámica de fluidos computacional es la técnica de modelar los fluidos mediante métodos numéricos que resuelven los balances de masa, cantidad de movimiento y energía dentro de cualquier sistema que implique dinámica de fluidos. Los métodos numéricos usan modelos matemáticos que logran describir los fenómenos físicos que existen en la naturaleza. En el caso de la dinámica de fluidos, se emplean las ecuaciones de Navier-Stokes, ecuaciones diferenciales en derivadas parciales que precisan discretización espacial y temporal para su transformación en ecuaciones algebraicas, susceptibles de resolución computacional mediante algoritmos. El tratamiento adecuado de las propiedades del fluido y las condiciones frontera del dominio en cuestión, son indispensables para el correcto funcionamiento de los códigos CFD. En algunos casos se tienen un elevado coste computacional debido a la dificultad de la solución. La discretización del elemento fluido, pretende aproximar un medio continuo en un número finito de puntos, dado que se trabaja con equipos finitos incapaces de operar ecuaciones diferenciales de variables continuas en espacio y tiempo. Las condiciones de frontera para el problema de flujo, controlan los valores de ciertas variables en los límites del dominio. Se deben asignar condiciones de contorno apropiadas para el problema, ya que en buena medida el acercamiento a la solución del problema depende altamente de definir los valores de condición de frontera adecuados.

El procesamiento constituye la etapa de encontrar la solución al problema, generando la solución numérica de las ecuaciones que gobiernan el flujo del fluido. Se ha de comprobar la estabilidad del procedimiento numérico y garantizar la convergencia del proceso iterativo mediante el monitorio de los criterios de convergencia. La convergencia se puede evaluar en cada iteración por medio del análisis de los residuos del cálculo numérico, que reflejan la conservación de las propiedades del flujo. Finalmente el post-procesador permite analizar, visualizar y representar los resultados.

En la Figura 3.24 se describe el proceso para plantear un problema, pudiendo distinguirse las tres etapas principales dentro del marco de análisis CFD.

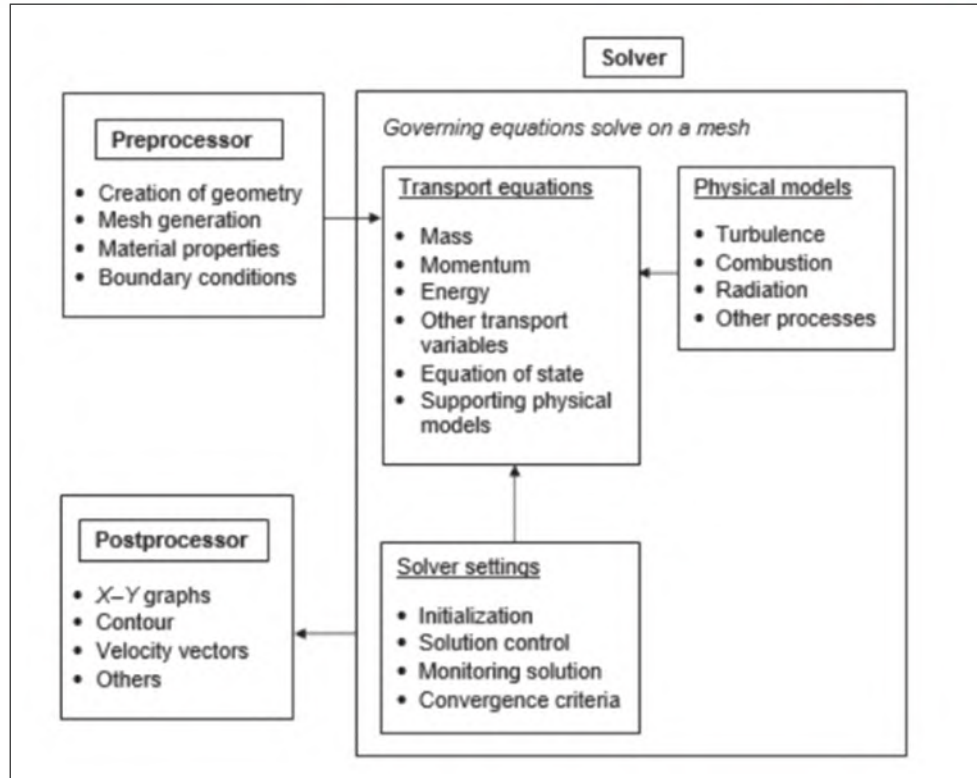
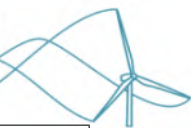


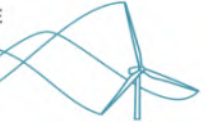
Figura 3.24: Proceso clásico y sus etapas características al analizar la dinámica de fluidos mediante la técnica CFD.

### 3.6.1. Ecuaciones que gobiernan la dinámica de fluidos

Las leyes que describen el flujo de fluidos, aplicables a un volumen, están definidas por la conservación de la masa, la cantidad de movimiento y energía. Las ecuaciones de la Mecánica de Fluidos vienen expresadas en su forma conservativa, cuya razón principal es que tras la discretización de las ecuaciones, las propiedades se conserven. Una simulación numérica en la que se perdiera alguna de estas propiedades debido a los métodos numéricos de resolución, sería poco representativa. La ecuación para la conservación de la masa también se conoce como ecuación de continuidad, mientras que la ley de conservación de la cantidad de movimiento es la expresión de la ley de Newton generalizada, que define la ecuación de movimiento de un fluido. Cuando estas ecuaciones se aplican a la predicción de un fluido viscoso, el conjunto de estas ecuaciones resultante reciben el nombre de Navier-Stokes.

#### 3.6.1.1. Ecuación de continuidad o de conservación de la masa

En un sistema cerrado la masa se debe conservar. Considerando un volumen de control donde se permite la transferencia de masa a través de la superficie de control, la conservación de la



masa requiere que la tasa de cambio de masa dentro del volumen de control sea equivalente al flujo de masa que cruza la superficie del volumen, es decir que el cambio permanezca en 0. El teorema del transporte de Reynolds, tiene por finalidad, relacionar la variación total de cualquier propiedad B de un sistema de control en el tiempo, con la variación respecto del tiempo de la propiedad B en el interior del volumen de control más el flujo neto de B a través de la superficie que lo encierra. La ecuación 3.111 demuestra la interpretación mediante una integral donde el subíndice  $V_c$  denota el volumen de control y  $S_c$  la superficie de control.  $b$  es igual a la propiedad B por unidad de masa.

$$\frac{dB_{Sist}}{dt} = \int_{V_c} \frac{\partial(\rho b)}{\partial t} dV + \int_{S_c} \rho b (\vec{v} \cdot \vec{n}) dA \quad (3.111)$$

Es por lo que, a partir del teorema de Reynolds, considerando como propiedad B la masa y sabiendo que ésta es constante, siendo su derivada respecto al tiempo cero, llegamos a la ecuación de continuidad 3.112:

$$\frac{dm_{Sist}}{dt} = \frac{d}{dt} \int_{V_f(t)} (\rho) dV + \int_{V_f} \frac{\partial(\rho)}{\partial t} dV + \int_{S_f} \rho (\vec{v} \cdot \vec{n}) dA = 0 \quad (3.112)$$

Donde  $V_f(t)$  es el volumen fijo,  $S_f$  superficie del fluido,  $\vec{n}$  es el vector normal en dirección hacia afuera de la superficie,  $\vec{v}$  es el vector velocidad,  $dA$  diferencial de área,  $dV$  es la diferencial de volumen y  $\rho$  es la densidad. La ecuación de continuidad puede ser expresada en forma diferencial mediante el empleo del teorema de divergencia o teorema de Gauss, el cual permite transformar una integral de volumen en una integral de área sobre la superficie que lo define mediante la ecuación 3.113:

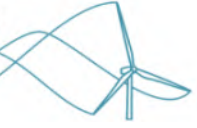
$$\int_V \nabla \cdot \vec{G} dV = \oint_A (\vec{G} \cdot \vec{n}) dA \quad (3.113)$$

Aplicándolo a la ecuación de continuidad, nos queda la simplificación en la ecuación 3.115:

$$\int_{V_c} \frac{\partial \rho}{\partial t} dV + \int_{S_c} \rho (\vec{v} \cdot \vec{n}) dA = \int_{V_c} \left[ \frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) \right] dV = 0 \quad (3.114)$$

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0 \quad (3.115)$$

Donde el operador nabla  $\nabla$  esta definido como:  $\nabla = \hat{x} \frac{\partial}{\partial x} + \hat{y} \frac{\partial}{\partial y} + \hat{z} \frac{\partial}{\partial z}$  en dirección de los vectores unitarios  $\hat{x}, \hat{y}, \hat{z}$



### 3.6.1.2. Ecuación de conservación de cantidad de movimiento:

La ecuación principal que describe la dinámica de los fluidos deriva del principio físico enunciado por Newton, que establece que la variación de la cantidad de movimiento de un objeto se debe a las fuerzas que actúan sobre él. Evaluando la ley de viscosidad y considerando los esfuerzos de newton se obtienen las ecuaciones 3.116 en función de las velocidades.

$$\begin{aligned} \rho\left(\frac{\partial u}{\partial t} + u\frac{\partial u}{\partial x} + v\frac{\partial u}{\partial y} + w\frac{\partial u}{\partial z}\right) &= \rho g_x - \frac{\partial p}{\partial x} + \mu\left[\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2}\right] \\ \rho\left(\frac{\partial v}{\partial t} + u\frac{\partial v}{\partial x} + v\frac{\partial v}{\partial y} + w\frac{\partial v}{\partial z}\right) &= \rho g_y - \frac{\partial p}{\partial y} + \mu\left[\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial z^2}\right] \\ \rho\left(\frac{\partial w}{\partial t} + u\frac{\partial w}{\partial x} + v\frac{\partial w}{\partial y} + w\frac{\partial w}{\partial z}\right) &= \rho g_z - \frac{\partial p}{\partial z} + \mu\left[\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial z^2}\right] \end{aligned} \quad (3.116)$$

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0 \quad (3.117)$$

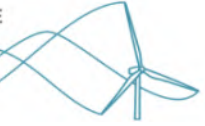
En este punto se obtienen un sistema de 4 ecuaciones con tres incógnitas diferenciales no-lineales entre las ecuaciones 3.116 y la simplificación de 3.115 en 3.117.

Estas ecuaciones son útiles únicamente para sistemas compresibles y cuyo tratamiento es meramente laminar, lo que quiere decir que no existe un cambio radical en las fluctuaciones de la velocidad del fluido analizado. Para considerar flujos turbulentos se plantea que el calculo de la turbulencia en un fluido es definido por el valor promedio de la velocidad mas un valor instantáneo, tal como se muestra para  $u, v$  y  $w$  en la ecuación 3.118.

$$u = (\bar{u} + u'); v = (\bar{v} + v'); w = (\bar{w} + w'); p = (\bar{p} + p') \quad (3.118)$$

El termino promedio  $\bar{u}$  se puede asociar al comportamiento de un fenómeno estacionario, y se asume constante en el tiempo. La parte fluctuante  $u'$  se asocia al fenómeno turbulento, y no tiene una presencia significativa en flujos laminares. Es entonces que evaluando las condiciones de 3.118 en las ecuaciones de 3.116 se tiene el desarrollo matemático que se observa en el desarrollo de la ecuación 3.119.

Considerando estas simplificaciones se obtienen la nueva forma de ecuaciones mostradas en 3.119 donde aparecen nuevos términos con el cual se forma el tensor de Reynolds en la



ecuación 3.120.

$$\begin{aligned}
 \rho(\bar{u}\frac{\partial\bar{u}}{\partial x} + \bar{v}\frac{\partial\bar{u}}{\partial y} + \bar{w}\frac{\partial\bar{u}}{\partial z}) &= -\frac{\partial\bar{p}}{\partial x} + \mu\left[\frac{\partial^2\bar{u}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2\bar{u}}{\partial y^2} + \frac{\partial^2\bar{u}}{\partial z^2}\right] - \rho\left[\frac{\partial\overline{u'u'^2}}{\partial x} + \frac{\partial\overline{u'v'}}{\partial y} + \frac{\partial\overline{u'w'}}{\partial z}\right] \\
 \rho(\bar{u}\frac{\partial\bar{v}}{\partial x} + \bar{v}\frac{\partial\bar{v}}{\partial y} + \bar{w}\frac{\partial\bar{v}}{\partial z}) &= -\frac{\partial\bar{p}}{\partial y} + \mu\left[\frac{\partial^2\bar{v}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2\bar{v}}{\partial y^2} + \frac{\partial^2\bar{v}}{\partial z^2}\right] - \rho\left[\frac{\partial\overline{u'v'}}{\partial x} + \frac{\partial\overline{v'^2}}{\partial y} + \frac{\partial\overline{v'w'}}{\partial z}\right] \\
 \rho(\bar{u}\frac{\partial\bar{w}}{\partial x} + \bar{v}\frac{\partial\bar{w}}{\partial y} + \bar{w}\frac{\partial\bar{w}}{\partial z}) &= -\frac{\partial\bar{p}}{\partial z} + \mu\left[\frac{\partial^2\bar{w}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2\bar{w}}{\partial y^2} + \frac{\partial^2\bar{w}}{\partial z^2}\right] - \rho\left[\frac{\partial\overline{u'w'}}{\partial x} + \frac{\partial\overline{v'w'}}{\partial y} + \frac{\partial\overline{w'^2}}{\partial z}\right]
 \end{aligned} \quad (3.119)$$

$$\begin{bmatrix} \sigma'_x & \tau'_{xy} & \tau'_{xz} \\ \tau'_{yx} & \sigma'_y & \tau'_{yz} \\ \tau'_{zx} & \tau'_{yz} & \sigma'_z \end{bmatrix} = -\rho \begin{bmatrix} \overline{u'u'} & \overline{v'u'} & \overline{w'u'} \\ \overline{u'v'} & \overline{v'v'} & \overline{w'v'} \\ \overline{u'w'} & \overline{v'w'} & \overline{w'w'} \end{bmatrix} \quad (3.120)$$

Un tensor de esfuerzos es una matriz que permite describir la distribución n de los esfuerzo internos de tracción y de corte que actúan sobre un cuerpo con un volumen definido. En fluidos, el volumen en cuestión puede corresponder a un elemento infinitesimal (una partícula, un volumen finito, etc). El tensor de Reynolds corresponde a los esfuerzos producidos por las fluctuaciones turbulentas. Su significado físico puede interpretar como la parte del momentum contenido en las fluctuaciones turbulentas. Su efecto se muestra sobre un volumen cubico infinitesimal en la figura 3.25.

### 3.6.2. Modelando la turbulencia

La turbulencia es rotacional y tridimensional, caracterizada por manifestar elevadas fluctuaciones de la vorticidad, así como gran variedad de escalas, desde escalas muy grandes, compatibles con la escala del flujo, hasta las más pequeñas, de tamaño limitado por la naturaleza de los procesos disipativos. La turbulencia es un fenómeno continuo, propiedad del flujo y no del fluido, gobernado por las ecuaciones de la mecánica de fluidos. Incluso las escalas más pequeñas que surgen en un flujo turbulento son considerablemente mayores que las escalas asociadas a los movimientos moleculares. Este tipo de flujo se desarrolla para números de Reynolds elevados, y son consecuencia de inestabilidades en los flujos laminares, al producirse la interacción entre los términos viscoso e inercial no lineal de la ecuación de cantidad de movimiento, generando inestabilidades que originan un movimiento caótico, siendo inviable su tratamiento determinístico. La irregularidad y aleatoriedad de estos flujos justifica un tratamiento estadístico, al ser las ecuaciones de Navier-Stokes extremadamente sensibles a las condiciones iniciales, a lo que se añade la no linealidad de las ecuaciones. El tratamiento estadístico clásico de la turbulencia caracteriza un flujo turbulento por los valores medios de las propiedades de flujo y su correspondiente propiedad de

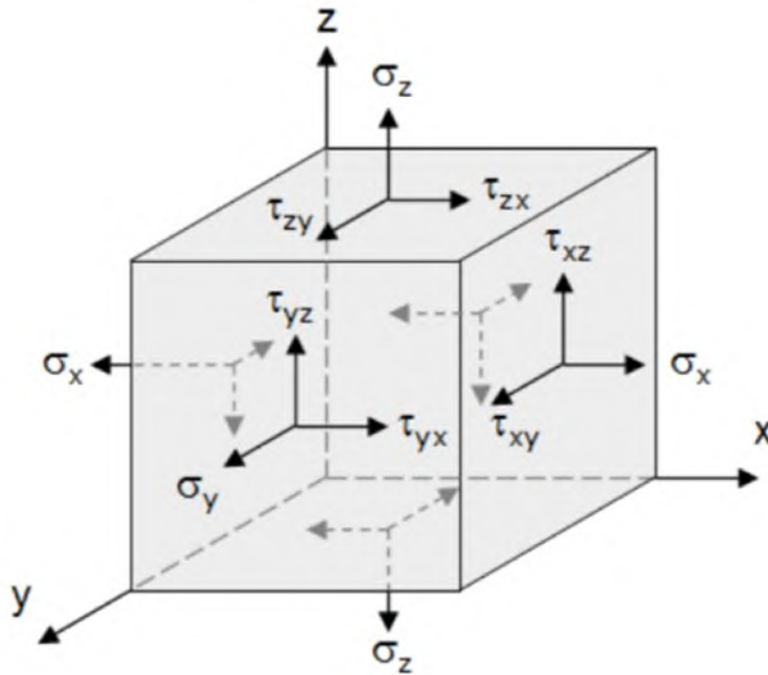
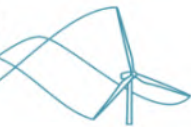


Figura 3.25: Elemento diferencial donde se visualizan los esfuerzos a los que se encuentra sometido..

fluctuación estadística mostrada en la figura 3.26. Esta aportación vino de la mano de Reynolds, quien describió las ecuaciones en función de los términos medios de las magnitudes, aplicables al transporte de cualquier propiedad, incorporando términos adicionales como son el valor medio del producto de la velocidad de fluctuación turbulenta y de la oscilación turbulenta de la magnitud transportada.

### 3.6.2.1. Modelo de turbulencia

La resolución numérica directa de las ecuaciones de Navier-Stokes DNS (Direct Numerical Simulation) es un método de simulación en CFD que resuelve todas las escalas espaciales y temporales del flujo turbulento sin promediados o aproximaciones, ofreciendo soluciones altamente fiables y exactas, al reducirse los errores a aquellos procedentes de las discretizaciones numéricas. Su extremado coste computacional, dado el tamaño reducido de las celdas requerido para la solución de los remolinos en todas las escalas y su limitación en el número de Reynolds, lo hace poco atractivo en la práctica ingenieril. La solución a las limitaciones del DNS, con el aumento del número de Reynolds, se consigue al reducir el rango de escalas que se resuelven en la cuadrícula numérica, centrándose únicamente en la resolución de la macro-escala, mucho más energética y

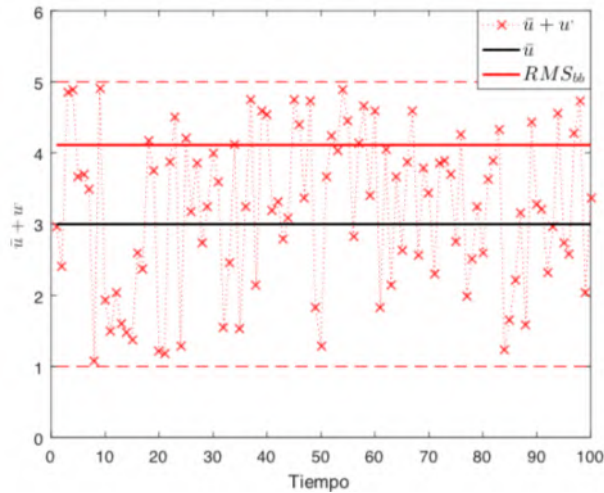
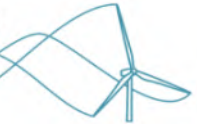


Figura 3.26: Modelado de la turbulencia mediante la suma de las velocidades promediadas e instantaneas

efectiva en el transporte. Dado el carácter universal de la microescala, se recurre a un modelo capaz de considerar aproximadamente su influencia en la variación general de los parámetros del flujo. Esta separación de escalas es posible aplicando un filtro espacial al campo de velocidad, de modo que todas las variables de las ecuaciones se reemplazan por la suma de una componente media (filtrada) y otra fluctuante. Este enfoque se conoce como: Simulación de Grandes Remolinos (Large Eddy Simulation, LES). Los métodos que emplean el promediado de Reynolds de las ecuaciones de Navier- Stokes (Reynolds-Averaged Navier-Stokes, RANS) tienen como objetivo la descripción estadística del flujo. El tiempo promedio es mucho mayor que la escala de tiempo más grande de las fluctuaciones turbulentas, por lo que las ecuaciones de conservación describen únicamente la evolución de las cantidades de flujo medio. Según la descomposición de Reynolds, todas las magnitudes se sustituyen por la suma de su valor medio y una componente fluctuacional. La influencia de las fluctuaciones de turbulencia eliminadas en el flujo medio se incorpora al tensor de tensión de Reynolds. La figura 3.27 muestra las diferentes formas en cada modelo describe la turbulencia.

El tensor de Reynolds definido en la ecuación 3.120 permite definir la energía cinética turbulenta  $k$ , considerada como  $k = \frac{1}{2} \overline{u'u'}$  en concordancia con los términos del tensor.

Esto desemboca en un sistema con mas incógnitas que ecuaciones surgiendo lo que se conoce como problema de cierre de la turbulencia, siendo necesarias ecuaciones complementarias para la aproximación de la solución. Las hipótesis de cierre formuladas fueron importantes para redondear la solución. Se mencionan brevemente, ya que su estudio contempla un análisis matemático de mayor desarrollo. El primero fue el coeficiente de viscosidad turbulenta de Boussinesq (1877). Pretende expresar los esfuerzos, por analogía con los viscosos, mediante el empleo de una

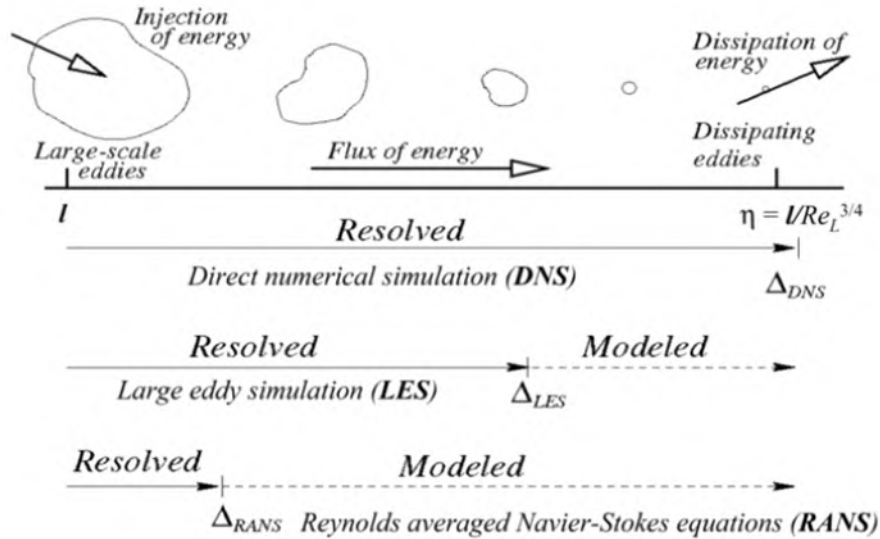


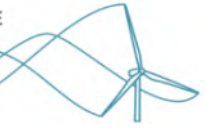
Figura 3.27: Comparación entre las técnicas de DNS, LES Y RANS. Identifica las diferencias entre modelar y resolver la solución de acuerdo al tamaño de los remolinos presentes en la turbulencia.

viscosidad turbulenta. La ecuación 3.121 representa el planteamiento.

$$\tau_{ij} = -\overline{\rho u_i' u_j'} = \mu_t \left[ \frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right] \quad (3.121)$$

La longitud de mezcla de Prandtl en 1925, definió la longitud de mezcla como el recorrido medio que hacen las partículas del flujo cuando transportan una determinada cantidad. La Hipótesis de Von Kármán en 1930, parte de la idea de la invarianza local; en todos los puntos del flujo turbulento el mecanismo de turbulencia es el mismo y sólo se caracteriza por las escalas de longitud y tiempo. Estos complementos para el redondeo de la solución dieron paso a la aparición de los modelos de turbulencia pues los expertos de la época consideraron necesarios para aproximarse en la solución. Su desarrollo se aceleró rápidamente con la aparición de súper computadoras para realizar los cálculos numéricos.

Un modelo de turbulencia hace referencia a un procedimiento de cálculo para el cierre del sistema de ecuaciones promediadas. En la mayoría de los modelos RANS (Reynolds-Averaged Navier-Stokes) se incorpora la energía cinética turbulenta  $k$  y la disipación de energía cinética turbulenta  $\epsilon$  como base para la simulación de las incógnitas presentadas. Se pueden clasificar en: modelos de viscosidad turbulenta (Eddy Viscosity Models, EVM) y modelos de esfuerzos cortantes de Reynolds (Reynolds Stress Models, RSM). Dentro de la categoría EVM se distinguen modelos de cero, una y dos ecuaciones, lo que hace referencia al número de ecuaciones adicionales para cerrar el problema de turbulencia. Se mencionan únicamente los modelos  $k - \epsilon$  y  $k - \omega$ .



Es sabido que ningún modelo de turbulencia es aceptado universalmente como solución para todas las clases de problemas. La elección del modelo de turbulencia dependerá de consideraciones tales como: el tipo de análisis del fluido, el nivel de precisión requerido, los recursos computacionales disponibles y la cantidad de tiempo disponible para la simulación. Para elegir el modelo más adecuado se debe comprender las limitaciones anteriormente mencionadas.

El modelo de turbulencia es importante en el análisis del movimiento del fluido, ya que la correcta selección del modelo se ve reflejado en la obtención de resultados confiables. Se deben contar con valores de referencia reales del fenómeno para poder establecer una validación del modelo de turbulencia. Entendiendo como validación del modelo de turbulencia, que los resultados calculados de la simulación se encuentren en un rango de +/- 15 % de precisión respecto al valor medido real del fenómeno. Se mencionan las características importantes de los modelos  $k - \epsilon$  y  $k - \omega$  con sus variaciones.

Las principales diferencias en los modelos  $k - \epsilon$  (Standart, RNG y realizable) y  $k - \omega$  (Standart, BSL y SST) son las siguientes:

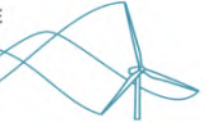
- El método de cálculo de la viscosidad turbulenta en el movimiento del fluido.
- El cálculo de los números turbulentos de Prandtl que gobiernan la difusión turbulenta.
- Los términos de generación y destrucción de turbulencia.

Abundando en la literatura y de acuerdo al fenómeno que se está analizando únicamente se mencionan los modelo  $k - \epsilon$  en su versión Realizable y  $k - \omega$  con su versión SST.

### **Modelo $k - \epsilon$ Realizable**

Este modelo ha mostrado mejoras sustanciales sobre los modelos  $k - \epsilon$  ya existentes (Standart y RNG). La versión Realizable está orientado principalmente en flujos con fuerte curvatura de línea de corriente, vórtices y rotación. Debido a la reciente aparición del modelo, aún no está claro exactamente en qué casos el modelo realizable supera consistentemente al modelo RNG. Sin embargo, los estudios iniciales han demostrado que el modelo realizable ofrece el mejor rendimiento de todas las versiones de modelos  $k - \epsilon$  existentes para las validaciones de flujos rotativos y flujos separados con características complejas de flujo secundario. Los términos diferentes que aporta el modelo Realizable en relación con los otros modelos  $k - \epsilon$  son: un nuevo término para calcular la viscosidad de remolino así como una nueva ecuación de modelo para la disipación ( $\epsilon$ ), basada en la ecuación del cálculo de la fluctuación media de disipación de energía. La estructura del modelo se concentra en calcular la energía cinética turbulenta  $k$  y la disipación específica de energía turbulenta ( $\epsilon$ ), cuyas ecuaciones respectivamente son 3.122 y 3.123 .

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho k u_j)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \epsilon - Y_M + S_k \quad (3.122)$$

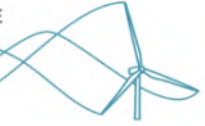


$$\frac{\partial(\rho\epsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho\epsilon u_j)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right] + \rho C_1 S \epsilon - \rho C_2 \frac{\epsilon^2}{k + \sqrt{\nu \epsilon}} + C_1 \frac{\epsilon}{k} C_3 G_b + S_\epsilon \quad (3.123)$$

En la ecuación 3.122 de cálculo de energía cinética turbulenta, el término 1 se refiere al cambio de energía cinética turbulenta en relación al tiempo, si el análisis del fenómeno es dependiente del tiempo el término se mantiene, si es independiente se elimina. El segundo término se refiere al cambio de energía cinética turbulenta en las direcciones de análisis del fenómeno, si es en 3 dimensiones el término completo se mantiene, si el estudio es en 2 dimensiones se elimina el termino correspondiente de la dirección que no participa. El tercer término calcula el cambio de viscosidad en las direcciones de movimiento del fluido, adiciona los términos de viscosidad turbulenta  $\mu_t$  y número turbulento de Prandtl  $\sigma_k$  para la corrección de su cálculo. El término  $G_k$  representa la generación de energía cinética turbulenta debido a gradientes de velocidad. El término  $G_b$  refiere a la producción de energía cinética turbulenta por gradientes de densidad en el fluido. Los términos  $\rho \epsilon$  y  $Y_M$  calculan las perdidas de energía cinética turbulenta debido a la compresibilidad turbulenta del fluido. Finalmente el término  $S_k$ , es energía cinética turbulenta de fenómenos no considerados en este modelo y son modificados por el usuario durante la simulación para obtener resultados más precisos.

Para la ecuación 3.123, de cálculo disipación de energía turbulenta, el término 1 se refiere al cambio de disipación de energía turbulenta en relación al tiempo, si el análisis del fenómeno es dependiente del tiempo el término se mantiene, si es independiente del tiempo, se elimina. El segundo término se refiere al cambio de disipación de energía turbulenta en las direcciones de análisis del fenómeno, si es en 3 dimensiones el término completo se mantiene, si el estudio es en 2 dimensiones se elimina el termino correspondiente de la dirección que no participa. El tercer término calcula el cambio de viscosidad en las direcciones de movimiento del fluido, adiciona los términos de viscosidad turbulenta  $\mu_t$  y numero turbulento de Prandtl  $\sigma_k$  para la corrección de su cálculo. El cuarto, quinto y sexto término son términos útiles en el modelo para poder calcular de manera correcta la disipación de energía turbulenta con base a los valores tomados de la energía cinética turbulenta y a las constantes que toman valores de  $C_1 = 1,44$ ,  $C_2 = 1,9$  y  $C_3 = 1,2$ . Estas constantes son unicamente para el modelo Realizable. Finalmente el término  $S_k$  es energía cinética turbulenta de fenómenos no considerados en este modelo y son modificados por el usuario durante la simulación para obtener resultados mas precisos.

Las limitaciones de este modelo Realizable esta relacionada con el error de calculo de la viscosidad turbulenta. Cuando el dominio computacional contiene zonas rotacionales y estacionarias en contacto (por ejemplo, marcos de referencia múltiples, mallas deslizantes giratorias). Esto se debe al hecho de que el modelo Realizable incluye los efectos de la rotación media en el cálculo de la viscosidad turbulenta, y al tener en contacto un marco estático, el error de cálculo de



la viscosidad turbulenta se eleva. El cálculo de la viscosidad turbulenta ha sido probado en sistemas de marcos de referencia móviles únicos y mostró un comportamiento superior al modelo estándar. Sin embargo, debido a la naturaleza de esta modificación, su aplicación a sistemas de marcos de referencia múltiples debe tomarse con cierta precaución.

### Modelo $k-\omega$ SST

El modelo SST incluye todos los refinamientos de los modelos  $k-\omega$  existentes y además involucra el transporte de esfuerzos cortantes por turbulencia en el cálculo de la viscosidad turbulenta. Estas características hacen que el modelo SST sea más preciso y confiable para flujos de gradiente de presión adversa, perfiles aerodinámicos o fluidos rotativos. La estructura del modelo se concentra en calcular la energía cinética turbulenta  $k$  y la tasa de disipación específica de energía turbulenta ( $\omega = \frac{k}{\epsilon}$ ), cuyas ecuaciones respectivamente son 3.124 y 3.125.

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho k u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k - Y_k + S_k \quad (3.124)$$

$$\frac{\partial(\rho \omega)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \omega u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \Gamma_\omega \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + G_\omega - Y_\omega + S_\omega \quad (3.125)$$

El primer término en la ecuación 3.124, representa el cambio de disipación energía cinética turbulenta en función del tiempo, de la misma manera que para los otros casos si el fenómeno no depende del tiempo este término se elimina. El segundo término calcula la tasa de disipación de energía cinética turbulenta en las direcciones en que se produzca el movimiento del fluido. El tercer término se conoce como difusividad efectiva, es igual a  $\Gamma_k = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k}$  y cuantifica en base a la viscosidad, como se produce el transporte del fluido en el movimiento del mismo. El término  $G_k$  representa la producción de disipación de energía cinética turbulenta. En este término se encuentra implícito la tasa de producción de esfuerzos cortantes del fluido.  $Y_k$  calcula la disipación de energía turbulenta del fluido. Finalmente el término  $S_k$  es disipación de energía cinética turbulenta de fenómenos no considerados en este modelo y son modificados por el usuario durante la simulación para obtener resultados mas precisos.

Asimismo en la ecuación 3.125, el primer término representa el cambio producido de disipación específica de energía turbulenta en función del tiempo. Si el fenómeno no depende del tiempo este término se elimina. El segundo término comprende el cálculo de la tasa de disipación específica de energía turbulenta en las direcciones en que se produzca el movimiento del fluido. El tercer término se conoce como difusividad efectiva específica, es igual a  $\Gamma_\omega = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\omega}$  y cuantifica con base en la viscosidad turbulenta, como se produce el transporte del fluido en el movimiento del mismo. El término  $G_\omega$  representa la tasa de producción de energía específica turbulenta, en este término se encuentra implícito la tasa de producción de esfuerzos enlistados en  $G_k$ .  $Y_\omega$  calculan las disipación de energía específica turbulenta del fluido. Finalmente el término  $S_\omega$  es energía espe-



cífica turbulenta de fenómenos no considerados en este modelo y son modificados por el usuario durante la simulación para obtener resultados mas precisos. Al considerar el transporte de esfuerzos cortantes en el fluido en este modelo  $k-\omega$  SST, el tiempo de cálculo aumenta respecto a modelos de turbulencia de su misma familia, pero se gana eficazmente en precisión de resultados.

### 3.6.3. Discretización espacial del dominio

El principal paso para abordar un problema de dinámica de fluidos computacional reside en la discretización espacial mediante la generación de una malla numérica compuesta por subdominios denominados celdas. Con ello, se logra la representación discreta del dominio fluido y el cálculo de las variables en posiciones discretas. La construcción de la malla es una ardua tarea, al tener que atender, en numerosas ocasiones, a las tres dimensiones espaciales, siendo función además de la geometría del dominio fluido, resultando difícil detectar a priori aquellas zonas que requieren un tamaño de malla inferior. Además, la calidad de la malla influye de manera directa en la convergencia y estabilidad de la simulación numérica y en la precisión de los resultados del cálculo. El diseño de la malla no es único, al carecer de un procedimiento automatizado, entrando en juego la experiencia y juicio crítico del usuario. La generación de la malla resulta una fase decisiva para alcanzar soluciones numéricas a las ecuaciones diferenciales que gobiernan el dominio de un problema CFD, debiendo ser lo suficientemente densa y fina para proporcionar una resolución adecuada de las características del flujo. Genera un impacto significativo sobre la velocidad de convergencia de la solución, la precisión de la misma y el tiempo de cálculo requerido. La principal causa de los errores numéricos reside en la calidad de la malla, siendo conveniente reparar en aspectos relacionados con la forma de la celda: relación de aspecto, asimetría o sesgo y cambio de tamaño. Podemos definir la relación de aspecto como el cociente entre el espaciado de la malla en la dirección  $x$  y en la dirección  $y$ , evitando, siempre que sea posible, grandes relaciones de aspecto, al desencadenar pérdidas de precisión de la solución. Lo ideal es una relación de aspecto igual a 1. Del mismo modo, se debe asegurar una variación gradual del tamaño de las celdas en cualquier dirección, siendo preferible que el cambio de tamaño de un elemento a otro no supere el 20%. La relación entre caras de celdas adyacentes, conviene ser un múltiplo entero, guardando la alineación, con el fin de evitar difusiones de cantidad de movimiento que resulten artificiales. El siguiente aspecto, relativo a la forma de la celda, trata la distorsión o asimetría de la cuadrícula. Normalmente, es deseable que las líneas de la cuadrícula se optimicen de tal manera que el ángulo sea aproximadamente de  $90^\circ$ . Si el ángulo la malla contiene celdas altamente sesgadas y a menudo exhibe un deterioro de los resultados computacionales o conduce a inestabilidades numéricas.

Por otro lado, se ha de evitar disponer las condiciones de contorno de la malla en áreas con fuertes gradientes, debiéndose optar por distanciarlas de estas zonas, que requerirán de un refinamiento de la malla para mantener la precisión, al producirse grandes cambios en las propiedades

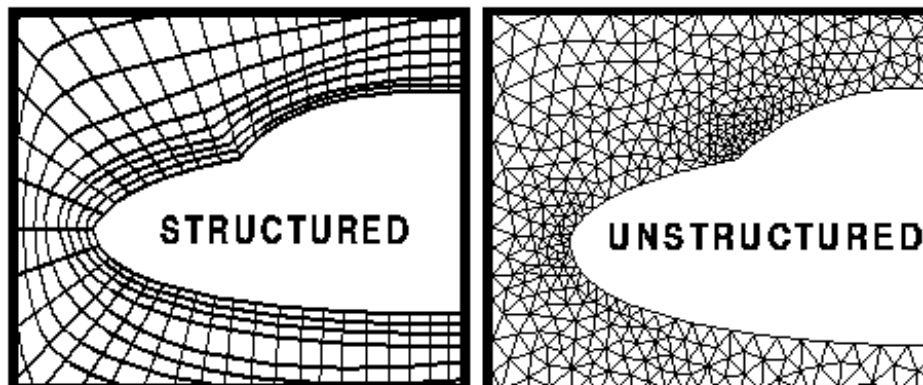


Figura 3.28: Comparación de la estructuras y arreglo de elementos formados para cada tipo de mallado.

del flujo. Es habitualmente establecer una clasificación de la malla atendiendo a su conectividad, distinguiéndose entre mallas estructuradas, no estructuradas e híbridas. Las mallas estructuradas son la tipología más simple, estando constituidas por un conjunto de nodos identificados de forma inequívoca por los índices en coordenadas cartesianas. Cada nodo de la malla cuenta con 8 nodos a su alrededor en 2D y 26 en 3D. Se constituyen de elementos cuadriláteros en estudios bidimensionales o hexaedros en el caso tridimensional. La conectividad se produce de manera regular, lo que facilita la programación y simplifica la gestión de los datos. El mayor inconveniente se presenta por su dificultad en el tratamiento de geometrías complejas, reduciéndose su uso a geometrías simples. Un caso especial es la malla estructurada multi-bloque, compuesta por una serie de bloques estructurados que se unen entre sí. Esta tipología de malla resulta más flexible que las estructuradas, proporcionando mayor resolución en aquellas regiones complejas de flujo que lo exigen.

Las mallas no estructuradas ofrecen gran flexibilidad en el tratamiento de geometrías complejas, pudiendo adaptarse a las formas arbitrarias del dominio. Este tipo de malla puede ser empleado con los diferentes esquemas de discretización espacial, a pesar de ello, presentan mejor adaptación con métodos de volúmenes y elementos finitos. Se construyen a partir de formas triangulares en 2D y tetraédricas en 3D, siendo estos elementos generados de manera automática independientemente de la complejidad del dominio. Presenta mayores requisitos de almacenamiento que los mallados estructurados, ya que la conectividad entre elementos contiguos debe ser explícitamente almacenada.

Finalmente las mallas híbridas surgen de la combinación de las tipologías de malla expuestas anteriormente. Agrega diferentes tipos de elementos, triángulos o cuadriláteros en 2D y tetraedros, hexaedros o prismas en 3D. En estos casos, se ha de prestar atención al acoplamiento entre las diferentes mallas. La figura 3.28 muestra la diferencia elemental entre los elementos que componen una malla estructurada y una no estructurada.

# Capítulo 4

## Metodología

En esta sección se describen las acciones realizadas para llevar a cabo el desarrollo del proceso de optimización. Se aborda el desarrollo de una manera general describiendo hasta las situaciones en particular de acuerdo con la figura 4.1 mencionada en el capítulo introductorio.

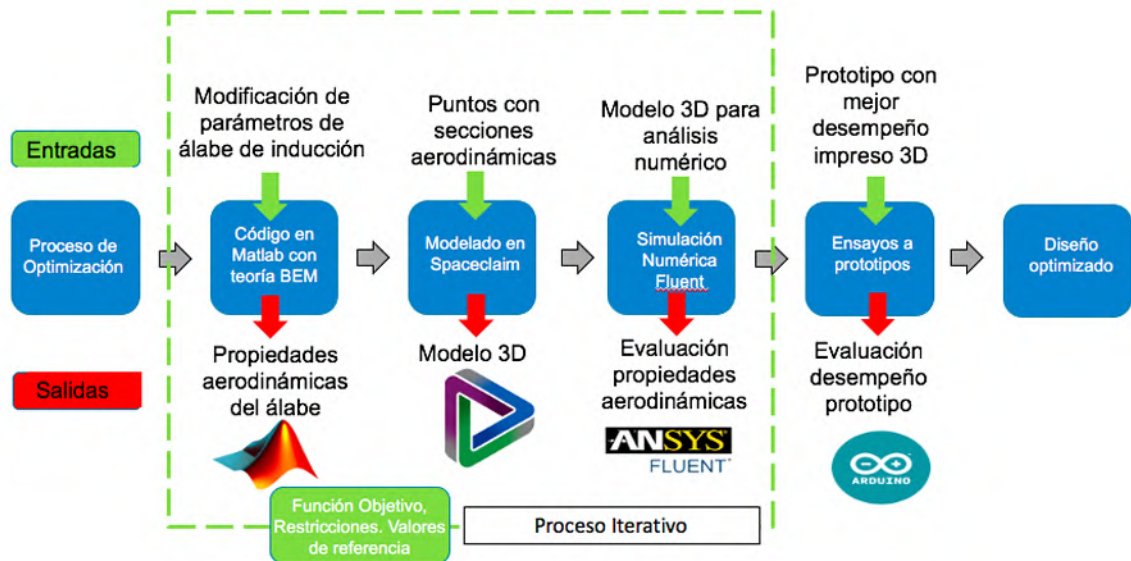
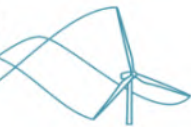


Figura 4.1: Metodología propuesta para la optimización de los álabes de inducción

### 4.1. Modelado aerodinámico. Uso de la teoría BEM en Matlab

El conjunto de ecuaciones que aproximan el comportamiento aerodinámico de un álabe de turbina eólica se describió en la sección 3.4. Estas ecuaciones se programan y se evalúan



mediante el software Matlab. Este software nos permite hacer una manipulación de datos en forma matricial de manera rápida y así obtener respuesta precisa a la variación de los parámetros aerodinámicos de diseño. Se muestra el algoritmo y las funciones que sigue el programa para evaluar resultados en la figura 4.2.

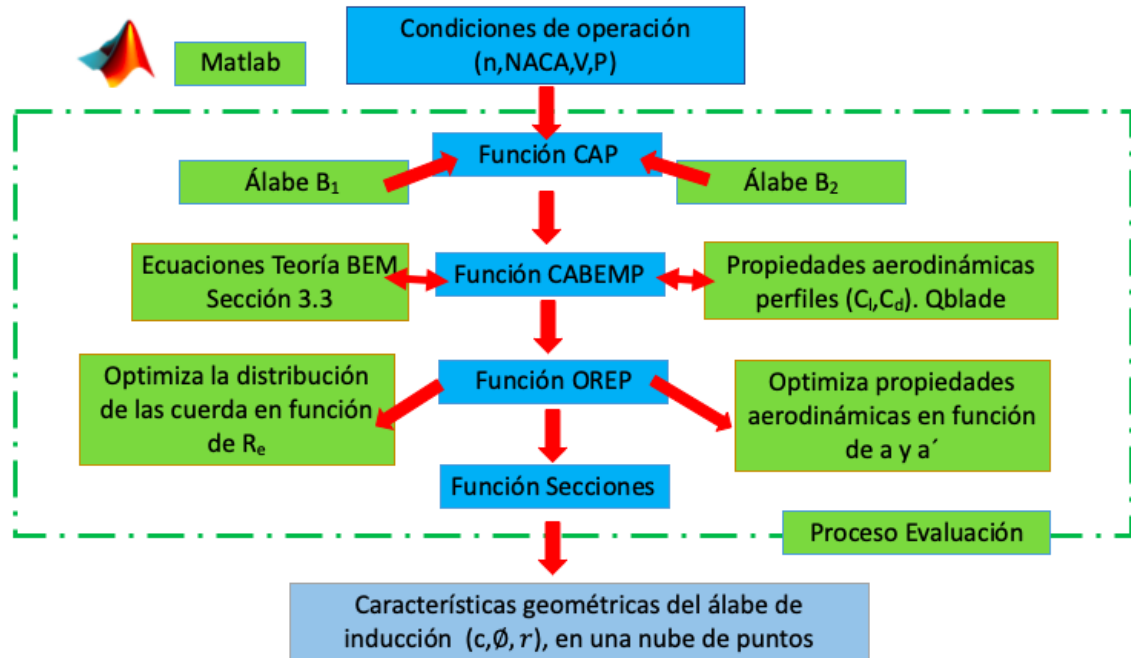
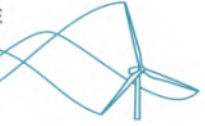


Figura 4.2: Funciones que forman parte del programa de Matlab para el calculo aerodinámico de variables

La función CAP (Calculo álabes principales) es la función central. Se encarga de gestionar la entrada de resultados así como proporcionar la salida de estos. Activando esta función se controlan todas las funciones programadas para el calculo aerodinámico de ambos álabes del diseño,  $B_1$  y  $B_2$ . Los valores de entrada o condiciones de operación a los que hace alusión el esquema son:  $n$  para en número de secciones en las que se discretiza el álabe,  $NACA$  referente a los dígitos del perfil aerodinámico a usar,  $V$  es la velocidad de viento de diseño en m/s y  $P$  es la potencia que se requiere extraer del aerogenerador.

Posteriormente la función CAP llama a la función CABEMP (Calculo de álabes con teoría elemento álabe). Esta función contiene las ecuaciones aerodinámicas descritas en la sección 3.4. Además como complemento llama al software Xfoil o Qblade para el calculo de las propiedades aerodinámicas del perfil aerodinámico, es decir el coeficiente de sustentación  $C_l$  y coeficiente de arrastre  $C_d$ , ambos en función de un ángulo de ataque  $\alpha$  y el número de Reynolds  $Re$ . Esta función CABEMP da resultados preliminares de distribución de cuerda  $c$ , distribución del ángulo de flujo  $\phi$  y valores de factor de inducción radial y axial  $a$  y  $a'$ . Dichos valores representan la evalua-



ción de las ecuaciones de la teoría BEM discretizada en  $n$  secciones de análisis. Las características que proporciona esta función no se consideran como las propiedades más eficientes para los álabes de un aerogenerador, por lo que se deben emplear funciones adicionales de optimización con el enfoque adecuado de acuerdo al criterio del diseñador.

La función OREP (Optimización de Reynolds en los perfiles) recibe los valores preliminares de las propiedades aerodinámicas calculadas con la función CABEMP y recalcula con base en las necesidades del diseñador para encontrar la distribución final de propiedades aerodinámicas. En este programa la función OREP llama a dos funciones de optimización que pueden ser usados, uno que permite tener diseños de álabes más esbeltos y ligeros considerando la variación de la cuerda en relación con el número de Reynolds en un proceso iterativo. El segundo algoritmo se trata de encontrar los valores de  $a$  y  $a'$  tal que se maximice la obtención de potencia del aerogenerador. Cada diseñador puede plantear una función específica para maximizar o reducir un parámetro del diseño tal que le permita satisfacer sus requerimientos de diseño.

Por último la función de secciones forma la discretización del álabe en un archivo de texto que contiene las coordenadas de los puntos que forman las secciones aerodinámicas  $n$  de este. Esta función toma los valores de cuerda  $c$  y ángulo de flujo  $\phi$  obtenidos con OREP, de manera que al combinarlos con las ecuaciones paramétricas del perfil aerodinámico seleccionado, se obtienen la nube de puntos de cada perfil orientado y escalado de acuerdo con la cuerda y su ángulo de flujo. Las ecuaciones que forman las curvas del perfil usado NACA 4412 se explican a continuación.

El perfil aerodinámico está formado por dos secciones. La mitad del perfil superior denotado por el subíndice  $U$  y la mitad del perfil inferior denotado por el subíndice  $L$ . Las ecuaciones 4.1 y 4.2 son las coordenadas  $X_U, Y_U$  de la parte superior del perfil. Tienen implícitos los términos  $X$ , que representan la posición relativa dentro de la cuerda,  $Y_t$  la distribución de espesores a lo largo del perfil, y  $\theta$  es el ángulo de inclinación.

Las ecuaciones 4.3 y 4.4 representan las coordenadas  $X_L, Y_L$  de la parte inferior del perfil. Tienen implícitos los términos  $X$ , que representan la posición relativa dentro de la cuerda,  $Y_c$  la distribución de combadura a lo largo del perfil, y  $\theta$  es el ángulo de inclinación respecto a la horizontal en la que se debe posicionar la cuerda del perfil.

$$X_U = X - Y_t \sin \theta \quad (4.1)$$

$$Y_U = Y_c + Y_t \cos \theta \quad (4.2)$$

$$X_L = X + Y_t \sin \theta \quad (4.3)$$



$$Y_L = Y_c - Y_t \cos \theta \quad (4.4)$$

$$Y_t = \frac{t}{0,2} C \left( 0,2969 \sqrt{\frac{X}{C}} - 0,1260 \frac{X}{C} - 0,3516 \frac{X^2}{C} + 0,2843 \frac{X^3}{C} - 0,1015 \frac{X^4}{C} \right); P \leq X \leq C \quad (4.5)$$

El término  $Y_t$  que aparece en las ecuaciones 4.1, 4.2, 4.3 y 4.4, se calcula con la ecuación 4.5, la cual permite obtener la distribución de espesores a lo largo de la cuerda.

$$Y_c = \frac{m}{P^2} (2PX - X^2); 0 \leq X \leq P \quad (4.6)$$

$$Y_c = \frac{m}{(1-P)^2} [1 - 2P + 2PX - X^2]; P \leq X \leq C \quad (4.7)$$

Las ecuaciones 4.6 y 4.7 calculan las curvas de combadura basados en la distancia donde se están calculando los puntos del perfil en relación con la cuerda, antes y después de la combadura máxima.

Este proceso de evaluación de las ecuaciones se repite para cada sección aerodinámica del álabe y finalmente todos los puntos creados se reúnen en un archivo único de texto tal que sea leído fácilmente mediante un software de diseño para poder recrear la geometría tridimensional del álabe. La función de secciones esta acondicionada para que arroje las coordenadas de salida en nubes de puntos que puedan ser leídos en Spaceclaim, Design Modeler de Ansys o Solid Works, ya que cada uno emplea un formato distinto y nos proporciona estrategias de modelado diferente.

## 4.2. Modelado Geométrico

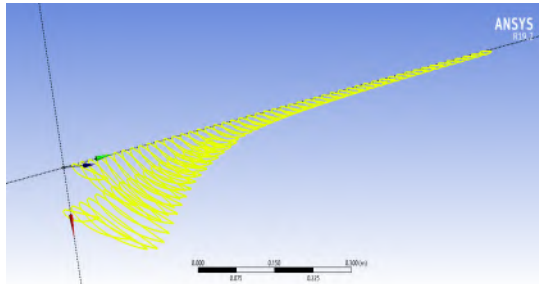
El modelado geométrico es otra etapa importante para replicar con exactitud las características aerodinámicas del modelo calculado mediante la teoría y así lograr una optimización exitosa. Si las condiciones aerodinámicas cambian, la nube de puntos que genera Matlab cambia y entonces se debe modificar el modelado. En un proceso de optimización indudablemente se tienen que modificar las geometrías. Por tal razón se plantea hacer uso de software de modelado especializado para poder leer de manera automática los cambios realizados y que se registran en la nube de puntos. Estas características de lectura automática se encuentran en los software Spaceclaim, Design Modeler y SolidWorks. En Spaceclaim se puede hacer uso de código de programación en Python para modelar las operaciones geométricas que se requieren para formar el modelo tridimensional de un rotor de turbina eólica. Por otro lado Design Modeler y SolidWorks presentan



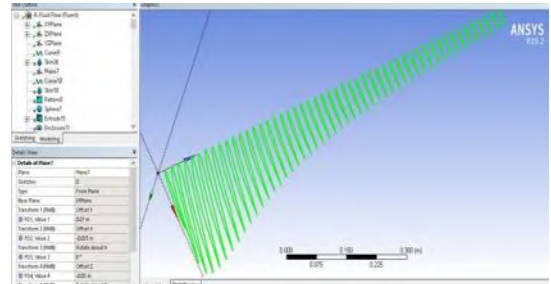
la ventaja de trabajar en un esquema de funciones geométricas estructuradas por los que, al cambiar una función específica en el árbol de actividades, en automático actualiza la geometría, que para nuestro análisis solo es la forma aerodinámica del álabe. Se habla indiferentemente de las operaciones a seguir ya que los tres software presentan procesos similares

La parte de adquisición de datos o lectura se realiza mediante la operación de creación de curvas a partir de puntos. El programa decodifica los datos de la nube y forma una vista tridimensional con las curvas y su posición específica de acuerdo a las secciones aerodinámicas tal como se visualiza en la imagen 4.3(a).

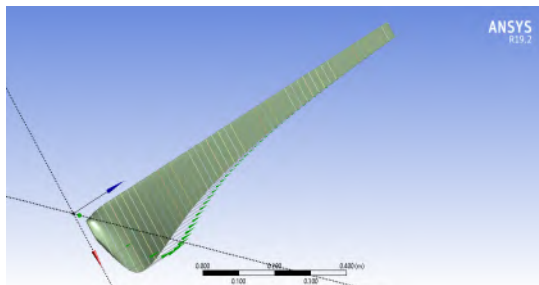
Posteriormente se definen las coordenadas espaciales que deben guardar los planos de construcción de las curvas correspondientes al álabe principal y al álabe secundario. Al ser esta la posición relativa de las curvas de un cuerpo respecto al otro, así se modifica la forma en que se unen ambos cuerpos. Definimos en la estructura del programa que la posición de los planos será paramétrico, es decir que será modificable en el análisis de la optimización. La figura 4.3(b) en la parte inferior izquierda denota los parámetros  $x, y, z$  para la posición relativa de construcción del segundo plano respecto al primero. Adicionalmente se crean los modelos sólidos con las curvas de referencia de cada plano mediante la operación de Swept tal como se visualiza en la figura 4.3(c). El sólido correspondiente al segundo álabe se une al primero mediante la misma función Swept, uniéndose en las curvas del primer álabe tal que se forme la zona característica del álabe de inducción 4.3(d). Se modela la zona de sujeción y se une al cuerpo del álabe completo. Ya formada la geometría completa del álabe de inducción se realiza un patrón geométrico circular con referencia al eje de giro de la turbina, el cual se visualiza en la figura 4.3(e), también se le añade el hub aerodinámico. En este punto ya se tiene la geometría completa del álabe de inducción, el siguiente paso es modelar el dominio computacional externo. Se proponen dos cilindros, el más pequeño es el dominio interno visualizado en la figura 4.3(f) con diámetro igual al de la turbina y un cilindro más grande llamado dominio externo con 7 veces el tamaño de la turbina representado en la figura 4.3(g). Estos dos cilindros sirven como espacios virtuales para modelar el movimiento del fluido y están unidos mediante una operación booleana de sustracción. Finalmente se definen las zonas de todo el dominio con el objetivo de definir condiciones frontera que son importante para el cálculo con CFD. La figura 4.3(h) visualiza la zona remarcada en verde del rotor de inducción logrado. En este punto la geometría y su dominio computacional se encuentra completo para comenzar el análisis de dinámica de fluidos. Es importante mencionar que el modelado, proceso de mallado, experimentación CFD y resultados se encuentran unidos en un proceso de optimización en el programa Ansys.



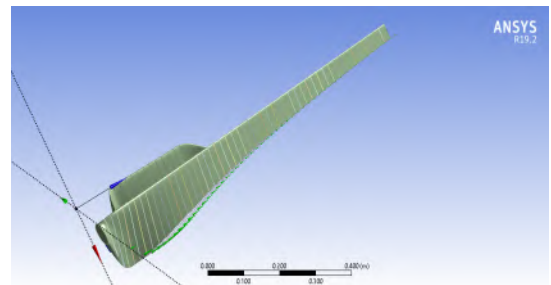
(a) Generación de las secciones aerodinámicas del álabe de inducción mediante la lectura de puntos y la función curva.



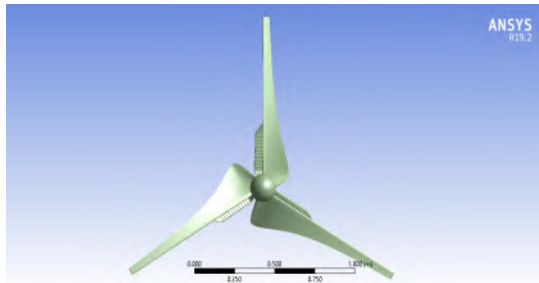
(b) Selección de las secciones contempladas para formar el cuerpo del álabe de inducción.



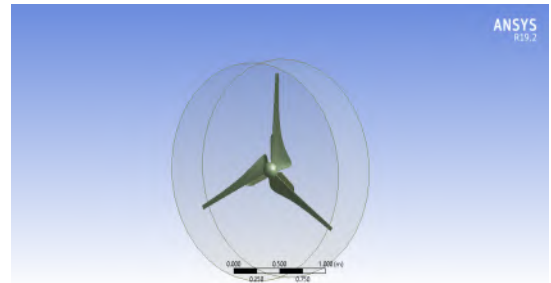
(c) Formación del sólido del álabe B1 del cuerpo de inducción.



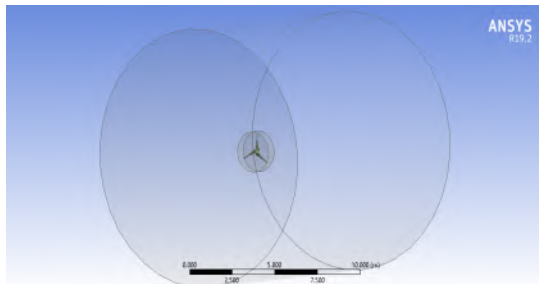
(d) Álabe de inducción formado mediante el cuerpo del álabe B1 y B2. .



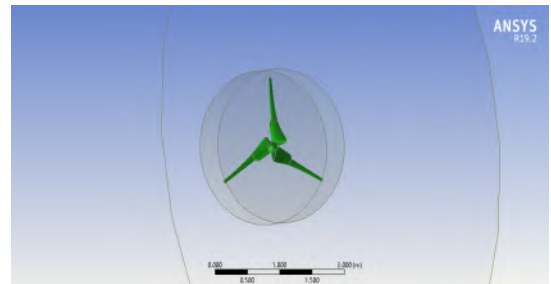
(e) Armado del rotor de inducción mediante la combinación de los tres álabes de inducción y el hub aerodinámico..



(f) Creación del dominio computacional interior para limitar la zona de movimiento del rotor.



(g) Creación del dominio computacional exterior para imitar la acción incidente del aire.



(h) Definición de las condiciones frontera en el dominio computacional.

Figura 4.3: Proceso de armado del rotor de inducción para simulación mediante el programa de diseño Design Modeler .]



## 4.3. Simulación numérica

### 4.3.1. Dominio computacional y condiciones frontera

El dominio computacional de un análisis de fluidos considera los cuerpos, secciones, geometrías o elementos involucrados para conocer el comportamiento del fluido que se mueve alrededor de ellos y su influencia en el comportamiento del fluido.

Para el estudio de las propiedades aerodinámicas de cualquier turbina eólica, se requiere hacer el modelado virtual replicando las condiciones reales del experimento que se quiere probar, con el objetivo de tener precisión y certeza de resultados, por lo que indudablemente la topología implica un tratamiento en 3D. Se consideró el túnel de viento de dimensiones 6 m de largo y 4.2 m de diámetro en la entrada. Podemos generalizar las dimensiones del dominio externo en función del diámetro de la turbina como  $D_E = 7D_T$  y  $L_E = 10D_T$  donde  $D_E$ ,  $L_E$  y  $D_T$  denotan diámetro del dominio exterior, largo del dominio exterior y diámetro de la turbina. A este espacio virtual del túnel se le considera como dominio exterior con la característica de marco estático de referencia, es decir rotación cero. Este espacio está concebido para replicar el caudal a la que está sometida el aerogenerador. Se considera también un dominio interno, es el espacio destinado para estudiar el movimiento rotativo de la turbina. El dominio interno  $D_I$  es un cilindro de diámetro igual al de la turbina eólica  $D_I = D_T$  y de longitud igual a 4 veces el diámetro de la turbina  $L_I = 4D_T$ . La posición del inicio del dominio interno respecto al externo es  $3D_T$  respecto al inicio del dominio externo. Son concéntricos. En este análisis el tamaño del diámetro según el diseño es de 0.61 m. Los dominios externos e internos se visualizan de mejor manera en la figura 4.4.

Estas dimensiones se consideran así para evitar influencia de las paredes virtuales del túnel en la modificación de las propiedades del movimiento del fluido y además permita desarrollar correctamente la técnica de MRF (Marco de referencia móvil) en el software de dinámica de fluidos computacional.

Las condiciones de frontera son importantes en la simulación de dinámica de fluidos, pues delimitan el problema y aproximan los cálculos realizados por el software para encontrar una solución real al fenómeno. Asignan magnitudes a propiedades del movimiento del fluido o determinan el comportamiento que guardan los elementos geométricos del dominio entre sí y en la interacción con el fluido. Las condiciones de frontera utilizadas en esta topología son:

a) Velocity inlet o velocidad de entrada: Se ubica en la parte posterior del modelo de túnel de viento, es la cara de entrada al túnel de viento como se visualiza en la figura 4.4(b). Tiene como función establecer y delimitar la zona por la cual ha de iniciarse el inicio del flujo de aire. Se le asigna el valor correspondiente a la velocidad de viento en m/s en el cual se desea conocer el comportamiento del rotor, en este análisis  $U = 3, 4, 5, 6, 7$  y  $8$  m/s. Complementariamente se define

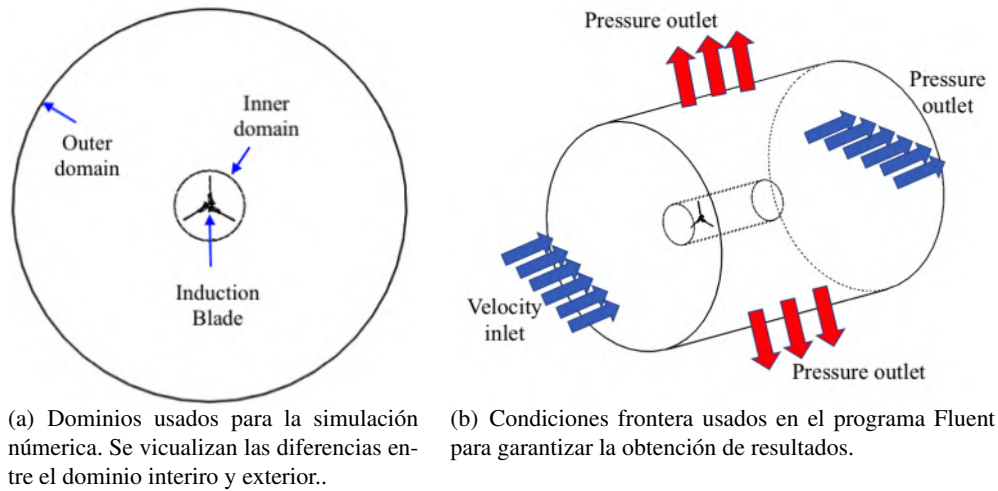


Figura 4.4: Dominio computacional y condiciones frontera usadas para el cálculo numérico del fluido..]

la intensidad de turbulencia con el valor por default en 5%.

b) Interior o interiores: Es el cuerpo compuesto por el relieve del rotor. En el se delimita la forma geométrica del rotor que será analizado a su paso por la corriente de fluido. Posee las características aerodinámicas de la turbina en su totalidad. Se considera como un cuerpo que esta anteposándose al paso del fluido. Se puede configurar su rugosidad, movimiento de rotación y las características específicas de la condición del rotor durante la incidencia del aire sobre este. Debido a que se desea conocer el torque generado por la incidencia de viento en el rotor durante la fase de arranque , la velocidad de rotación del rotor es 0, es decir  $\omega_{rot} = 0$ .

c) Pressure outlet o presión de salida: Son las caras de salida o de equilibrio de la zona que simula el túnel de viento con el exterior. No tiene un valor determinado, pero generalmente se configura a una presión manometrica de 0 con sus alrededores. Esto representa que el aire en ese punto se encuentra ya sin el efecto de la interacción con el cuerpo del rotor y la corriente de viento incidente pasa a tomar las propiedades promedio de la masa de aire que circula a la turbina.

### 4.3.2. Mallado

La malla para el cálculo numérico es el conjunto de elementos en donde se resuelven las ecuaciones de flujo, continuidad y velocidad para resolver el comportamiento de la velocidad-presión cuando existe la interacción de un cuerpo con un fluido. Estas ecuaciones se resuelven por métodos numéricos que aproximan la solución a las ecuaciones diferenciales que predicen los fenómenos de movimiento involucrados. La estabilidad y la precisión de los resultados dependen



del tipo y de la calidad de la malla, así como la compatibilidad con los modelos de turbulencia.

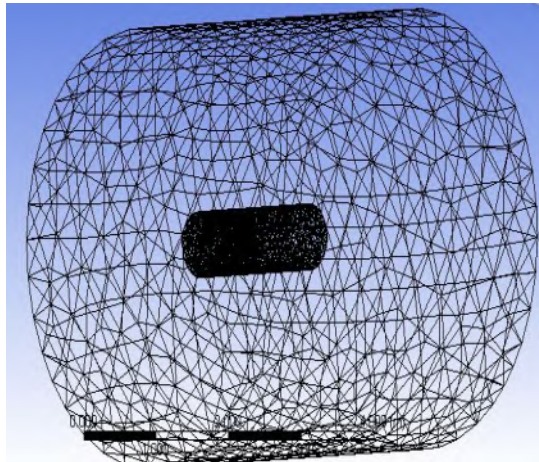
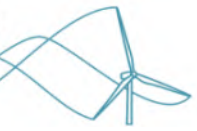
El mallado del dominio computacional se dividió en tres regiones importantes bien marcadas, el dominio interior, el dominio exterior y las paredes del aerogenerador. El dominio interno fue mallado mediante el algoritmo de Patch Independent o de zonas independientes. Este algoritmo de mallado utiliza elementos tetraédricos que se ajustan de forma local, es decir se aplica en cuerpos internos bien definidos dentro de un volumen. Esto permite controlar el tipo de malla de cada cuerpo del dominio total, es por esta razón que también recibe el nombre de algoritmo de subdivisión espacial. Este algoritmo asegura el refinamiento de la malla cuando es necesario, pero mantiene los elementos más grandes donde sea posible, lo que permite un tiempo de mallado menor. Una vez inicializado el tetraedro inicial en la geometría, la zona de mallado subdivide el tetraedro inicial hasta que se cumplan todos los requisitos de tamaño de elementos, es decir, los tamaños de malla locales prescritos por el usuario. Este algoritmo también permite una gran variedad de ajustes de la malla, como lo es el tamaño de elemento, el tipo de refinamiento, ajuste de tamaño y forma de los elementos, etc. Tiene un tamaño de elemento promedio de 0.1 m.

El dominio exterior fue mallados mediante el algoritmo local de mallado Patch conforming o zonas agrupadas. Este algoritmo utiliza elementos tetraédricos cuyo ensamble se realiza mediante una novedosa técnica de inserción por puntos para lograr mejores refinamientos de malla. El único gran problema de este algoritmo se evidencia cuando en ocasiones se auto interseca, debido a la complejidad de las geometrías (vértices expuestos, puntas, chaflanes, ángulos muy agudos, etc.). En la geometría de la zona cilíndrica no presentó problemas de este tipo, por lo tanto el algoritmo ensambló el mallado eficientemente. Tiene un tamaño de elemento promedio de 0.015m. La figura 4.5(a) muestra la vista general de los dominios computacionales mallados.

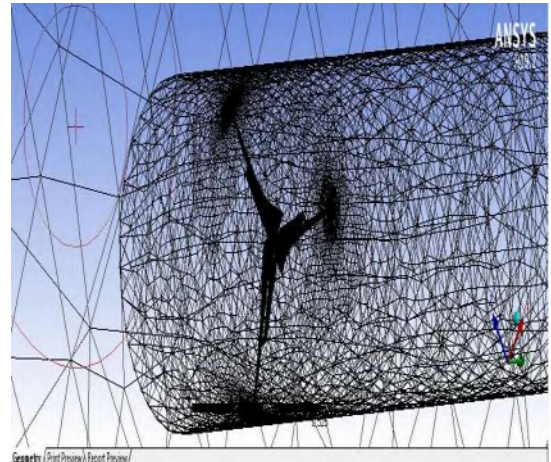
En las paredes del rotor se utilizó un método de sizing o refinamiento, para ajustar el tamaño de los elementos que se encuentren formando la zona de las aspas del rotor. Esto garantiza una mayor densidad de elementos en dichas zonas y consecuentemente se obtienen resultados más precisos, ya que predicen de mejor manera los gradientes de presión en el trailing and leading edge. Tiene un tamaño de elemento promedio de 0.0001 m. La figura 4.5(b) muestra un álabe de inducción mallado.

Se decidió este tipo de mallado porque es compatible con los análisis de frame motion y dynamics mesh que se utilizará para la solución numérica con el software fluent. Utilizar una malla estructurada aumenta el tiempo de mallado así como la incompatibilidad con la técnica de malla dinámica. Además de que permite una conversión de malla a poliedros (ver la imagen 4.5(d)) lo cual reduce los elementos totales entre un 20-50%, disminuyendo así el tiempo de computo. En los siguientes párrafos se muestra los estudios de independencia de malla tomando en cuenta los valores de altura de la primera capa de la malla ( $Y^+$ ) para garantizar excelentes resultados.

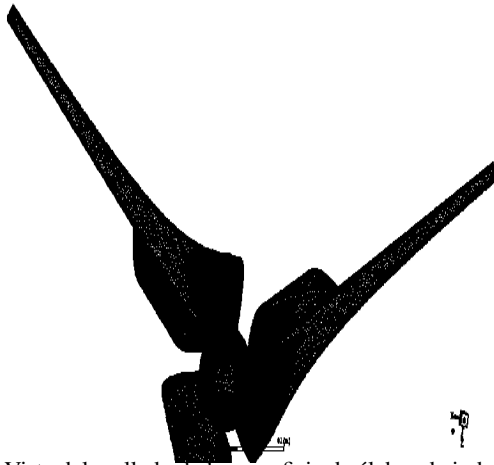
Lograr una independencia de malla es importante para considerar el tamaño mínimo



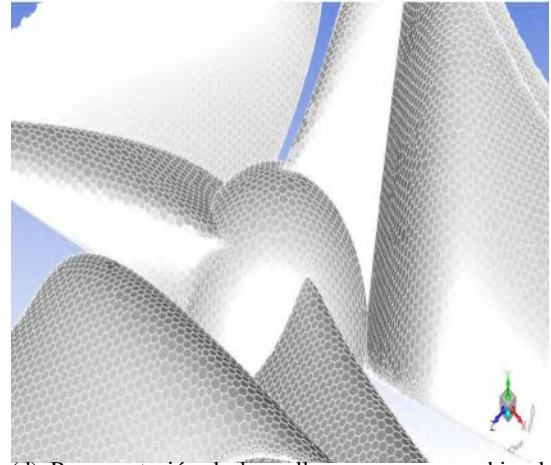
(a) Vista del mallado del dominio exterior mediante la técnica de Patch Conforming.



(b) Vista del mallado del dominio interior mediante la técnica de Patch Conforming.



(c) Vista del mallado de la superficie de álabes de inducción mediante una función de refinamiento Sizing.



(d) Representación de la malla una vez que se hizo la conversión a tipo poliedros.

Figura 4.5: Proceso de mallado de los diferentes dominios usados para la simulación numérica mediante el programa Meshing.]



Malla	Elementos (Millones)	Tamaño Elemento (m)	Deformación Promedio/Max	$Y^+$ h(m)	$Y^+$ Valor	Torque a 4 m/s (N*m)
M1	1.25	0.0747	0.290/0.99	0.0006	8.3	0.0026
M2	4.2	0.0018	0.1860/0.853	0.0003	7.4	0.0028
M3	5.6	0.0015	0.16/0.83	0.0001	6.9	0.00306
M4	5.7	0.001	0.17/0.83	0.00008	6.1	0.0032
M5	6.3	0.0005	0.156/0.70	0.00006	5.4	0.003673
M6	6.5	0.0003	0.143/0.68	0.00003	4.9	0.00362
M7	7.5	0.0001	0.1423/0.65	0.000014	4.2	0.003681

Cuadro 4.1: Proceso de evaluación para obtener el estudio de independencia de malla del análisis numérico

de elementos que se requiere para tener resultados precisos y que no sea dependiente de la cantidad de los elementos de esta. Con este análisis se garantiza que no exista variación en los resultados de la simulación numérica producto de considerar el tamaño mínimo que debe tener los elementos de una malla. Se tomó como referencia el valor del modelo de doble raíz medido en el túnel de viento mediante un torquímetro a una velocidad incidente de 4 m/s, cuyo valor era 0.0039 N\*m.

Se logró una independencia de malla a los 7.5 millones de elementos es decir la malla M7, con un refinamiento de 0.0001 m en las superficies de los álabes del rotor, una deformación promedio de 0.1423 y una altura de primera capa de malla (h) de 0.000014 m. Además se configuró en el método de refinamiento que la relación de crecimiento entre espesor de capas fuera del 10%, considerando 10 capas subsecuentes. Además se pudo concluir que el valor de  $Y^+$  es adecuado para el tipo de modelo de turbulencia usado ( $k - \omega$ ) SST y garantizará buenos resultados. La tabla 4.1 muestra el proceso de evaluación llevado a cabo con distintas densidades de malla para encontrar la cantidad de elementos mínima que logren la independencia buscada. La figura 4.6 muestra la línea de tendencia para la evaluación del torque a 4 m/s comparado con las diferentes densidades de mallas.

### 4.3.3. Modelo de turbulencia

Es sabido que ningún modelo de turbulencia es aceptado universalmente como solución para todos los tipos de problemas. La elección del modelo de turbulencia dependerá de consideraciones tales como: el tipo de análisis del fluido, el nivel de precisión requerido, los recursos computacionales disponibles y la evaluación de resultados en comparación con el experimento.

El modelo de turbulencia es importante en el análisis del movimiento del fluido, ya que la aproximación de solución del modelo se ve reflejado en la obtención de resultados precisos. Se deben contar con valores de referencia reales del fenómeno para poder establecer una validación del modelo de turbulencia. Entendiendo como validación del modelo de turbulencia, que los

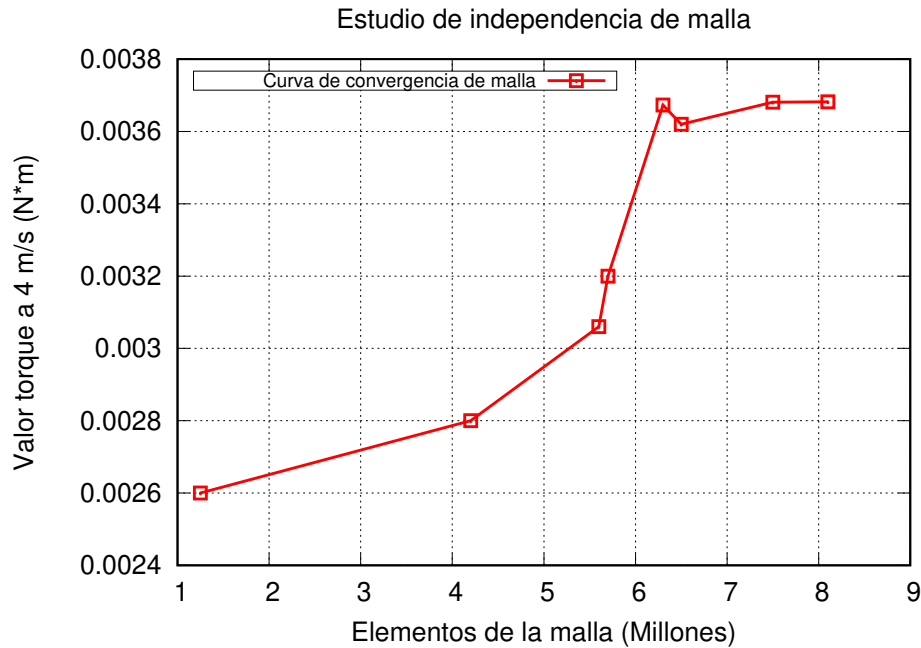


Figura 4.6: Curva característica para encontrar la independencia de malla en el caso estudiado.

resultados calculados de la simulación se encuentren en un rango de  $\pm 10\%$  de precisión respecto al valor medido real del fenómeno. Los valores de referencia que se utilizaron para validar el modelo de turbulencia en nuestro caso fueron los torques de arranque de la turbina eólica de doble raíz medidos en el túnel de viento.

El criterio seguido para la elección del modelo de turbulencia está relacionado con la cercanía de resultados entre los datos reales con los obtenidos con la simulación de dinámica de fluidos computacional simulado con cada uno de los modelos de turbulencia. Un segundo criterio igual de importante al anterior tiene que ver con la estabilidad de solución del modelo de turbulencia. Ambos criterios fueron la base para determinar el modelo de turbulencia más adecuado para tratar de replicar las condiciones operacionales de la turbina eólica. Se realizaron las simulaciones del arranque con cada uno de los modelos de turbulencia propuestos, cuyo proceso se describe a continuación. El valor de referencia tomado fue  $0.0039 \text{ N}\cdot\text{m}$  producto de la incidencia del viento a  $4 \text{ m/s}$  y  $\omega_{rot} = 0$ . Se analiza los modelos de turbulencia de dos ecuaciones:  $k - \omega$  SST y  $k - \epsilon$ . La densidad de elementos usada fue de 7.5 millones de elementos. Además se considero la convergencia cuando el valor del torque no variaba dentro de  $1 \times 10^{-3}$  respecto a su valor anterior y las mallas fueron convertidas en poliedros. Los datos obtenidos para efectos de análisis se registran en la tabla 4.2.

El modelo más cercano a los valores reales de torque de arranque fue el modelo  $k - \omega$  SST. El cálculo de la viscosidad turbulenta en definitiva proporciona una mejor aproximación al



Modelo turbulencia	Acople Vel./presión	Tiempo cómputo	Valor torque (N*m)	Residuales ecuaciones	Error
$k - \omega$ SST	Simple	9.1 seg/iter	0.00334	$1 \times 10^{-5}$	-15.39%
$k - \omega$ SST	Simplec	9.9 seg/iter	0.003401	$1 \times 10^{-5}$	-14.70%
$k - \omega$ SST	Coupled	13.5 seg/iter	0.003681	$1 \times 10^{-5}$	-5.6%
$k - \epsilon$ Realizable	Simple	6.8 seg/iter	0.0042	$1 \times 10^{-3}$	+7.6%
$k - \epsilon$ Realizable	Simplec	7.4 seg/iter	0.0045	$1 \times 10^{-4}$	+15.38%
$k - \epsilon$ Realizable	Coupled	8.9 seg/iter	0.0049	$1 \times 10^{-4}$	+26.45%

Cuadro 4.2: Comparacion de resultados para la selección del modelo de turbulencia mas adecuado

fenómeno real así como un comportamiento estable en la solución del fenómeno. La diferencia en porcentaje de precisión fue de entre 5% – 10% respecto a los valores reales. Se logró obtener residuales del orden de  $1 \times 10^{-5}$  para las ecuaciones de continuidad, velocidades en  $x, y, z$  y las variables propias del modelo de turbulencia. El modelo  $k - \epsilon$  Realizable falló en la parte de estabilidad de solución, relacionada con la energía cinética turbulenta, pues a medida que los valores de residuales disminuían, el comportamiento de este parámetro era inestable y cíclico en ciertas zonas, lo que le daba cierta incertidumbre a la solución. Se logró únicamente obtener residuales del orden de  $1 \times 10^{-4}$  esto debido a la inestabilidad de la energía cinética turbulenta directamente alteraba la solución de ecuación de continuidad, así como la disipación de energía turbulenta específica ( $\omega$ ). La diferencia en porcentaje de precisión fue de 25,48% mayor a los valores reales, es decir resultados por encima de los valores reales.

Basándose en los resultados de la tabla 4.2, el modelo de turbulencia más preciso fue el  $k - \omega$  SST, cuya configuración complementaria en el software de FLUENT se describe a continuación. El sistema de acoplamiento velocidad-presión utilizado fue el Coupled. Considera de mejor manera los efectos viscosos del aire sobre el rotor, esto hace que se refleje directamente en la cercanía de resultados con los valores reales. La principal desventaja de este algoritmo de acoplamiento y no tan importante para efectos de precisión de resultados, fue un mayor tiempo de convergencia, pues para llegar a residuales cerca del orden de  $1 \times 10^{-5}$ , le toma 33% más de tiempo de procesamiento en relación con el acoplamiento Simplec. Se utilizó un sistema Híbrido de inicialización del cálculo, pues el tiempo de convergencia disminuía en 15% en relación con una inicialización Standart. Esta disminución de tiempo se debe a la forma de inicializar y promediar las condiciones iniciales en las fronteras del problema. La Inicialización híbrida interpola valores de las variables en las fronteras. Resuelve la ecuación de Laplace para producir un campo de velocidad que se ajusta a las geometrías de dominios complejos, y un calculo que ayuda a suavizar los campos con gradientes de presión muy grandes en el dominio del problema. Por esta razón el tiempo de cálculo es menor, debido a las características promedio de los valores. Las figuras 4.7, 4.8 y 4.9 muestran el comportamiento de los residuales de las variables involucradas en el calculo



numérico.

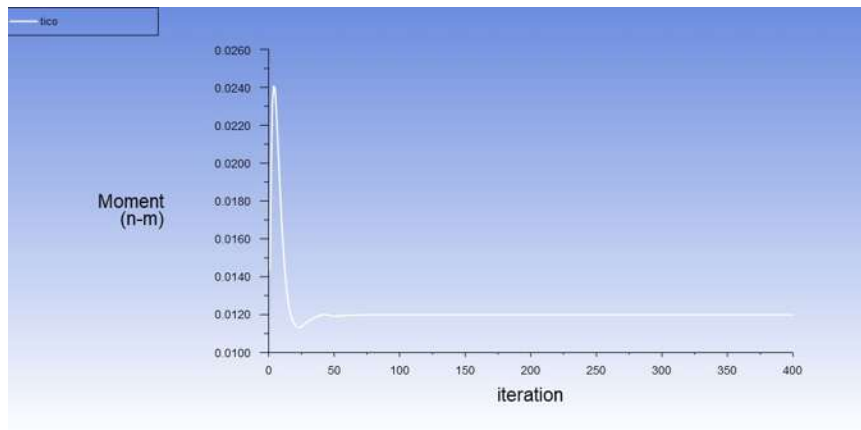


Figura 4.7: Variación de 0.01 en los resultados de momento calculado en la simulación numérica. Estabilidad de resultados

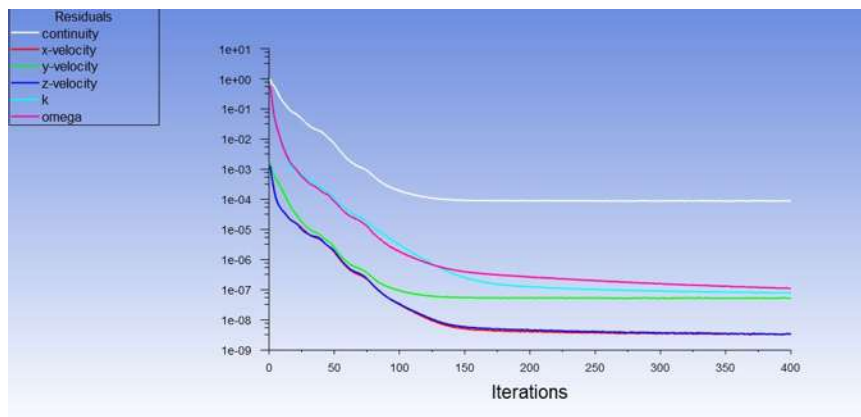


Figura 4.8: Residuales obtenidos en el proceso de simulación con el modelo  $k-\omega$  en estado estable. Se aprecia la estabilidad de resultados después de 400 iteraciones

#### 4.4. Manufactura y pruebas de desempeño aerodinámico

Las aspas de turbina eólica generalmente se manufacturan con materiales que brinden algunas características esenciales: que sea rígido, resistente a condiciones ambientales, económico y además liviano. Estas combinación de propiedades se encuentran principalmente en materiales compuestos como lo es la fibra de vidrio en combinación con resinas epóxicas. Al estar aun en proceso de evaluación seria muy costoso manufacturar los álabes en este material ya que si el diseño no cumple con las propiedades esperadas tendrían que manufacturarse piezas adicionales lo cuales incrementa el costo. Por esta razón se opta por alternativas para manufacturarlas teniendo

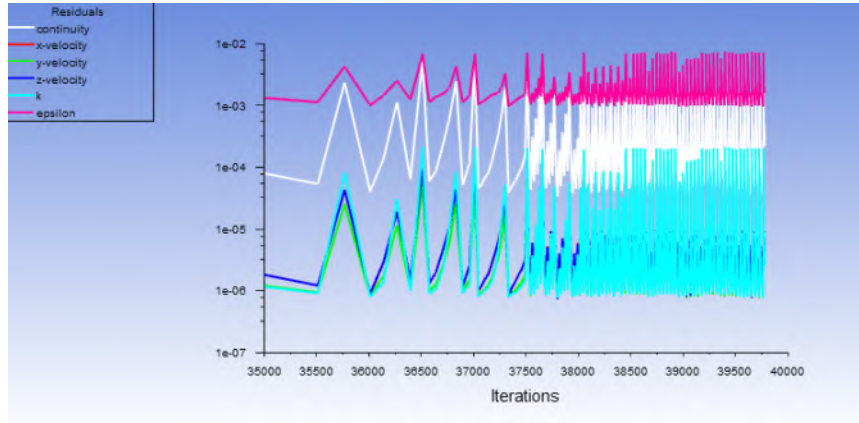


Figura 4.9: Residuales obtenidos en el proceso de simulación con el modelo  $k-\epsilon$  en estado transitorio. Se aprecia la estabilidad de resultados después de 4000 iteraciones

en consideración la manufactura aditiva por capas o también conocida como impresión 3D. Este tipo de manufactura proporciona una alta versatilidad de materiales poliméricos económicos para poder lograr la forma aerodinámica buscada en las aspas. Se imprimieron varios prototipos con materiales diversos entre los que destacan el PLA (Acido polilactico), PLA con fibras de carbono (Acido polilactico con particulas de carbono al 15\$, ABS (Acilonitrilo butadieno estireno) y PETG (poliéster de glicol.). Cada uno de estos materiales brinda propiedades mecánicas diferentes y dificultades propias para trabajarlo, por lo que después de experimentar con cada uno de ellos y considerando las propiedades mecánicas reportadas por los fabricantes se decidió fabricarlos en PETG. El PETG combina la facilidad de impresión del PLA en combinación con la resistencia mecánica y dureza del ABS. La figura 4.11(a) visualiza la manufactura del álabe en materail PETG mediante en un impresora creality CR-10 con dimensiones de trabajo de 300x300x400 mm.

La fabricación de las aspas en material PETG , representó un reto debido a la complejidad de la forma aerodinámica, a la delgadez de las punta y sobre todo a la unión de los cuerpos en el álabe de inducción. Se modificaron los parámetros de temperatura de la boquilla, velocidad de impresión de pared y de relleno, para lograr distintos acabados de la superficie, el cual está altamente influenciado por estos factores. Las primeras pruebas se realizaron con una temperatura de la boquilla de 250°C y una velocidad de impresión de 80 mm/s, cuyas configuraciones imprimían el aspa en 9 horas con 20 minutos. La principal problemática de esta configuración temperatura/velocidad se vio directamente reflejada en el acabado de las puntas, pues al ser muy delgadas, el cabezal realizaba las capas inmediatas en muy poco tiempo y no se enfriaban de manera adecuada provocando que la zona de la punta se deformara por la temperatura. Posteriormente se disminuyo la temperatura hasta 240°C, sin tener impresiones satisfactorias. Siguiendo con la modificación de parámetros, se disminuyó la temperatura hasta 230°C y se disminuyó la velocidad de impresión a 40 mm/s. Con esta configuración la impresora se detuvo varias veces, notando que la boquilla se



Parámetros de impresión para el material PETG

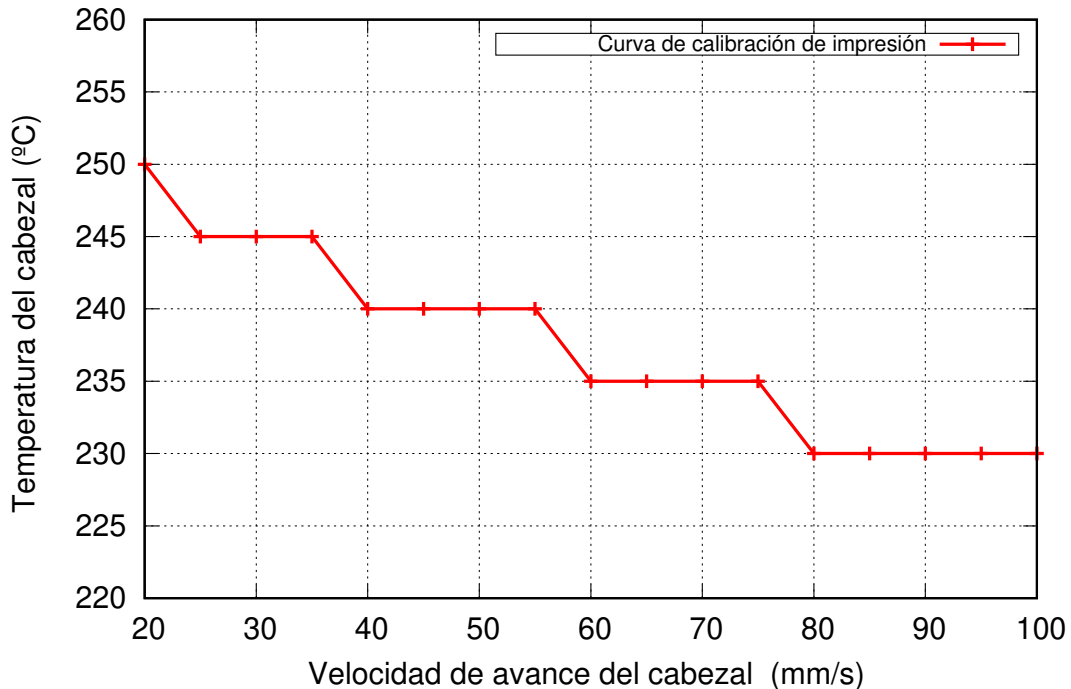


Figura 4.10: Curva característica de velocidad-temperatura para el material polimerico PETG.

quedaba pegada en el cuerpo del aspa. Se analizó la problemática y se determinó que lo sucedido fue porque la velocidad de impresión era muy baja y el filamento se enfriaba muy rápidamente, provocando que se fusionara con la pieza. Al investigar al respecto, se encontró la siguiente relación entre velocidad y temperatura de impresión para material PETG, visualizada en la figura 4.10.

Así, se fijó la temperatura de la boquilla en 230°C y una velocidad de deposición de material en 55 mm/s, logrando impresiones satisfactorias de los álabes. La figura 4.12(a) muestra las diversas impresiones realizadas, y que por errores en los parámetros de la impresora, no se lograban formas completas. Los parámetros de velocidad y temperatura de impresión se deben mantener en el rango de las zonas centrales de la gráfica 4.10. El resultado final es el aspa en color azul en el extremo derecho. En total se realizaron 15 pruebas de impresión para lograr el mejor acabado posible. Posterior a la impresión, se retiraron los soportes que sugería el software para lograr la forma del aspa y se le hizo un lijado con tamaño de grano fino para afinar la superficie aerodinámica. El Resultado final se visualiza en las figura 4.11(b). Posteriormente se imprimieron el hub y porta hub para poder ensamblar todo el rotor mediante tornillos de 1.5 pulgadas de largo. Se tienen dos hub uno para ensayar los rotores uno en estado estacionario y evaluar el torque mediante un torquimetro que se ancla al hub estático. El segundo es para evaluar la velocidad



angular y el voltaje que generan en movimiento y que permiten sujetarse al generador eléctrico. Ambos hub se visualizan en la figura 4.12(b). Con los elementos ensamblados, ya se pueden colocar los rotores en el banco de pruebas y verificar sus propiedades aerodinámicas.

Los ensayos realizados para medir el torque aerodinámico de arranque, se hace en estado estático. Para conocer la potencia y velocidad de rotación se requiere de una prueba en rotación. El rotor ensamblado y atornillado, se asegura en el cabezal del torquímetro y se aprieta hasta asegurarlo. El cabezal se conecta a un instrumento principal para obtener las lecturas que detecta la sonda del torquímetro. La figura 4.11(b), 4.11(c) y 4.11(d) visualizan como se monta el rotor en el túnel, el torquímetro usado y la verificación de la velocidad del viento mediante el anemómetro. Se ubicaron dos puntos de calibración para medir la corriente del viento, una dentro del túnel en la parte posterior de la salida pero dentro de la sección transversal y otra en la posición a la altura del hub donde se coloca la turbina. Esto con el objetivo de cuantificar la variación de la velocidad y evitar errores en las lecturas. La figura 4.13 muestra los valores medidos y la diferencia en magnitud, encontrando una variación de 10% importante para el cálculo de desempeño de los aerogeneradores.

La medición se lleva a cabo mediante el siguiente proceso: se enciende el túnel de viento para hacer incidir la corriente sobre el rotor, con la ayuda del anemómetro se valida que la velocidad sea la correcta. Se enciende el torquímetro y se configura con las unidades, precisión de lectura a dos decimales y respuesta promediada de las lecturas tomadas. Se toma la lectura correspondiente a esa velocidad de viento. Posteriormente se aumenta la velocidad del túnel en intervalos de 1 m/s hasta llegar a 8 m/s. A cada intervalo de velocidad le corresponde un torque generado por el rotor. Para validar los resultados de las pruebas, se realizaron 20 repeticiones de las mediciones para tener repetitividad de resultados. Estas pruebas hacen referencia al estado estático y a continuación se explica el proceso en estado dinámico.

El proceso de análisis en giro o dinámico no es muy diferente al anterior en cuanto al proceso de activación del túnel. Lo que cambia es el tipo de hub que se usa tal que permita el giro en el generador y los parámetros que se van a medir (revoluciones logradas y tensión generada), además que logra llevar el rotor a su velocidad nominal de diseño. Se requiere del uso de un tacómetro para medir las revoluciones del rotor, un anemómetro para cuantificar la velocidad de incidencia del viento, y un voltímetro para la tensión que se genera. Adicionalmente para proteger la integridad de las personas y hacer las mediciones con seguridad se colocó una guarda de seguridad en acrílico de 6 mm de tal manera que el operador proteja su integridad ante cualquier situación de desprendimiento de material o rotura de álabes. La figura 4.12(d) muestra la guarda de seguridad instalada junto al túnel de viento.

Los datos que obtuvimos se registraban mediante un puerto serial USB hacia la computadora, así como los software de transferencia de datos de cada uno de los instrumentos para poder



(a) Fabricación del álabes de inducción mediante tecnología 3D en material PETG.



(b) Pruebas hechas al rotor de inducción midiendo el torque generado por medio de una sonda torquimetro.

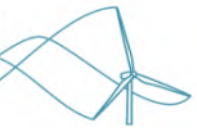


(c) Banco de prueba situado frente al túnel de viento tal que permita una incidencia de aire directa sobre el rotor.



(d) Calibración del túnel de viento mediante una anemómetro de aspas.

Figura 4.11: Túnel de viento y banco de pruebas usado para experimentar con los rotores manufacturados mediante tecnología 3D .]



(a) Fabricación múltiple de álabes de inducción para encontrar las propiedades buscadas en el prototipo.



(b) Fabricación múltiple de hubs aerodinámicos para encontrar aquel con menor grado de desbalanceo en el proceso de fabricación.



(c) Sensor efecto Hall montado sobre el generador y el imán sobre el cuerpo del rotor tal que permita sentir las revoluciones logradas por el rotor..



(d) Rotor de álabes de inducción con su instrumentación montada, su sistema de adquisición de datos y su guarda de protección para seguridad del operador.

Figura 4.12: Proceso de obtención de datos mediante la experimentación en el túnel de viento y su banco de pruebas.]

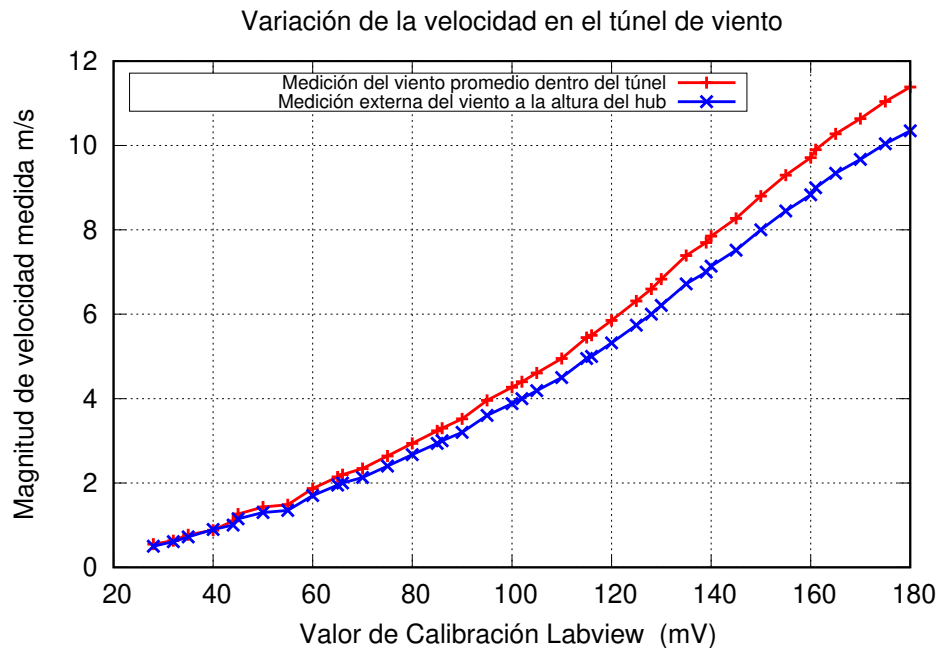


Figura 4.13: Velocidades de viento promedio medida en la sección transversal del túnel de viento y en la zona alrededor del hub.

modificar algunos parámetros, dicha información generada se guardaba en archivos. Los instrumentos se montaban en el experimento y como cada uno tenía un puerto de información diferente, se guardaban por separado las corridas de cada ensayo, provocando que muchos ruidos de mediciones se encontraran en las gráficas, así como información no útil. Con el paso de las pruebas y el análisis de resultados, nos dimos cuenta que las mediciones tenían problemas con los intervalos de tiempo, no se podía modificar el tiempo de muestreo y el manejo de la información generada era sumamente improductiva. Por esta razón, se diseñó un sistema de adquisición de datos para poder captarlos de mejor manera y darle un procesamiento mucho más fácil, además que consideramos que realizar nuestro propio sistema de adquisición de datos sería una manera más profesional de presentar los resultados. Se intentaron varias posibles soluciones. En primer lugar se intentó acceder a las lecturas directas de las mediciones utilizando código de programación en C++, encontrando que las salidas de datos no tenían la manera de mostrar los resultados sin su propia interfaces, es decir que la información de salida de los instrumentos venía cifrada en un código hexadecimal y nunca se pudo hacer la transformación pertinente al lenguaje de C++. Después de investigar bibliográficamente y preguntar a personas expertas en el tema, se encontró que todo ese proceso se podría solucionar mediante la adquisición de datos en un arduino y posteriormente ser procesado con Labview. En una primera etapa se acopló unas señales virtuales de lectura mediante la tarjeta de arduino. Se trabajó por bloques de instrumentos o de señales, para asegurar cada lectura y agrupar todas las señales de manera secuencial. Se hizo toda la interfaz gráfica del programa



para garantizar la adquisición y procesamiento de datos mediante los lazos de control, logrando excelentes resultados.

Cuando se procedió acoplar los instrumentos físicos, notamos que existía la misma problemática que se encontró en C++, pues las señales de salida de los instrumentos no eran codificadas de buena manera en el arduino. Por tal razón se abortó la idea de utilizar los instrumentos que se tenían previamente y se optó por utilizar sistemas auxiliares propias de arduino para poder hacer la adquisición de datos. A continuación, se explican de manera separada, como se instrumentó cada sensor requerido.

Para medir las revoluciones se utilizó un sensor efecto Hall. Los sensores Hall se utilizan para la medición de campos magnéticos o para la determinación de la posición en la que está mediante la ruptura de su campo magnético. Consiste en un conjunto de imanes situados a cada lado de un circuito eléctrico. Cuando el equilibrio de estos imanes se ve alterado por un campo magnético externo, el equilibrio se rompe y el circuito manda una señal digital en forma de abierto (I) que indica que el campo magnético ha sido interrumpido, gracias a esta señal se aprovecha para conocer la frecuencia (f) con la que se está interrumpiendo dicho campo magnético. Para nuestras pruebas se tiene un sensor efecto Hall de aproximadamente de 3 cm de largo que está conectado y alimentado mediante la tarjeta arduino a 5V, el elemento excitador será un imán colocado en alguna posición en el hub de la turbina. El imán del hub será el encargado de romper el campo magnético del sensor Hall y al encontrarse conectado al arduino, este se encargará de detectar la señal digital abierta, procesarla y dar el valor correspondiente al que está girando el rotor. La figura 4.12(c) visualiza la posición del sensor efecto hall y el imán que interrumpe su campo magnético.

La medición de voltaje se va a tomar de manera directa con el sensor FZ0430 de arduino. Se utilizaron las dos terminales del generador como fuente y el sensor FZ0430 es el encargado de hacer la transformación mediante resistencias que permiten conocer el valor medido. Este sensor nos proporciona una salida analógica que es enviada a la tarjeta arduino y nos proporciona el valor que está proporcionando el generador eléctrico de la turbina.

Respecto a la velocidad del viento se intentó acoplar al arduino un Anemómetro de copas. Cabe mencionar que con el sensor se tuvieron que hacer múltiples adaptaciones (de elementos electrónicos y de programación) para poder obtener la medición teniendo resultados no satisfactorios por lo que se decidió abandonar esa idea. Una manera indirecta de conocer el valor de la velocidad del viento es mediante el control del túnel de viento. A medida que se realizaron los ensayos, nos dimos cuenta que existía una variación en las ráfagas de viento de todas las pruebas que se hicieron en el túnel de viento. La velocidad del ventilador en el túnel se controla mediante un potenciómetro graduado conectado a un cerebro principal (caja gris en la figura 4.14(b)), al mover este elemento nos proporciona una velocidad equivalente a la velocidad de viento para la cual está diseñada, esta situación provoca que la manipulación esté sujeta a la sensibilidad de la



persona que lo está operando. La imagen 4.14(b) muestra el sistema de control implementado para el control del voltaje de alimentación del túnel de viento.

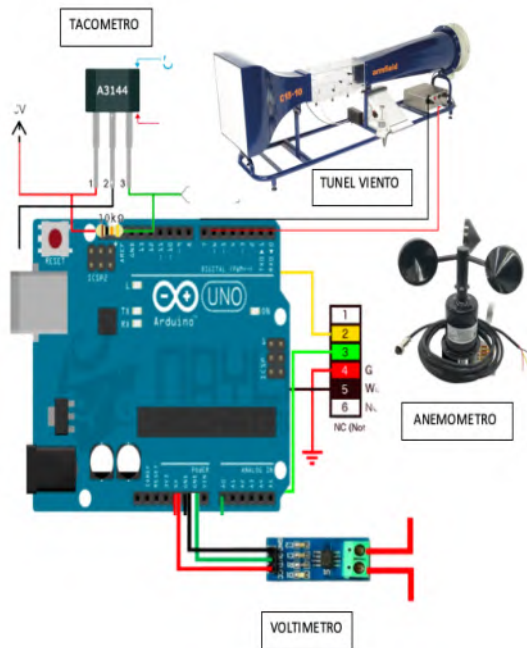
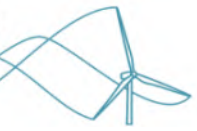
Estas variaciones provocan que los análisis no se comparen en el mismo intervalo de tiempo y por tanto los análisis del arranque no se estén analizando bajo las mismas circunstancias, pudiendo tener valores de lectura diferentes. Estas diferencias de ráfagas se producen porque el control de la velocidad del viento es meramente manual. Por esta razón se decidió agregar el control de túnel en el arduino. Se sustituyó el potenciómetro por un variador de voltaje digital, de esta manera los incrementos se producen de manera más exacta, pues se programa un pequeño código para indicarle al variador que asigne un valor específico y lo mantenga. Con esta adaptación se evita el error de control por el factor humano y nos proporciona rachas de viento en el mismo intervalo de tiempo y con la misma magnitud, además que permite hacer códigos dentro del labview para programar ráfagas transitorias vas con el tiempo con lo que abre la posibilidad no solo de evaluar comportamiento instantáneos si no de evaluar situaciones donde el viento presenta cambios drásticos mas apegados a un funcionamiento real. La figura 4.14(a) muestra el esquema del programa de adquisición de datos propuestas con arduino y complementariamente en las imágenes 4.15 y 4.16 muestra la interfaz gráfica del entorno de control en Labview y su visualización gráfica.

Se tuvo que rediseñar el hub o agarre de las aspas debido a que se presentó vibración excesiva producido por desbalances relacionado con el torque de apriete. Con el nuevo modelo se eliminó la vibraciones existente, además que la nueva forma facilitó el montaje del imán para el funcionamiento del sensor efecto hall. La figura 4.17 muestra la forma del nuevo hub.

## 4.5. Proceso de validación de la metodología

Nuestra metodología para el análisis de torque en estado estacionario (velocidad de rotación cero) fue la siguiente:

- 1. Se diseñó un rotor tradicional de 50 W utilizando la teoría BEM para estudiar teóricamente las propiedades aerodinámicas. Esta turbina se denominará modelo de referencia (50W-RM).
- 2. El 50W-RM se fabricó con una impresora 3D y se probó en un pequeño túnel de viento para obtener los valores reales del par de arranque. Al mismo tiempo, se propuso una configuración inicial de CFD.
- 3. Los valores de torque obtenidos en el túnel de viento del punto 2 se usaron como referencia para validar el modelo CFD del 50W-RM. Además, definimos las condiciones de frontera, el modelo de turbulencia y la configuración general para resolver correctamente la interacción cuerpo-fluido.



(a) Instrumentación propuesta en Arduino con un voltímetro, tacómetro y anemómetro para medir desempeño en el banco de pruebas..



(b) Proceso de control del túnel de viento mediante la tarjeta de arduino.



(c) Medición de respaldo mediante un tacómetro laser y una superficie reflectiva..



(d) Medición de variables en operación nominal para un rotor de álabes de inducción.

Figura 4.14: Instrumentación realizada para la obtención de datos de operación de los prototipos.]

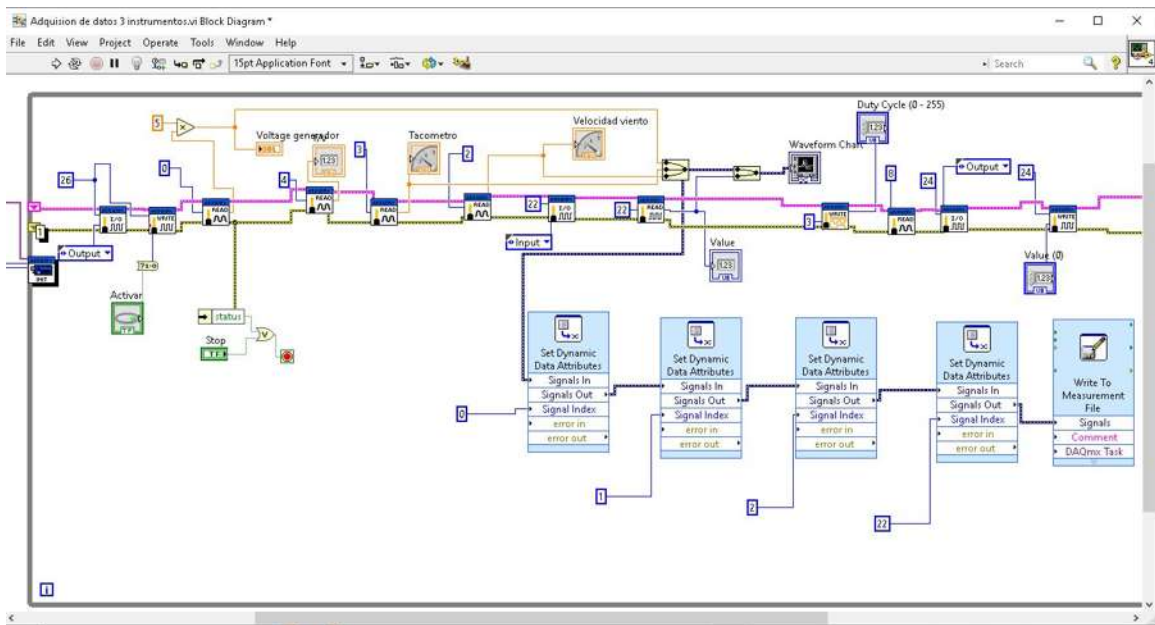


Figura 4.15: Diagrama de bloques del programa en LABVIEW que controla el sensado de variables.

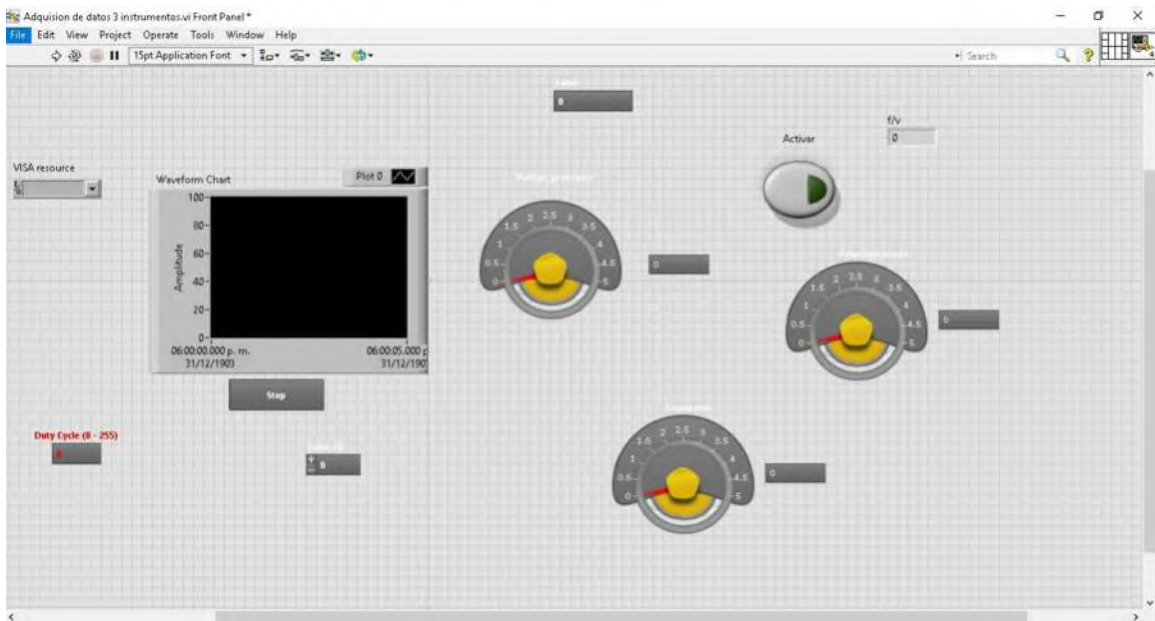
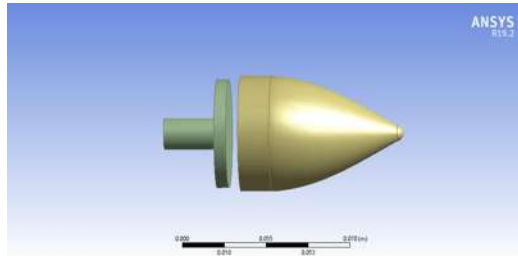
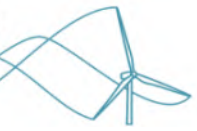
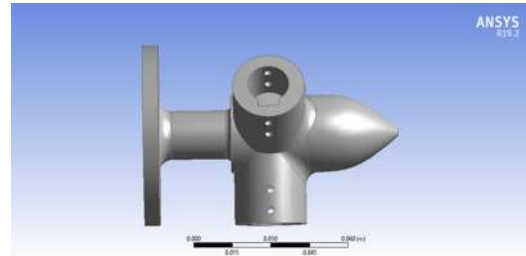


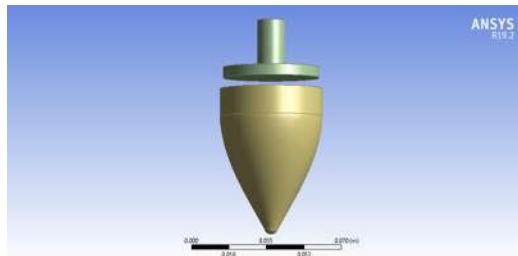
Figura 4.16: Pantalla de mediciones del programa en LABVIEW que controla el sensado de variables.



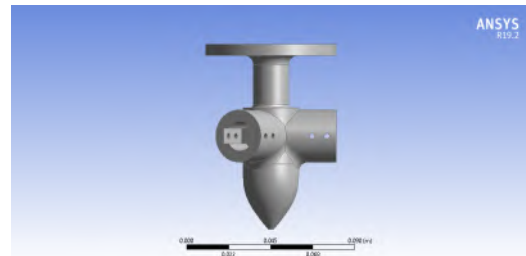
(a) Vista lateral del hub anterior usado para armar el rotor.



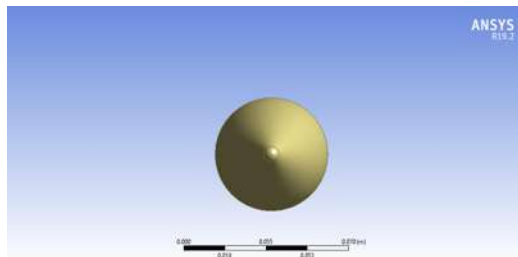
(b) Vista lateral del nuevo hub usado para armar el rotor y facilitar el sensado de propiedades.



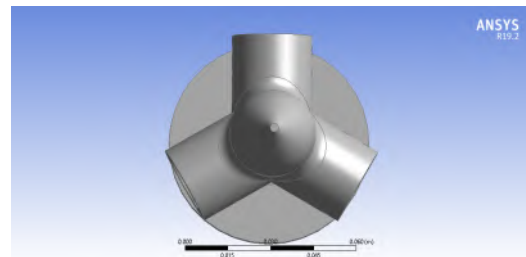
(c) Vista superior del hub anterior usado para armar el rotor.



(d) Vista superior del nuevo hub usado para armar el rotor y facilitar el sensado de propiedades.



(e) Vista frontal del hub anterior usado para armar el rotor



(f) Vista frontal del nuevo hub usado para armar el rotor y facilitar el sensado de propiedades.

Figura 4.17: Comparación de vistas entre el hub anterior y el hub nuevo propuesto para evitar desbalanceo por apriete]

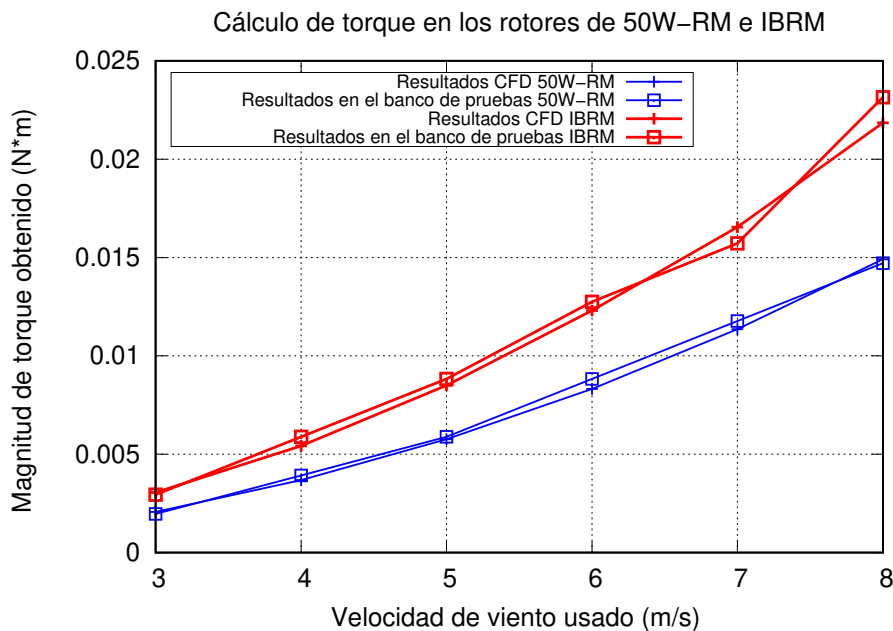


Figura 4.18: Comparación del torque medido en el túnel de viento y el obtenido mediante simulación CFD.

- 4. Para estudiar el análisis aerodinámico de un rotor con álabes de inducción, al ser un nuevo diseño sin información sobre su comportamiento y al ser un fenómeno con características similares a las turbinas tradicionales, usamos la configuración Fluent de 50W-RM como referencia.
- 5. Tras el análisis numérico utilizando el CFD con álabes de inducción y comprobando su mejora en el par de arranque, se fabricó un prototipo de IB de la misma forma: utilizando una impresora 3D y midiendo su desempeño de torque en el mismo túnel de viento. Este paso con el objetivo de validar el comportamiento aerodinámico del rotor de inducción en los estudios de CFD.

La figura 4.18 muestra la comparativa de resultados obtenidos mediante CFD y los valores medidos en el túnel de viento para el modelo de referencia 50W-RM y para el diseño de partida de álabe de inducción que en lo subsecuente se llamará IBRM (Induction Blade Reference Model). La optimización de la presente investigación se debe comparar contra estos dos diseños (50W-RM e IBRM), ya que se busca tener mejores características aerodinámicas que IBRM y mejor desempeño general que una turbina de álabes tradicional, que está representado por el modelo 50W-RM. Se aprecia la cercanía de resultados entre ambas metodologías, usando CFD y midiendo con el torquímetro, el cual ronda valores de entre 3% y 8%, por lo que esta metodología es una opción viable y confiable para llevar a cabo el proceso de optimización buscado.

## Capítulo 5

# Optimización

### 5.1. Consideraciones en la optimización.

Un proceso de optimización implica tener parámetros de entrada tal que modifiquen el comportamiento de la variable a estudiar, por lo que naturalmente se trata de un proceso iterativo. También se busca la obtención de resultados sin un alto tiempo de procesamiento usuario-computadora, por lo que en un proceso de este tipo, es de vital importancia la automatización de las tareas del proceso. Por esta razón en esta investigación se propone un proceso de lazo abierto tal que al comparar los resultados de cada proceso de evaluación el diseñador determine con base a su experiencia cuales son los mejores resultados.

El objetivo principal de esta investigación es optimizar el torque de arranque del rotor de álabes de inducción en un modelo de 50 watts sin sacrificar las prestaciones de potencia en velocidad nominal. Este proceso conlleva un gran número de subprocesos o sub áreas de evaluación en distintos softwares, necesarias para poder conocer el mejor diseño posible.

Se consideran las siguientes función objetivo y sus respectivas restricciones

$$Q_s = \frac{1}{2} N \rho U^2 R^3 I_c p \quad (5.1)$$

$$P_{IB} = T \Omega \quad (5.2)$$

$$\Pi_{max} = \frac{Q_s}{M_i} \quad (5.3)$$

Los modelos optimizados debe maximizar la función de torque de arranque en la ecua-



ción 5,1 sin disminuir la potencia de salida, en relación con una turbina de 50 watts de referencia del mismo radio, es decir  $P_{IB} \geq P_{50WRM}$ . Además que se debe considerar que el diseño de IB debe satisfacer la condición tal que el modelo resultante debe cumplir con la relación máxima entre torque que genera y el momento de inercia total de su diseño. Esta relación se representa en la ecuación 5.3

A continuación se describen a detalle los procesos y etapas que involucra el proceso de optimización planteado en esta investigación.

### 5.1.1. Parámetros del diseño para ambas referencias

La turbina que se diseña en la presenta investigación es probada en condiciones controladas de laboratorio. Por tal motivo para disminuir el costo de fabricación y la adaptación de equipo para realizar las pruebas, se decidió que el rotor sea de 50 Watts y una velocidad nominal de operación de viento de 8 m/s. Además se considero las propiedades del viento a 20°C, un coeficiente de potencia ideal de operación de  $C_p = 0,59$  y velocidad relativa de punta  $\lambda = 9$ . Estos parámetros combinados con un perfil NACA 4412 nos permitió diseñar una turbina con las características que se describen en la tabla 5.1 y cuya distribución de ángulos y cuerdas se representan en las figuras 5.1 y 5.2.

La figura 5.1 representa la magnitud de los ángulos mas importantes del diseño de 50W-R. La linea azul visualiza la distribución del ángulo de ataque  $\alpha$  cuyo valores ronda  $6.5 \leq \alpha \leq 4.25$ , empezando con 6.5 en la raíz y terminando en 4.25 en la punta. La linea verde visualiza la distribución del ángulo de asiento  $\beta$  cuyo valores ronda  $28 \leq \alpha \leq 0$ , empezando con  $28^\circ$  en la raíz y terminando en 0 en la punta y finalmente la linea roja visualiza la distribución del ángulo de flujo  $\phi$  cuyo valores ronda  $35 \leq \alpha \leq 4.22$ , empezando con  $35^\circ$  en la raíz y terminando en  $4.22^\circ$  en la punta. La figura 5.2 visualiza el valor de las cuerdas en las secciones del álabes teniendo valores de 0.045 m en la raíz y 0.01 m en la punta.

Referente al diseño IBRM, recordemos que en la secciones anteriores se definieron los valores o parámetros que definen y conceptualizan este diseño. Recordando que en esencia el álabe  $B_2$  es una copia aerodinámica del álabes  $B_1$  lo que equivale al diseño de 50W-RM, por lo que las distribuciones de ángulos y cuerdas también son atribuibles a este diseño. El diseño de referencia inicial de IBRM se diseñó con los parámetros  $D_X = 0.02$  m,  $D_Y = 0.026$  m,  $D_Z = 0.012$  m,  $L_2 = 0.15$  m,  $\Psi = 8^\circ$  y  $\theta = 0^\circ$ .

La figura 4.18 registra el comportamiento de torque de estos modelos y además en la tabla 5.2 se enlistan algunas otras propiedades interesantes para el estudio. Estas propiedades se consideran formando el rotor de 3 aspas, si se quisiera conocer alguno de esos parámetros tendría que dividirse entre 3, excepto para la relación II.



Parámetro	Valor	Unidades
Potencia Requerida (P)	50	Watts
Coeficiente de potencia (Cp)	0.593	s/d
Coeficiente de potencia real (Cpr)	0.47	s/d
Eficiencia Mecánica ( $\eta$ )	0.89	%
Velocidad Especifica ( $\lambda$ )	9	s/d
Numero álabes ( $N_a$ )	3	s/d
Velocidad de viento(V)	8	m/s
Densidad del viento ( $\rho$ )	1.225	$Kg/m^3$
Viscosidad Dinámica (Vd)	0.0000174	$Kg^*m/s$
Secciones Aerodinámicas (n)	50	s/d
Longitud de sección (dr)	0.00620197	m/s
Área de barrido ( $m^2$ )	0.302098974	$m^2$
Radio (r)	0.310098517	m
Diámetro (d)	0.620197033	m
Potencia disponible (Pd)	94.73823825	Watt
Potencia eléctrica salida	44.52697198	Watt
Velocidad de rotación	232.1842774	rad/s
Velocidad Tangencial punta ((Vt)	72	m/s
Velocidad relativa punta	72.44308111	m/s
Numero de Reynolds punta	5100159.446	s/d

Cuadro 5.1: Propiedades aerodinámicas del diseño de 50 watts

## 5.2. Variación de parámetros

El procedimiento general de la optimización se llevo a cabo mediante la evaluación de las propiedades aerodinámicas de los rotores en el software de Fluent evaluando el torque que se genera en el arranque, es decir velocidad de rotación cero y estado estático Se realiza así porque el proceso de arranque parte desde un estado de reposo debido a la incidencia del viento. Se analizó de manera inicial el torque de arranque producido en lo rotores de inducción a una velocidad de 4 m/s.

La optimización se basó en modificar los parámetros de IB tal que modifique su comportamiento aerodinámico y por tanto mejore el torque de arranque sin sacrificar la potencia de salida. El proceso se realizo mediante un análisis macro donde se evalúa el torque de arranque producido por variaciones de 0.01 m en los parámetros de los diseños, estos valores debidos al pequeño tamaño del rotor. Posteriormente se hace un ajuste fino con variaciones de 0.001 m en la parámetros y así encontrar los valores máximos de torque en el arranque. Para cada combinación de parámetros evaluada, se registra las propiedades de torque generado, el área expuesta que ocupa, el momento de inercia de su cuerpo, así como la relación  $\Pi$ . Posteriormente seleccionado el modelo que cumpla la función objetivo se probará su desempeño en velocidad nominal mediante una

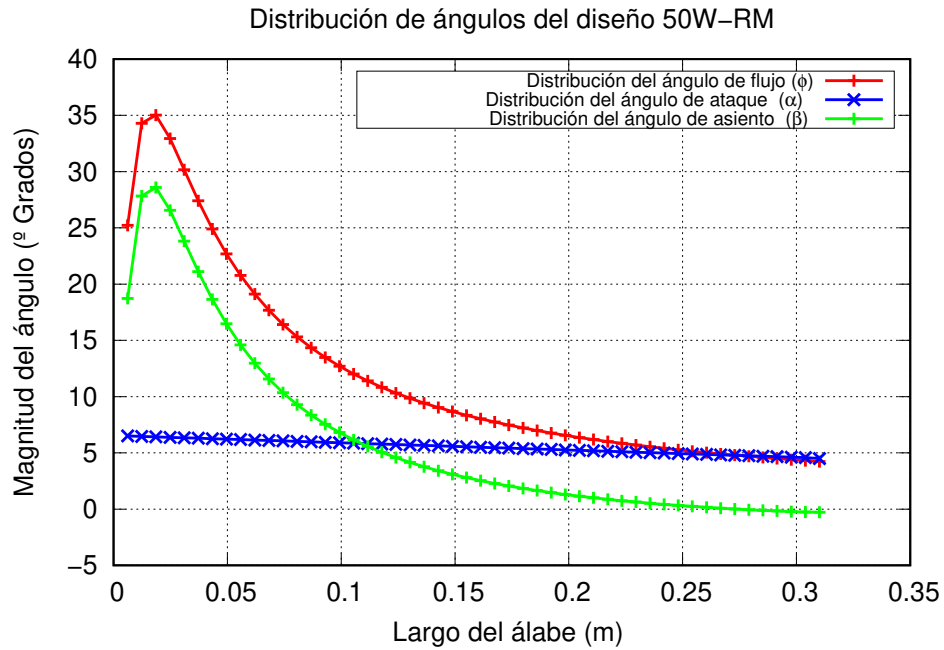
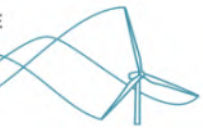


Figura 5.1: Distribución de ángulos de ataque  $\alpha$ , ángulo de paso  $\beta$  y ángulo de flujo  $\phi$  a lo largo del radio.

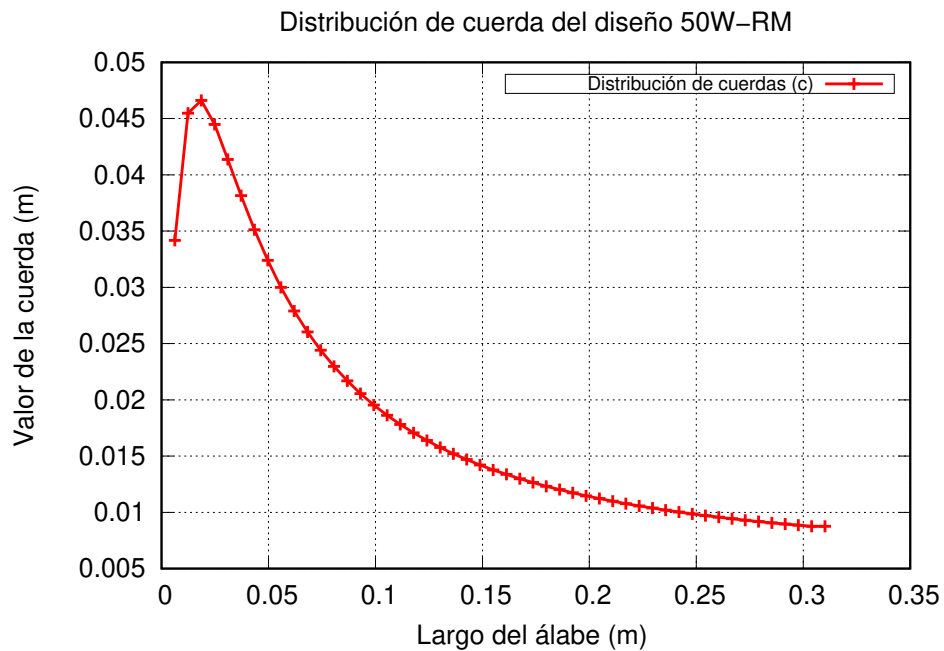


Figura 5.2: Distribución de las cuerdas a lo largo del radio.

simulación transitoria tal que permita conocer las propiedades del rotor producto de la incidencia del viento, esto mediante la técnica de 6DOF aplicada en Fluent. Recordamos que los parámetros



Parámetro	50W-RM	IBRM
Torque @ 4 m/s (N*m)	0.003681	0.005425
Torque @ 5 m/s (N*m)	0.005762	0.0085
Torque @ 6 m/s (N*m)	0.008319	0.01231
Masa (gr)	181.62	297.09
Volumen ( $cm^3$ )	74.43	121.74
Area expuesta ( $m^2$ )	0.04962	0.08946
Momento Inercia ( $Kg * mm^4$ )	0.001486	0.02273
Relación $\Pi$ (Torque entre momento de inercia)@ 4 m/s	2.62	2.46

Cuadro 5.2: Comparación de propiedades de los diseños de referencia

que componen la forma aerodinámica del rotor IB son  $D_X, D_Y, D_Z, \psi, \phi$  y  $L_2$ .

En el inicio de la optimización se propusieron los siguientes valores para  $D_X = 0, 0.01$  m,  $0.02$ m y  $0.03$ m, para  $D_Y$   $0.02$ m y  $0.03$ m y para  $L_2 = 0.05$ m,  $0.1$ m Y  $0.15$  m., haciendo combinaciones entre ellas. Se hizo la combinación de estos parámetros empezando por las longitud mas grande de  $L_2 = 0.15$ m, tomando cada valor de  $D_X$  y uno de  $D_Y$  hasta cubrir todas las posibles combinaciones. El angulo  $\psi$  y  $\phi$  se dejó fijo en  $8^\circ$  y  $0^\circ$  respectivamente. Se realizaron en total 50 simulaciones con la combinación de parámetros descritos cuyos resultados se muestran en las tablas 5.3 y 5.4. Los encabezados de las tablas son: "Dis" que es referente al número consecutivo de diseño analizado, "S.I" que corresponde a la sección aerodinámica inicial del álabes de inducción, "S.F" que hace referencia a la sección aerodinámica final. Se analizan algunas percepciones sobre los diseños.

Se encontró que cuando el parámetro de desfase lateral adopta el valor  $D_X = 0$ , la contribución al torque adicional es nula para cada posible combinación de longitud de álabes  $L_2$  y por tanto la relación  $\Pi$  tiende a disminuir (Diseños 1,5,9,13,17 y 21). Las combinaciones con los parámetros  $D_X = 0.03$  m y  $D_Y = 0.03$ m, se descartaron de inmediato por la complejidad para poder manufacturar el diseño, pero era notorio que el aumento del torque existía (Diseños 8,16, y 24). Se apreció también que para las combinaciones en particular  $L_2 = 0.15$ m,  $D_X = 0.02$  m y  $D_Y = 0.03$  (Diseño 23), y  $L_2 = 0.15$ m,  $D_X = 0.02$  m,  $D_Y = 0.02$  (Diseño 24) el torque de arranque aumenta, pero también lo hace el momento de inercia. provocando que para el diseño 24 la relación  $\pi$  disminuya. Se comprobó entonces que valores mas pequeños de  $D_X$  y  $D_Y$ , provocan la mejor relación  $\Pi$ . Así se reforzó la idea que el torque extra producido es una combinación entre el área expuesta y la zona de baja presión entre las aspas.

Adicionalmente se encontró que para parámetros de  $D_X, D_Y$  iguales pero con longitudes de álabes  $L_2$  diferentes ( $0.15$  m,  $0.1$  m y  $0.05$  m) el torque total generado rondaba el mismo valor (Diseños 3, 11 y 19). Este curioso hecho nos llevo a identificar que el 70% del torque extra se produce en el 1/3 tercio de longitud del álabes de inducción  $L_2$ , es decir para valores alrededor de



<b>Dis</b>	<b>S.I</b>	<b>SF</b>	$\phi$	$D_X$	$D_Y$	$D_Z$	$L_2$
1	8	15	0	0	-0.02	-0.018	0.05
2	8	15	0	-0.01	-0.02	-0.018	0.05
3	8	15	0	-0.02	-0.02	-0.018	0.05
4	8	15	0	-0.03	-0.02	-0.018	0.05
5	8	15	0	0	-0.03	-0.018	0.05
6	8	15	0	-0.01	-0.03	-0.018	0.05
7	8	15	0	-0.02	-0.03	-0.018	0.05
8	8	15	0	-0.03	-0.03	-0.018	0.05
9	8	23	0	0	-0.02	-0.018	0.1
10	8	23	0	-0.01	-0.02	-0.018	0.1
11	8	23	0	-0.02	-0.02	-0.018	0.1
12	8	23	0	-0.03	-0.02	-0.018	0.1
13	8	23	0	0	-0.03	-0.018	0.1
14	8	23	0	-0.01	-0.03	-0.018	0.1
15	8	23	0	-0.02	-0.03	-0.018	0.1
16	8	23	0	-0.03	-0.03	-0.018	0.1
17	8	31	0	0	-0.02	-0.018	0.15
18	8	31	0	-0.01	-0.02	-0.018	0.15
19	8	31	0	-0.02	-0.02	-0.018	0.15
20	8	31	0	-0.03	-0.02	-0.018	0.15
21	8	31	0	0	-0.03	-0.018	0.15

Cuadro 5.3: Propiedades geométricas en los diseños 1-21



<b>Dis</b>	<b>S.I</b>	<b>SF</b>	$\phi$	$D_X$	$D_Y$	$D_Z$	$L_2$
22	8	31	0	-0.01	-0.03	-0.018	0.15
23	8	31	0	-0.02	-0.03	-0.018	0.15
24	8	31	0	-0.03	-0.03	-0.018	0.15
25	6	19	0	-0.01	-0.03	-0.012	0.15
26	6	19	0	-0.01	-0.03	-0.012	0.05
27	6	19	0	-0.02	-0.03	-0.012	0.1
28	6	19	0	-0.01	-0.02	-0.012	0.15
29	6	19	0	-0.02	-0.02	-0.012	0.1
30	8	15	0	-0.02	-0.026	-0.018	0.1
31	8	23	0	-0.02	-0.026	-0.018	0.1
32	8	31	0	-0.02	-0.026	-0.018	0.1
33	6	19	0	-0.02	-0.026	-0.012	0.1
34	6	16	0	-0.02	-0.026	-0.012	0.1
35	6	15	0	-0.02	-0.026	-0.012	0.1
36	6	15	0	-0.02	-0.026	-0.012	0.1
37	5	14	0	-0.02	-0.026	-0.01	0.1
38	6	15	0	-0.02	-0.028	-0.012	0.1
39	6	15	0	-0.02	-0.024	-0.012	0.1
40	6	15	0	-0.02	-0.022	-0.012	0.1
41	6	15	0	-0.02	-0.02	-0.012	0.1
42	6	15	0	-0.022	-0.02	-0.012	0.1
43	6	15	-3	-0.019	-0.02	-0.012	0.1
44	6	15	-5	-0.019	-0.02	-0.012	0.1

Cuadro 5.4: Propiedades geométricas en los diseños 22-44

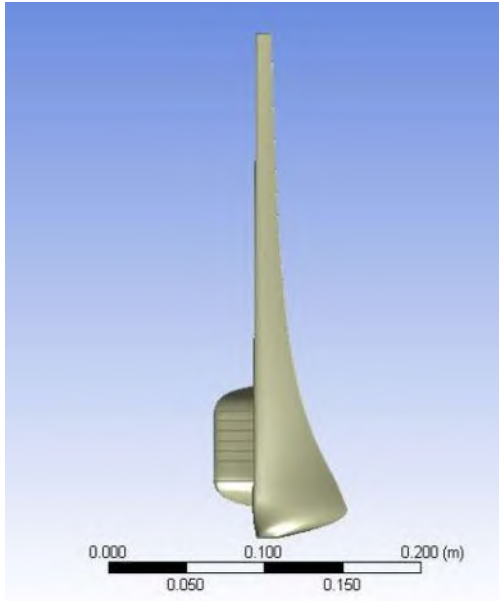
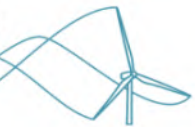


$L_2 = 0.1$  m. Así se dedujo que se genera la mayor proporción aurea del hueco de inducción en la zona baja de los álabes, de ahí que el mayor aporte provenga de esa zona, por lo que se decidió hacer algunos otras combinaciones con el valor de  $L_2$  fijo en el valor de 0.1 m. En este punto se encontró pues, que el aporte de torque extra no está regida unicamente por el área de contacto extra del álabe de inducción, si no que el hueco generado entre las dos aspas también contribuye a provocar una caída de presión tal que pueda ser aprovechado en el arranque (efecto venturi localizado).

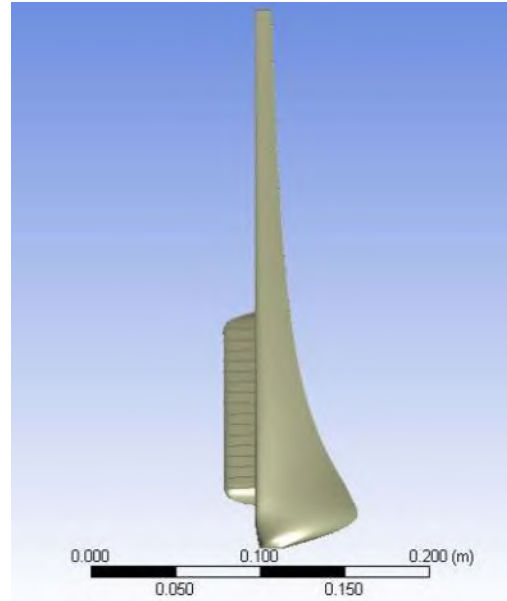
De los 44 diseños principales se seleccionó uno de cada grupo de 4 diseños probados y que no fueron descartados inmediatamente, ya que poseen propiedades inerciales y de torque que desarrollan valores máximos dentro de su subgrupos de análisis, provocando que la función  $\Pi$  sea predominantemente grande. El análisis particular se reduce entonces a 10 posibles candidatos entre los que se encuentran: D3, D8, D11, D23, D29, D32, D37, D42, D43, y D44, la letra D denota el diseño correspondiente de las tablas. A continuación se muestra unas gráficas con la comparación de sus propiedades geométricas ( vista frontal figuras 5.3,5.4,5.5 y vista lateral 5.6,5.7,5.8) . También evaluando el torque que generan en un rango de velocidades de 4 a 8 m/s figuras 5.9 y 5.10, el momento de inercial de cada diseño, figuras 5.11 y 5.12 así como la relación  $\Pi$  en las figuras 5.13 y 5.14.

El valor de la función  $\Pi$  para el diseño de 50W de referencia es alrededor de 2.62 considerando el torque a 4 m/s. Se compararon los valores correspondientes para varios de los diseños obtenidos, y se decidió que la selección sería unicamente con los diseños que tengan valores por encima de 2.62. Filtrados entonces los modelos con parámetros que cumplían esa restricción fueron: modelo D 41 con  $D_X = -0.02$ m,  $D_Y = 0.02$  m,  $L_2 = 0.1$ m y factor 2.69, D 42 con  $D_X = -0.022$ m,  $D_Y = 0.02$  m,  $L_2 = 0.1$ m y factor 2.77, D 43 con  $D_X = -0.019$ m,  $D_Y = 0.02$  m,  $L_2 = 0.1$ m y factor 2.78, D 44 con  $D_X = -0.18$ m,  $D_Y = 0.02$  m,  $L_2 = 0.1$ m y factor 2.76 y finalmente D 45 con  $D_X = -0.018$ m,  $D_Y = 0.022$  m,  $L_2 = 0.5$ m y factor 2.7, ya que estos cinco diseños poseían valores por encima de 2.62.

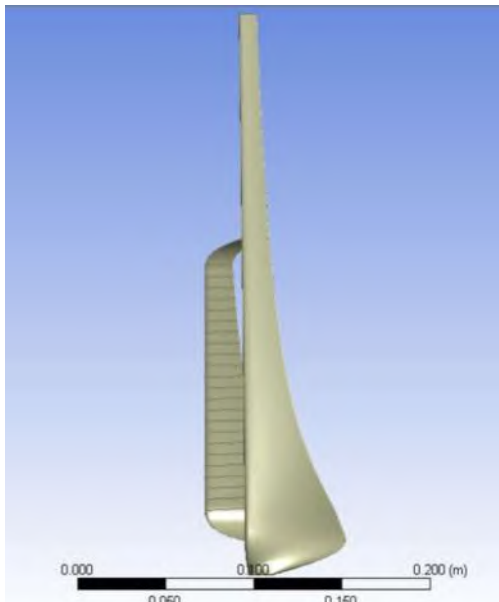
El análisis del mejor diseño no puede estar completo sin considerar el comportamiento en estado de movimiento o giratorio, es decir cuando el rotor deja el estado estable y este ha comenzado a moverse hasta llegar a la velocidad de giro de diseño. Para analizar esta fase se requiere de un análisis de MRF, para evaluar el torque con el rotor girando, ya que elegir un modelo de álabes de inducción unicamente por el torque estático extra generado, seria un gran error. Para evaluar el comportamiento dinámico de los rotores en movimiento se realizó una simulación utilizando la técnica bien descrita y altamente usada como Motion Reference Frame, que consiste en inducir el giro del rotor para conocer las propiedades aerodinámicas que puede desarrollar, siempre teniendo en cuenta que estos valores deben ser contrastados con valores reales de operación del rotor o con alguna técnica de análisis que resuelva la interacción aire-turbina sin inducir propiamente el giro. Se probaron los modelos con la técnica de MRF y se registran los resultados para cada uno de los modelos finalistas de álabes de inducción propuestos anteriormente, encontrando resultados muy satisfactorios y algunos putos a considerar. Se visualizan los resultados en las figuras 5.16 y 5.17.



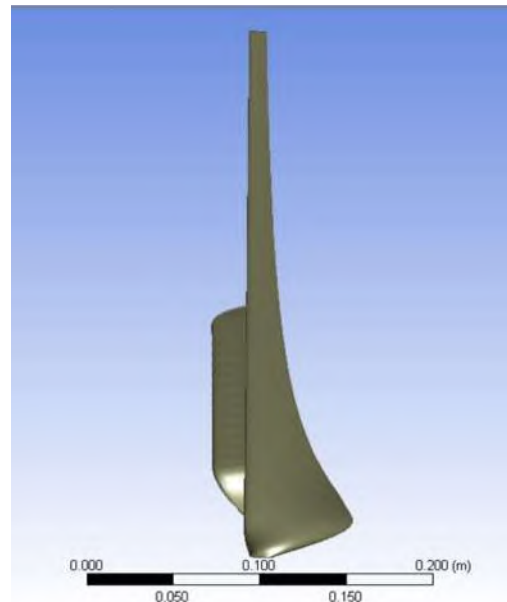
(a) Vista frontal del diseño 3 (D3) con parámetros de construcción  $D_X=-0.02$   $D_Y=0.02$   $L_2=0.05$ .



(b) Vista frontal del diseño 8 (D8) con parámetros de construcción  $D_X=-0.03$   $D_Y=0.03$   $L_2=0.05$ .

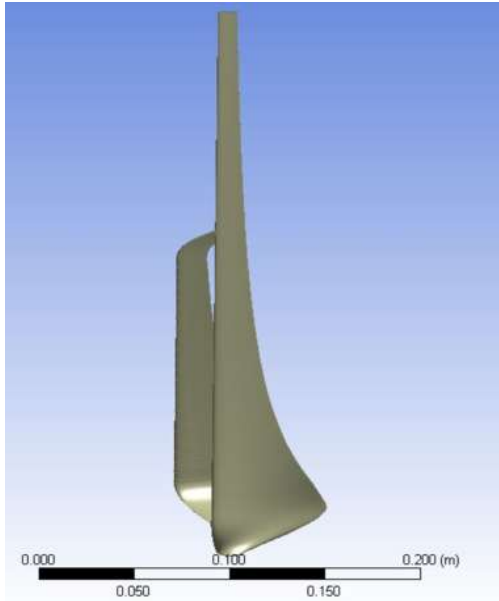
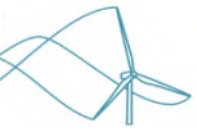


(c) Vista frontal del diseño 11 (D11) con parámetros de construcción  $D_X=-0.02$   $D_Y=0.02$   $L_2=0.1$ .

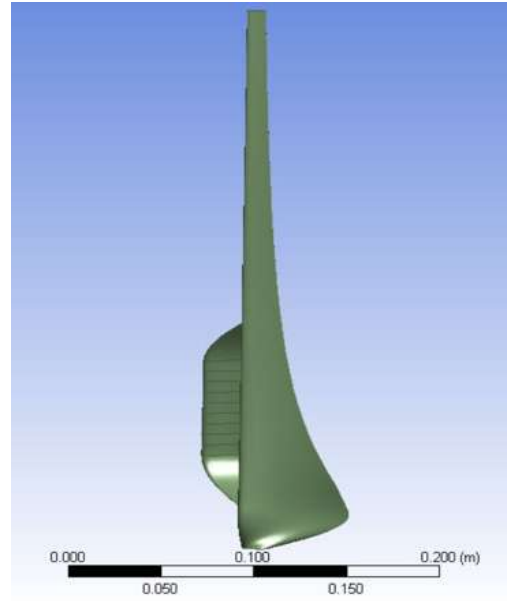


(d) Vista frontal del diseño 23 (D23) con parámetros de construcción  $D_X=-0.02$   $D_Y=0.03$   $L_2=0.15$ .

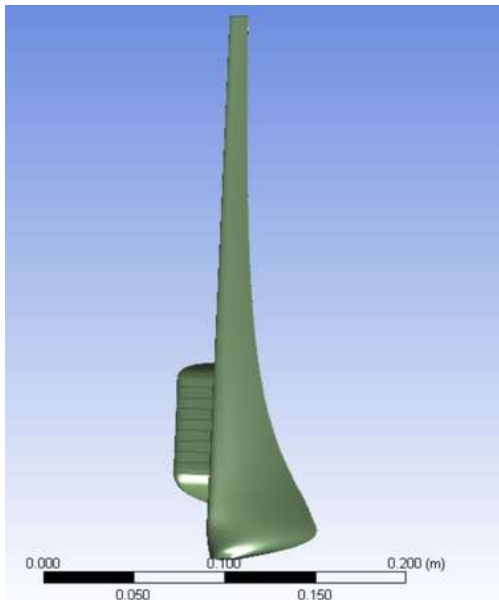
Figura 5.3: Vistas frontales de los modelos finales analizados para encontrar el diseño con los parámetros que generan mayor torque de arranque. Diseños 3, 8, 11 y 23



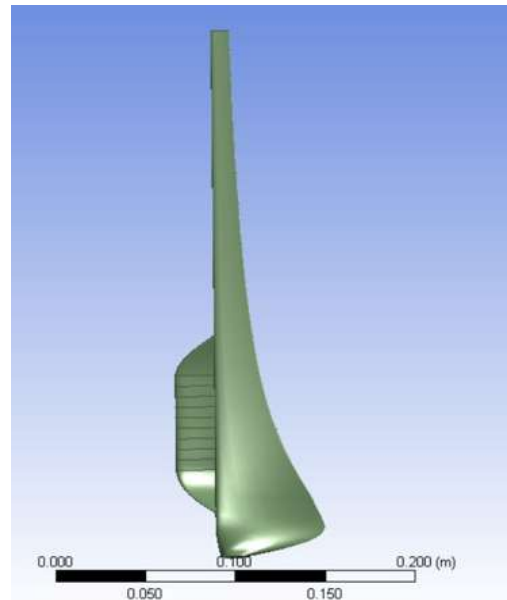
(a) Vista frontal del diseño 29 (D29) con parámetros de construcción  $D_X=-0.02$   $D_Y=0.02$   $L_2=0.1$ .



(b) Vista frontal del diseño 32 (D32) con parámetros de construcción  $D_X=-0.02$   $D_Y=0.026$   $L_2=0.1$ .

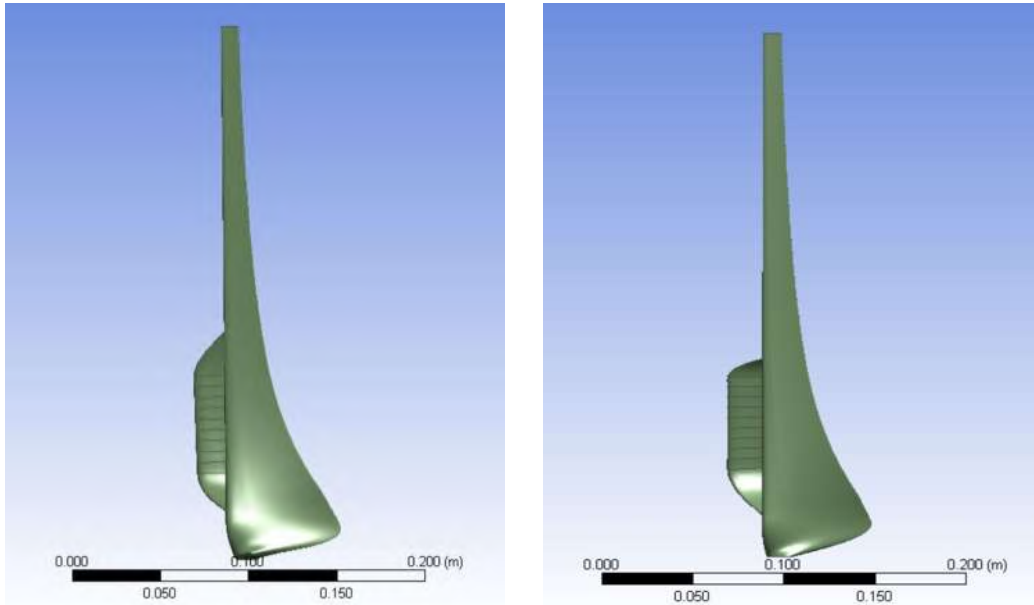
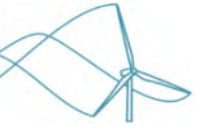


(c) Vista frontal del diseño 37 (D37) con parámetros de construcción  $D_X=-0.02$   $D_Y=0.022$   $L_2=0.1$ .



(d) Vista frontal del diseño 42 (D42) con parámetros de construcción  $D_X=-0.022$   $D_Y=0.02$   $L_2=0.1$ .

Figura 5.4: Vistas frontales de los modelos finales analizados para encontrar el diseño con los parámetros que generan mayor torque de arranque. Diseños 29,32,37 y 42]



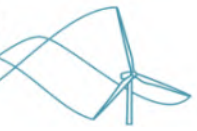
(a) Vista frontal del diseño 43 (D43) con parámetros de construcción  $D_X=-0.019 D_Y=0.02 L_2=0.1$ .

(b) Vista frontal del diseño 44 (D44) con parámetros de construcción  $D_X=-0.019 D_Y=0.02 L_2=0.1$ .

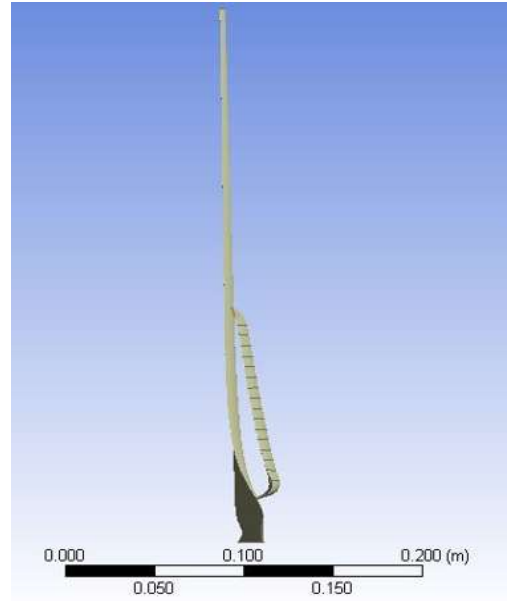
Figura 5.5: Vistas frontales del modelos finales analizados para encontrar el diseño con los parámetros que generan mayor torque de arranque. Diseños 43 y 44]

El momento de inercia resulta un factor muy importante en la selección del rotor, pues rotores con menores momentos de inercia D42, D43 Y D44, mostraron mejor desarrollo de torque en relación con los demás modelos. Otro dato importantes encontrado fue que diseños con valores  $D_Y$  mayores, es decir con D44 ( $D_Y = 0.019$ ) y D45 ( $D_Y = 0.020$ ), provocan un aumento en el arrastre del cuerpo provocando la perdida del funcionamiento del hueco de inducción, por lo que, mientras al álabes de inducción  $L_2$  se encuentre mas cercano al álabe principal desencadenará en un mejor desempeño aerodinámico, mejorando el paso de aire eficientemente aprovechado en sustentación extra. El diseño con mayor torque, que mantiene la potencia maxima de salida fue entonces el D43. El Modelo D43 fue producto de una optimización burda relativamente, es decir que se obtuvo el valor de los parámetros de construcción del diseño 43 modificando unicamente para dos parámetros principales y ( $D_x$  y  $D_y$ ). Para evaluar el comportamiento fino y completo de diseño se procede a variar los ángulos  $\phi$  que es uno de lo elementos de redirección del cuerpo de B2 por lo que se procede a modificar el angulo de incidencia para evaluar su comportamiento. La variación del angulo junto con los resultados se muestran a continuación en la figura 5.18. Las figuras 5.19 y 5.20. muestran el cambio de tamaño de la abertura del hueco producto de la variación del ángulo  $\phi$

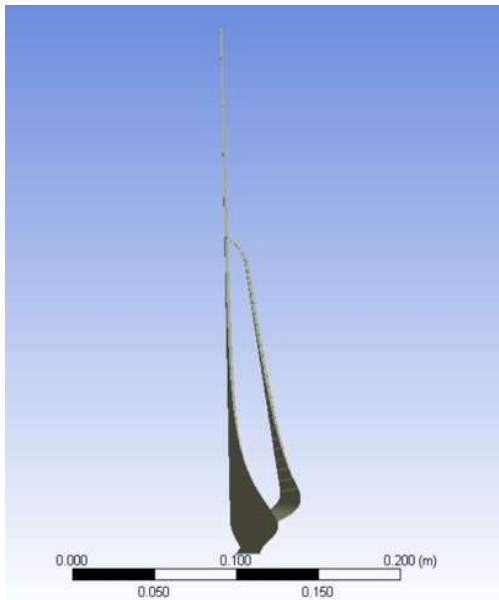
Se compararon los desempeños generales del torque en estado estático y en estado móvil en relación con el rotor de 50W-RM e IB-RM en su parte de dinámica de fluidos computacional,



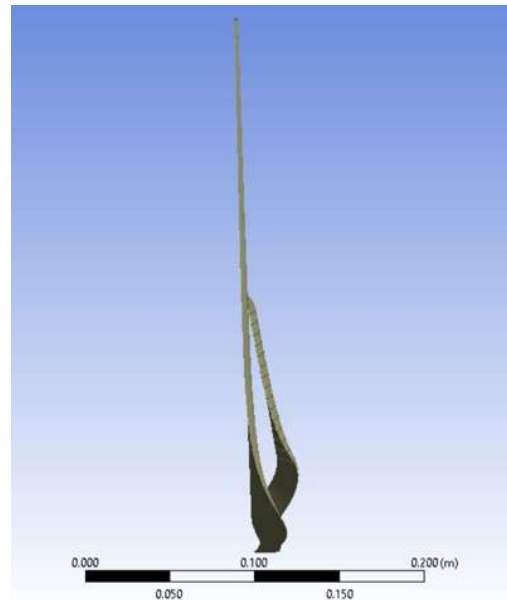
(a) Vista lateral del diseño 3 (D3 ) con parámetros de construcción  $D_X=-0.02D_Y=0.02 L_2=0.05$ .



(b) Vista lateral del diseño 8 (D8 ) con parámetros de construcción  $D_X=-0.03D_Y=0.03 L_2=0.05$ .

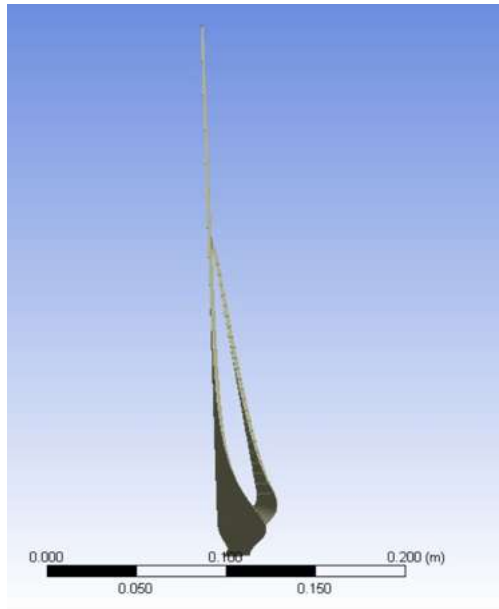
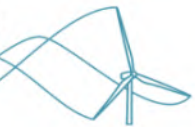


(c) Vista lateral del diseño 11 (D11 ) con parámetros de construcción  $D_X=-0.02D_Y=0.02 L_2=0.1$ .

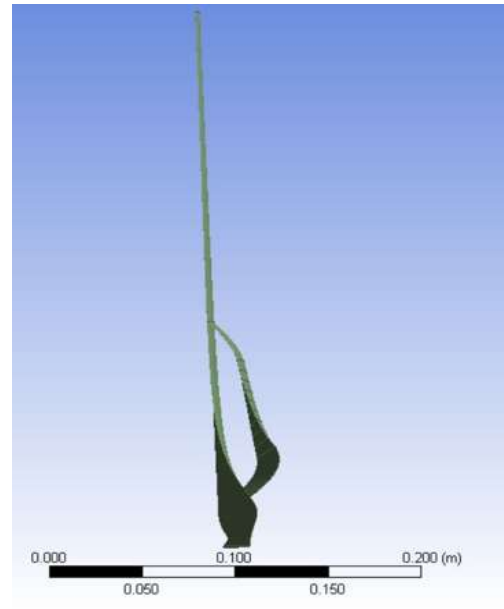


(d) Vista lateral del diseño 23 (D23 ) con parámetros de construcción  $D_X=-0.02D_Y=0.03 L_2=0.15$

Figura 5.6: Vistas laterales modelos finales analizados para encontrar el diseño con los parámetros que generan mayor torque de arranque. Diseños 3, 8, 11 y 23]]



(a) Vista lateral del diseño 29 (D29 ) con parámetros de construcción  $D_X=-0.02$   $D_Y=0.02$   $L_2=0.1$ .



(b) Vista lateral del diseño 32 (D32 ) con parámetros de construcción  $D_X=-0.02$   $D_Y=0.026$   $L_2=0.1$ .



(c) Vista lateral del diseño 37 (D37 ) con parámetros de construcción  $D_X=-0.02$   $D_Y=0.022$   $L_2=0.1$ .



(d) Vista lateral del diseño 42 (D42 ) con parámetros de construcción  $D_X=-0.022$   $D_Y=0.02$   $L_2=0.1$ .

Figura 5.7: Vistas laterales modelos finales analizados para encontrar el diseño con los parámetros que generan mayor torque de arranque. Diseños 29,32,37 y 42.]

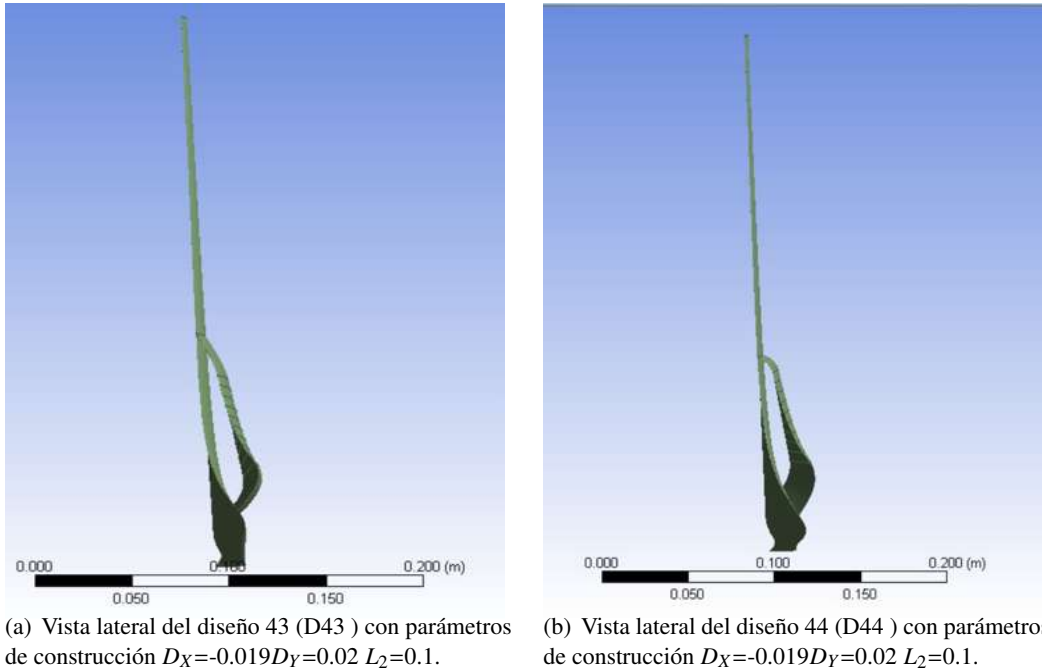
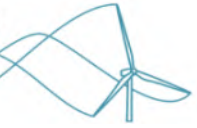


Figura 5.8: Vistas laterales modelos finales analizados para encontrar el diseño con los parámetros que generan mayor torque de arranque. Diseños 43 y 44]

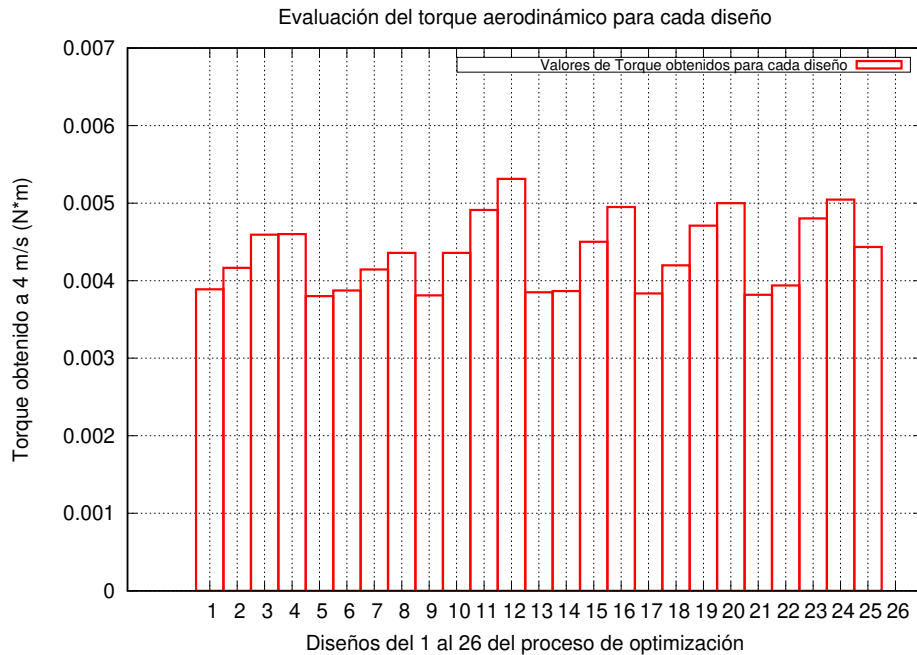


Figura 5.9: Valor del torque de arranque obtenido para los diseños del 1 al 25 a una velocidad de 4m/s

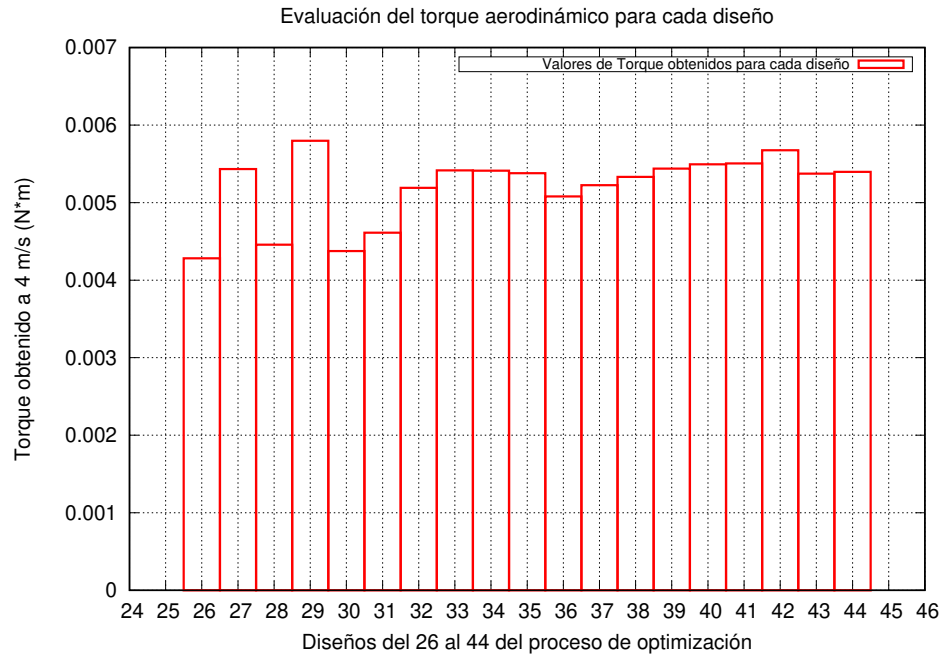
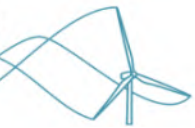


Figura 5.10: Valor del torque de arranque obtenido para los diseños del 26 al 44 a una velocidad de 4m/s

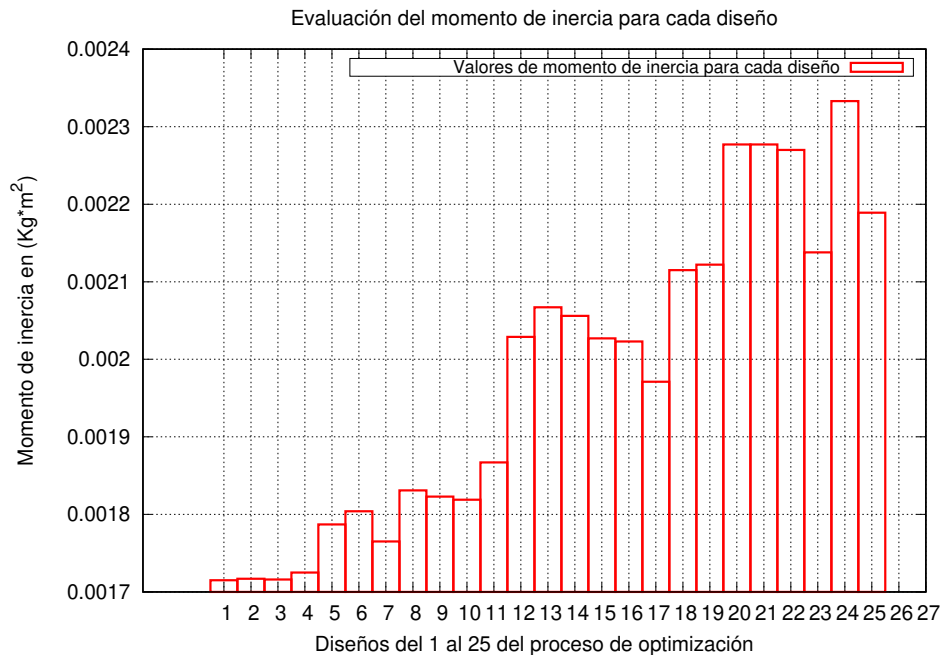


Figura 5.11: Valor del momento de inercia obtenido para los diseños del 1 al 26.

determinando que el modelo que puede ser considerado como el optimizado corresponde al diseño 43 con un ángulo de inducción de 10 grados, en lo posterior llamado IB43-10D. El siguiente ca-

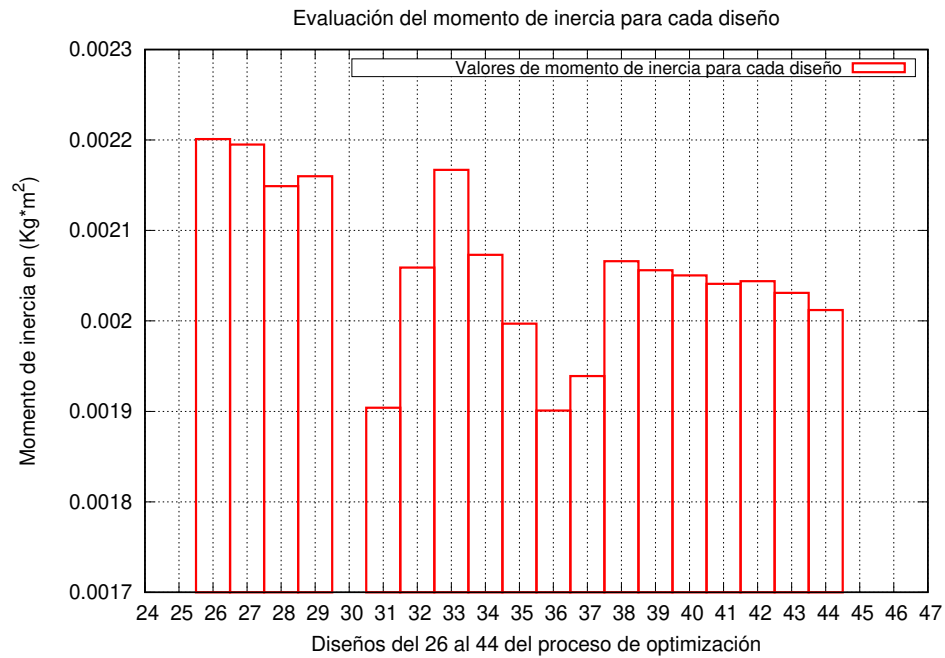
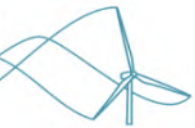


Figura 5.12: Valor del momento de inercia obtenido para los diseños del 26 al 44.

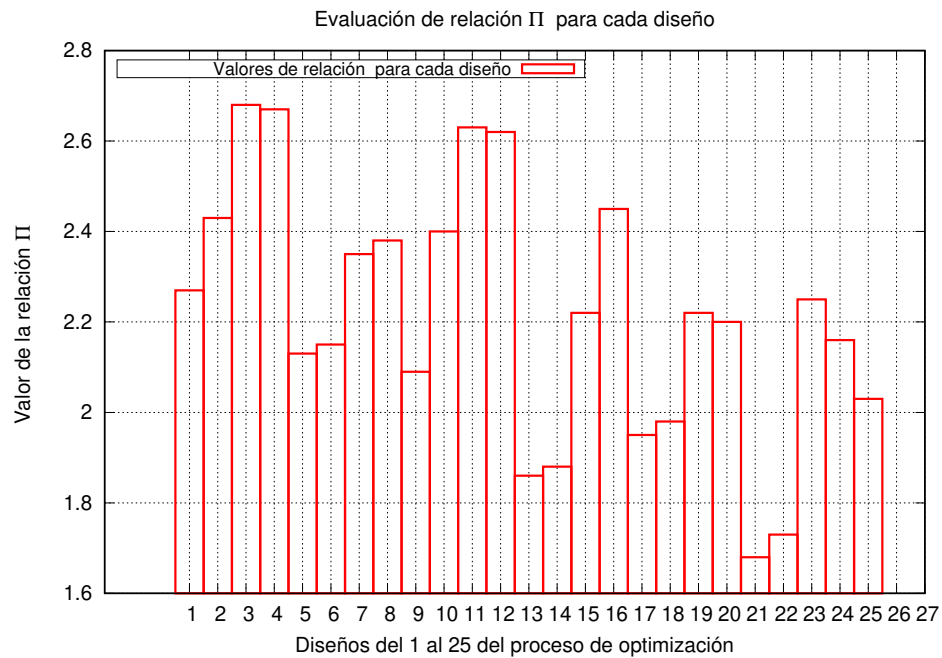


Figura 5.13: Valor del parámetro  $\Pi$  (Torque desarrollado entre momento de inercia) para los diseños 1 al 25.

pítulo se enfoca en comparar las propiedades geométricas y en la visualización de resultados entre los modelos de referencia y el diseño optimizado.

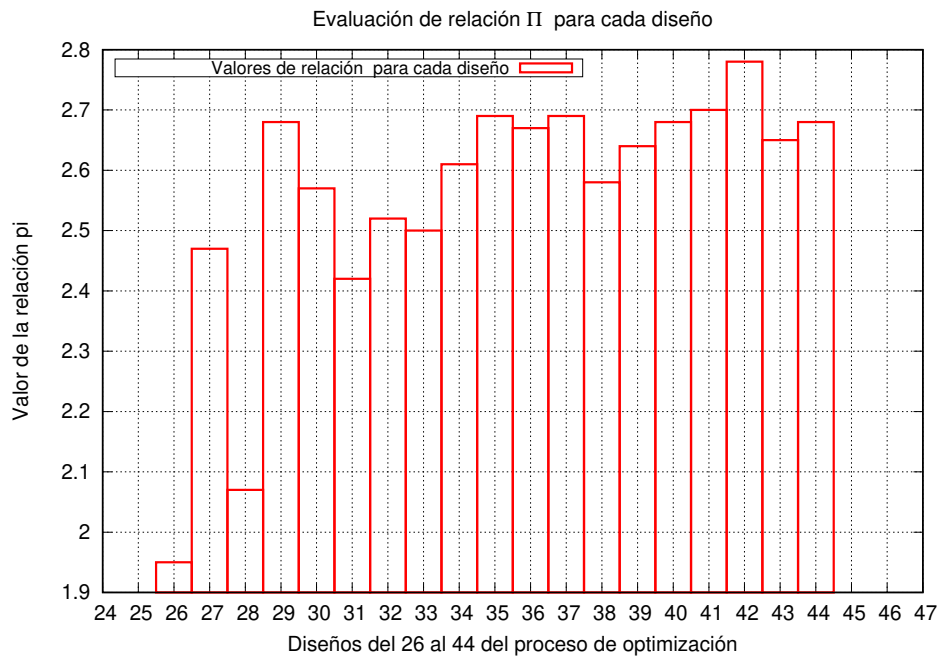
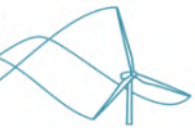


Figura 5.14: Valor del parámetro  $\Pi$  (Torque desarrollado entre momento de inercia) para los diseños 26 al 44.

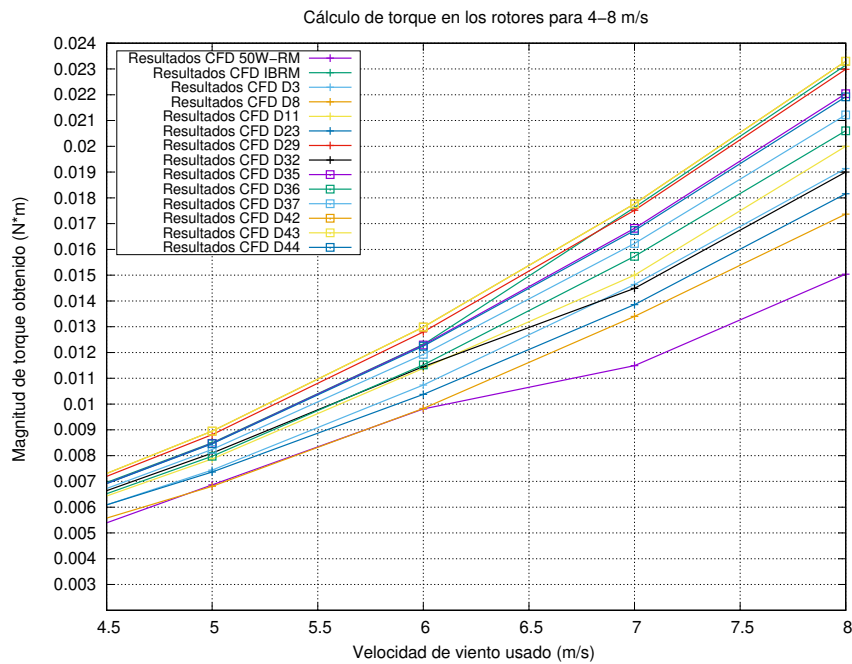


Figura 5.15: Evaluación del torque de arranque en los modelos finales de la optimización en un rango de velocidad de 4 a 8 m/s

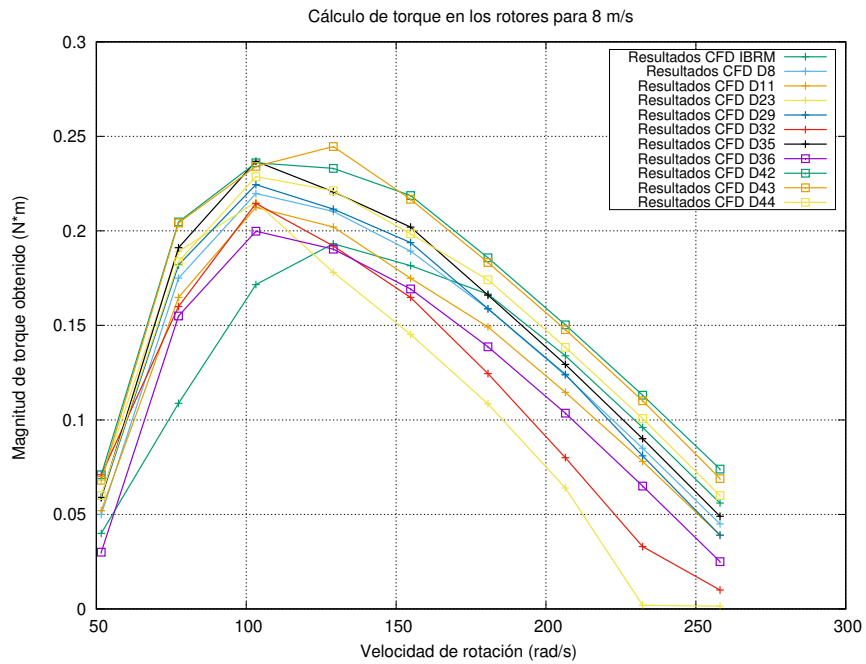
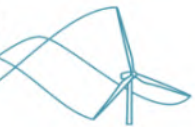


Figura 5.16: Evaluación del torque aerodinámico en los modelos finales de la optimización variando la velocidad de rotación. Comparación con los modelos de referencia

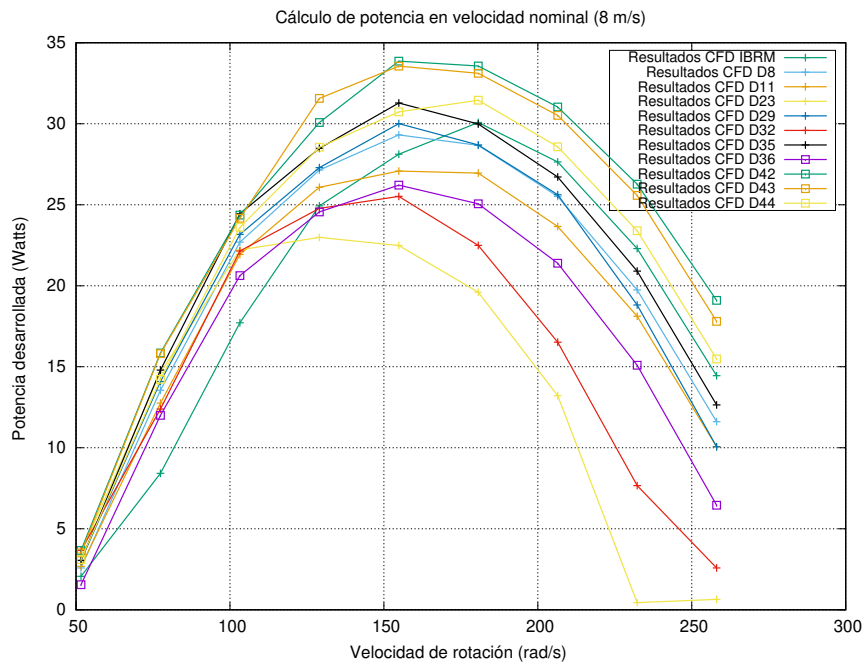


Figura 5.17: Evaluación de la potencia en los modelos finales de la optimización variando la velocidad de rotación. Comparación con los modelos de referencia

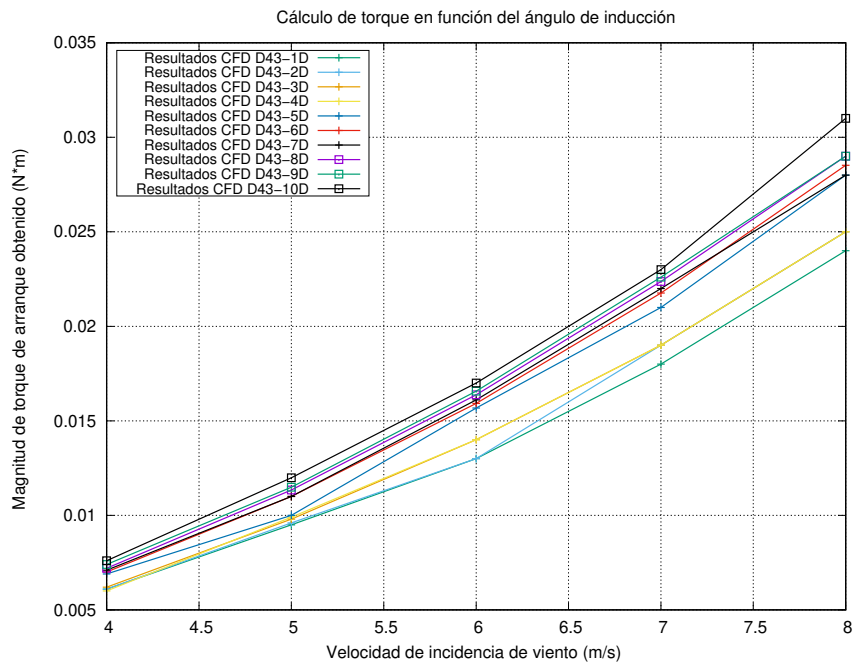
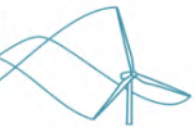
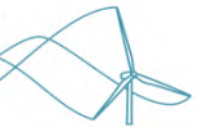
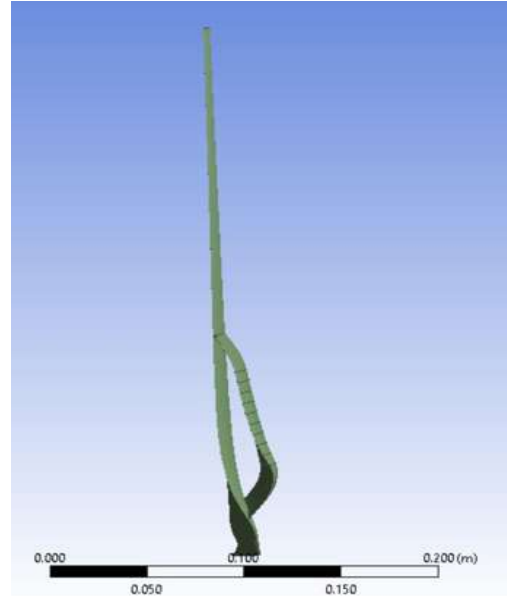


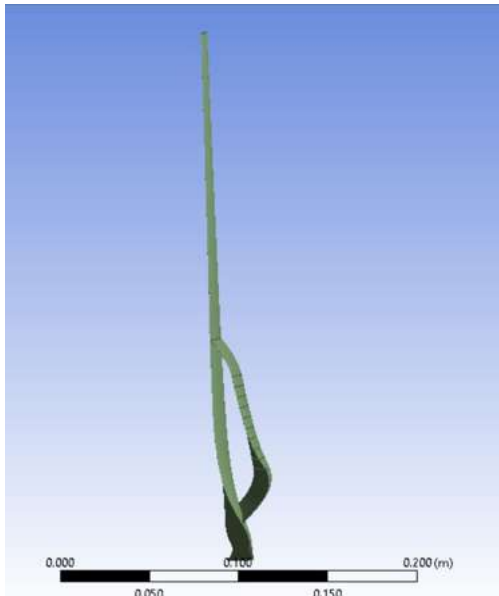
Figura 5.18: Variación del ángulo de inducción  $\phi$  y su comportamiento en la obtención del torque de arranque



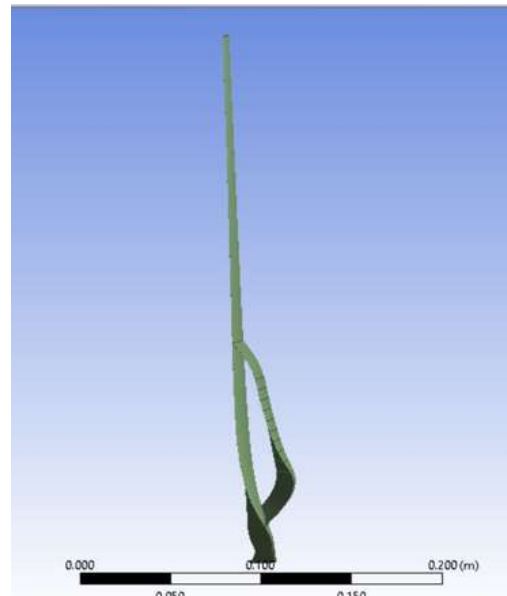
(a) Vista lateral del diseño de álabes de inducción 43 con ángulo de inducción  $\phi=0$ .



(b) Vista lateral del diseño de álabes de inducción 43 con ángulo de inducción  $\phi=2$ .

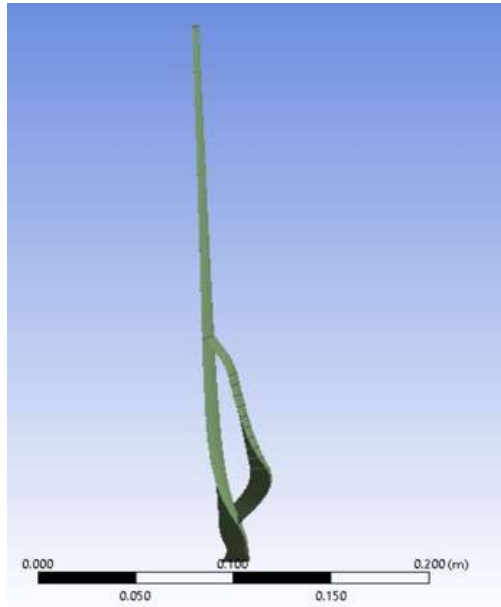
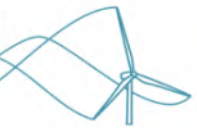


(c) Vista lateral del diseño de álabes de inducción 43 con ángulo de inducción  $\phi=4$ .



(d) Vista lateral del diseño de álabes de inducción 43 con ángulo de inducción  $\phi=5$ .

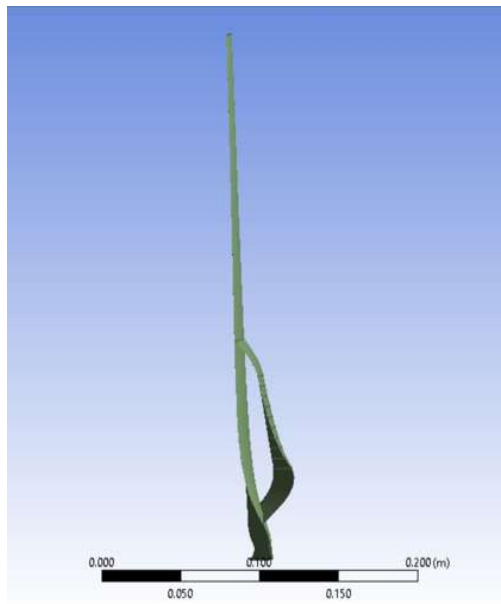
Figura 5.19: Variación del ángulo de redirección y su modificación en la abertura de la zona de inducción (Valores de 0 a 5).]



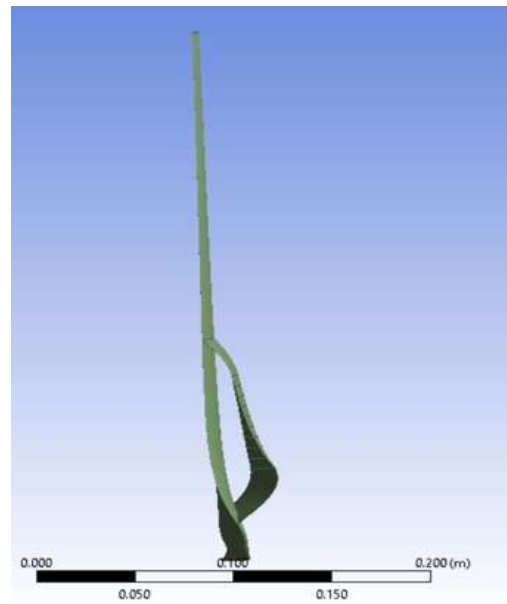
(a) Vista lateral del diseño de álabes de inducción 43 con ángulo de inducción  $\phi=6$ .



(b) Vista lateral del diseño de álabes de inducción 43 con ángulo de inducción  $\phi=7$ .



(c) Vista lateral del diseño de álabes de inducción 43 con ángulo de inducción  $\phi=9$ .



(d) Vista lateral del diseño de álabes de inducción 43 con ángulo de inducción  $\phi=10$ .

Figura 5.20: Variación del ángulo de redirección y su modificación en la abertura de la zona de inducción (Valores de 5 a 10)

## Capítulo 6

# Resultados

### 6.1. Comparación de resultados

En la selección del diseño de aspa de álabes de inducción optimizado se consideraron factores como el momento de inercia, el torque generado, la manufacturabilidad, potencia de salida máxima etc. Se encontraron modelos durante el proceso de optimización que satisfacían muy bien un criterio para valores máximos pero no el mejor para los demás considerados. Teniendo esto en consideración podemos entonces seleccionar el modelo que mejor cumplía los requerimientos siendo el modelo IB43-10. El nombre del modelo hace referencia al "Induction Blade Design 43 con 10 grados". Es decir que el modelo es la optimización 43 y una orientación de ángulo de flujo en 10 grados. Este modelo es el modelo optimizado y se usa con fines comparativos respecto a 50W-RM e IBR para comparar las propiedades tanto físicas como de desempeño aerodinámico. A continuación la tabla 6.1 muestra algunas propiedades de los modelos considerados.

En las propiedades mostradas apreciamos la disminución considerable de propiedades relacionadas a la forma del álabe respecto al valor inicial del modelo de referencia IBRM, pero sobre todo el aumento sustancial del torque generado. El modelo IB43-10 aumentó el torque desarrollado en 94.87 % en relación al aspa sencilla (50W-RM) y 35.71 % respecto al diseño inicial de referencia (IBRM) a una velocidad de 4 m/s. El momento de inercia disminuyó en 12.49 % respec-

Propiedad/ Diseño	Torque @ 4 m/s (N*m)	Momento de inercia (Kg*mm <sup>4</sup> )	Relacion FG	Empuje (N)	Masa (gr)	Superficie proyectada (m <sup>2</sup> )	Volumen (cm <sup>3</sup> )	Parametros ( $D_x, D_y, D_z, \theta, \psi$ )
50W-RM	0.0039	0.001486	2.6244	0.0039	60.54	0.01654	24.81	NA
IBRM	0.005607	0.002273	2.46	0.005607	99.03	0.02982	40.58	-0.02m,0.026m,-0.012m,0,8
IB43-10	0.0076	0.001989	4	0.005373	94.24	0.02617	38.62	-0.019m,0.02m,-0.012,10,8

Cuadro 6.1: Comparación de propiedades físicas de los modelos de referencia y el diseño optimizado.



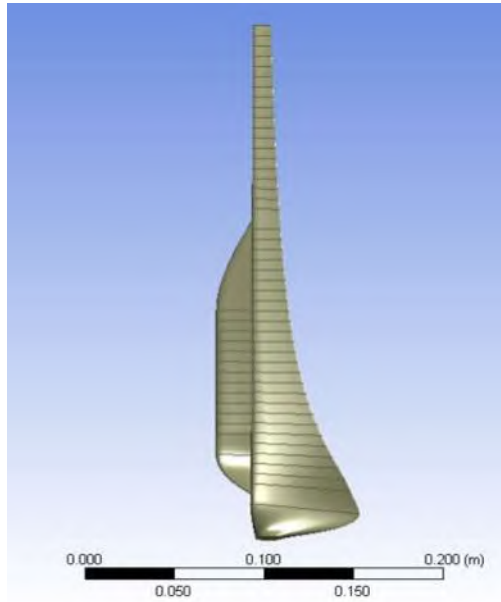
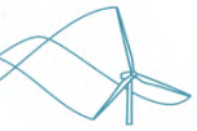
to al modelo inicial. Mientras que a relación FG mejoró en 62.60%. Las propiedades de masa, área proyectada y volumen disminuyeron en 4.83%, 12.24% y 4.83% respectivamente. Las figuras 6.1 y 6.2 muestran diversas vistas con la comparación físicas entre el modelo de partida y el modelo optimizado. Las modificaciones de estos parámetros sin duda contribuyen a mejorar el desempeño global del comportamiento de una turbina que funciona con álabes de inducción.

Se muestra en la gráfica 6.3 las curvas del torque generadas por la incidencia del viento variado la velocidad de incidencia en un intervalo de 3 a 8 m/s. Se aprecia claramente que la tendencia de mejoramiento se mantiene para cada velocidad usada. A partir de este punto se deja de usar el modelo de IB-RM ya que el manejo de la información en las gráficas se vuelve difícil debido a la cantidad de datos y se compara unicamente el modelo optimizado con el modelo de referencia de 50W-RM.

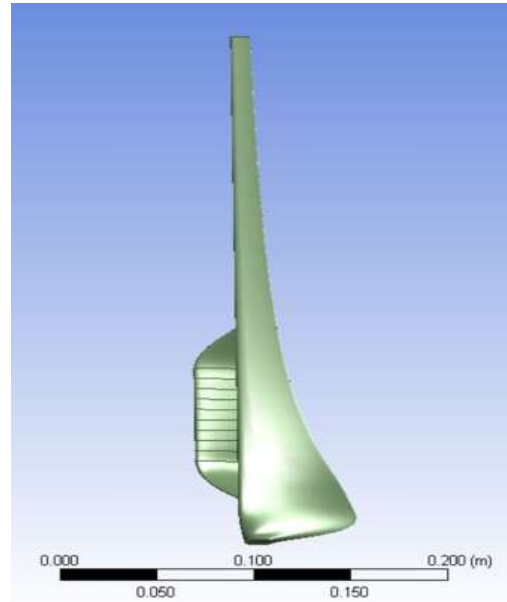
La figura 6.4 muestra el torque desarrollado por los modelos de referencia de 50W y el modelo con aspas de inducción optimizado (IB43-10). Este gráfico es una gráfica de carácter teórico que intenta predecir el comportamiento del torque aerodinámico en movimiento bajo ciertas condiciones de rotación a una velocidad determinada. Se debe tener los valores reales de operación del rotor a una velocidad dada para garantizar que los valores de torque sean los correctos. Estas gráficas se obtuvieron bajo la metodología del motion reference frame (MRF), cuyo calculo se basa en agregar la velocidad de rotación a las ecuaciones diferenciales de movimiento como condición de frontera considerando un estado estable y único. El análisis fino de la gráfica nos muestra como para valores de rotación baja correspondiente a la fase de arranque, se mantiene la tendencia del rotor de álabes de inducción a desarrollar mayor torque respecto a la referencia. Este comportamiento sin lugar a duda facilita la culminación de la fase de arranque con condiciones de viento de menor magnitud.

La gráfica 6.5 es resultado de multiplicar la velocidad de rotación por el torque generado en el instante dado referente a la figura 6.4. Se aprecia claramente que hay una ligera tendencia a desarrollar mayor torque en las primeras etapas de giro y una potencia de salida máxima de valor similar, por lo que el rotor con álabes de inducción no representa un problema para la operación en velocidad nominal. Complementariamente se muestran las gráficas del coeficiente de potencia y del coeficiente de torque 6.6 y 6.7. En la sección subsecuente se usará la técnica de 6DOF para calcular las propiedades aerodinámicas del rotor tales como velocidad angular, velocidad tangencial, desarrollo transitivo del torque generado y la potencia misma.

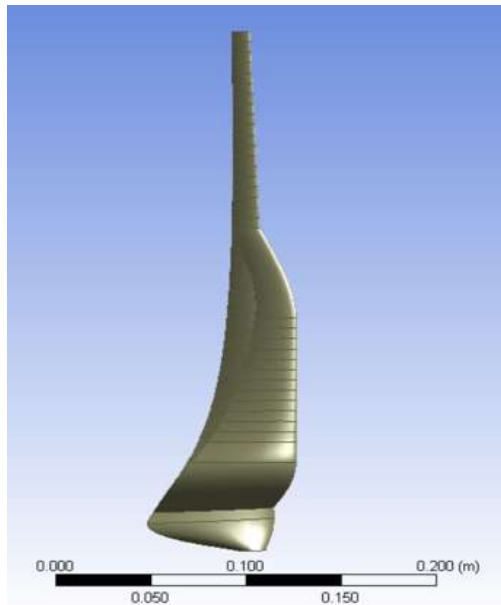
El análisis en estado estable usando la metodología de motion frame captura el desempeño aerodinámico bajo condiciones que el usuario alimenta para conocer sus resultados. Esto de alguna manera implica el forzar la obtención de resultados ya que es el usuario el que alimenta valores y no el software el que los resuelve. Para realizar este análisis sin alimentar resultados a la configuración se utiliza la técnica de seis grados de libertad cuyos resultados son producto de cal-



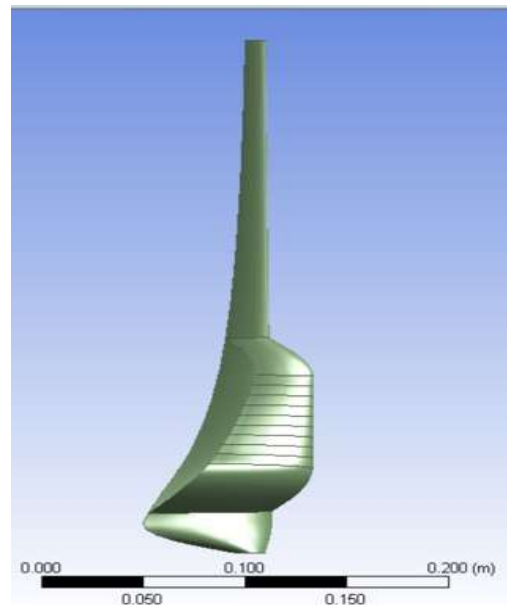
(a) Vista frontal del modelo de referencia de IBRM.



(b) Vista frontal del modelo optimizado para el IB43-10.

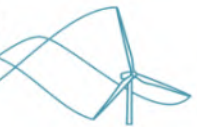


(c) Vista anterior del modelo de referencia IBRM.



(d) Vista anterior del modelo optimizado IB43-10.

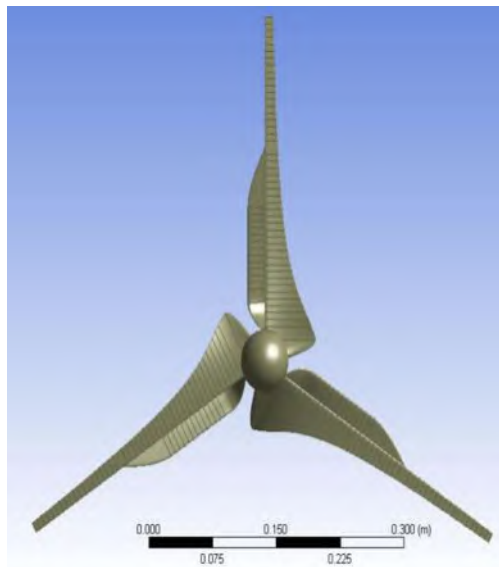
Figura 6.1: Comparación de propiedades geométricas entre el modelo de referencia IBRM y el modelo optimizado IB43-10. [Vistas de la forma del álabe]



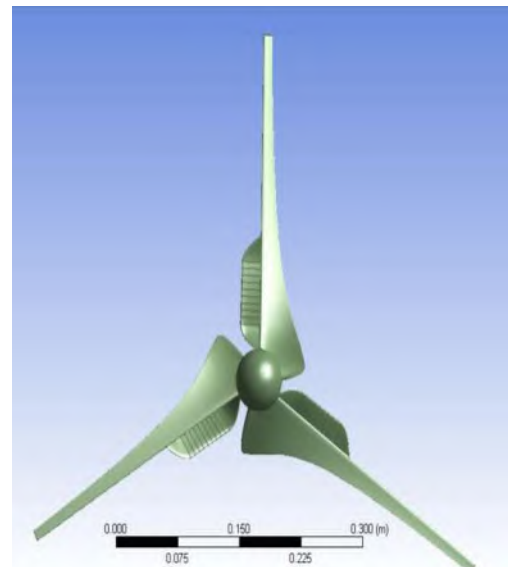
(a) Vista lateral del modelo de referencia IBRM.



(b) Vista lateral del modelo optimizado IB43-10.



(c) Vista de rotor armado con los álabes del modelo de referencia IBRM



(d) Vista de rotor armado con los álabes del modelo optimizado IB43-10.

Figura 6.2: Comparación de propiedades geométricas entre el modelo de referencia IBRM y el modelo optimizado IB43-10. Vistas de la forma del álabes

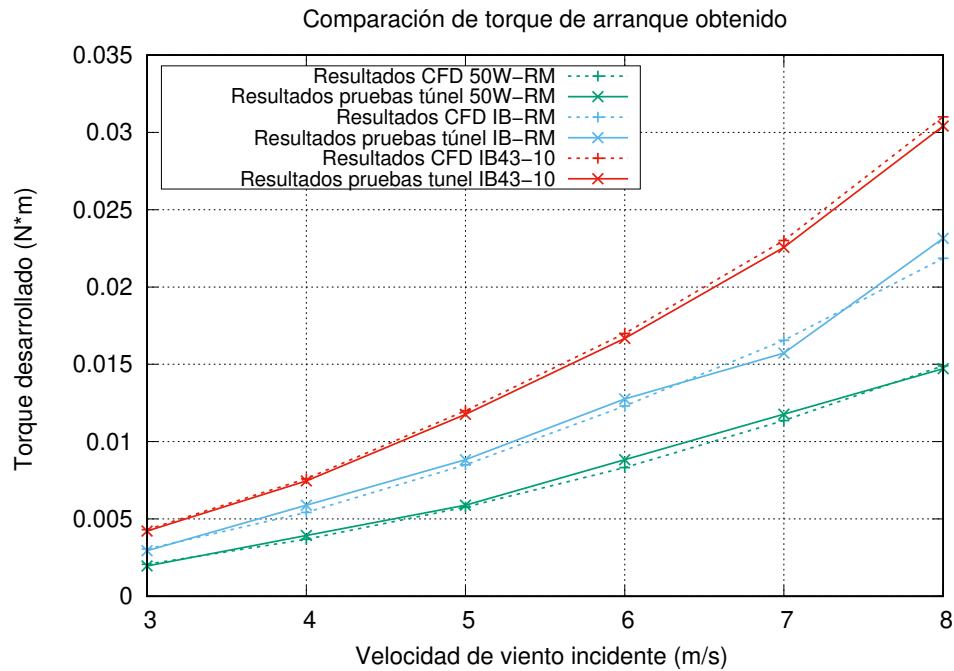


Figura 6.3: Comparación del torque de arranque obtenido entre los rotores de aspas sencillas (50W-RM) y el rotor de álabes de inducción optimizado (IB43-10). Método MRF.

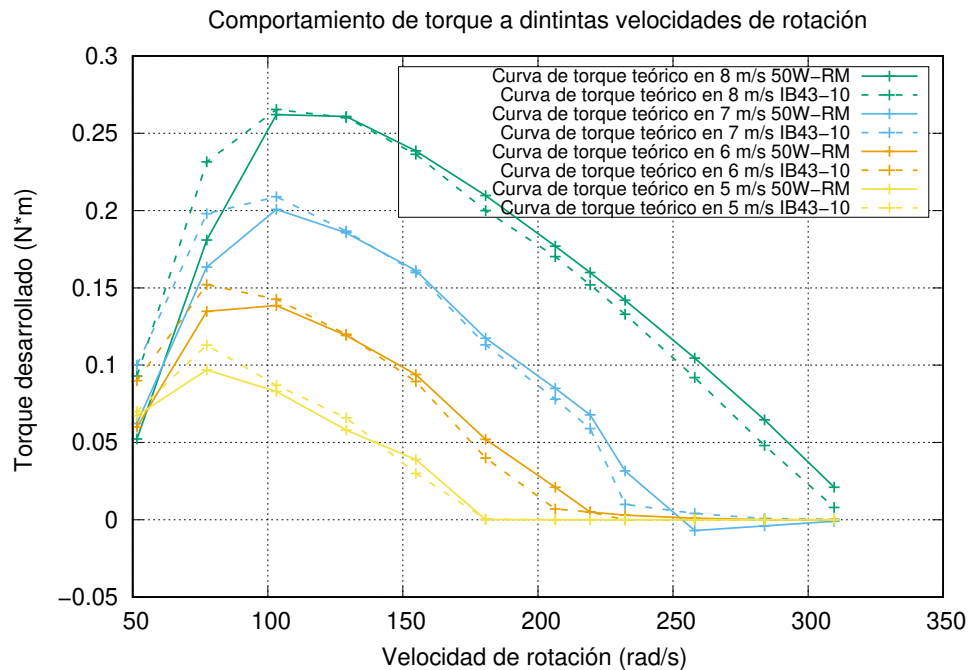


Figura 6.4: Comparación del torque aerodinámico en rotación obtenido entre los rotores de aspas sencillas (50W-RM) y el rotor de álabes de inducción optimizado (IB43-10). Método MRF.

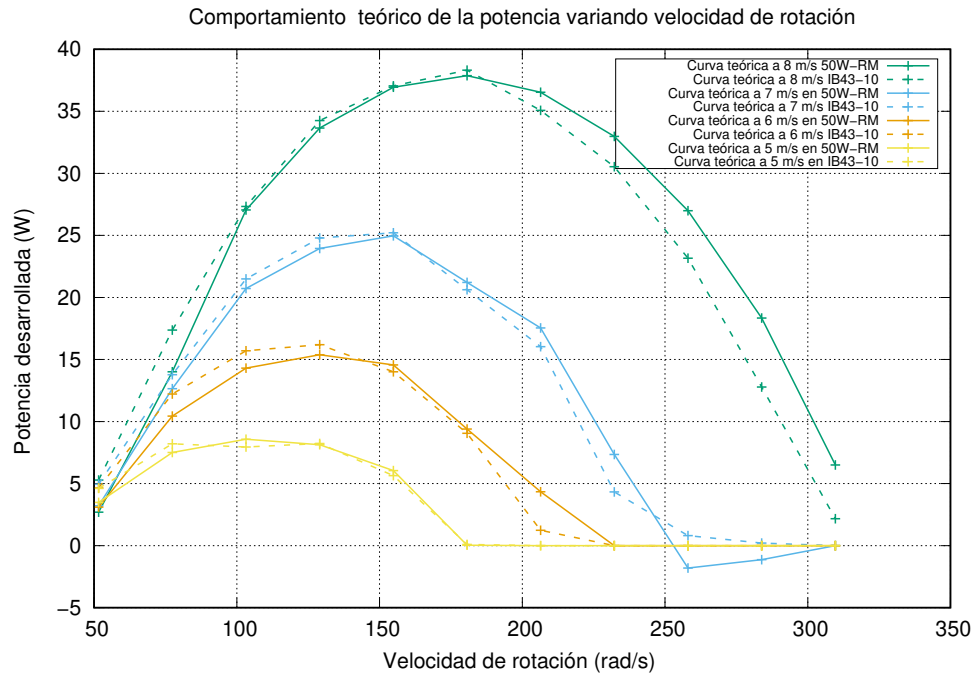


Figura 6.5: Comparación de la potencia de salida obtenido entre los rotores de aspas sencillas (50W-RM) y el rotor de álabes de inducción optimizado (IB43-10.). Método MRF]

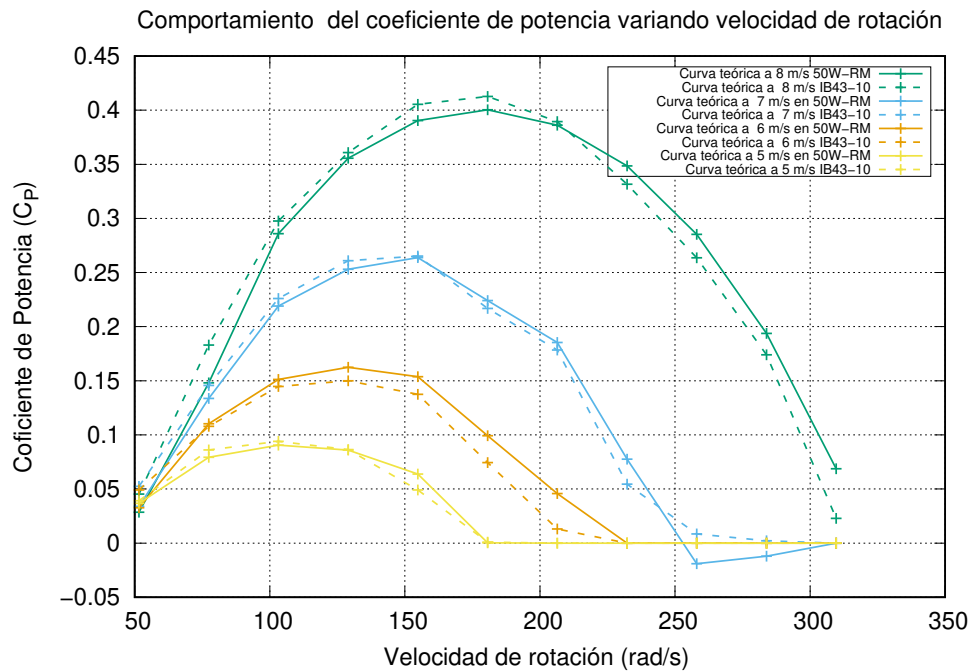


Figura 6.6: Comparación del coeficiente de potencia obtenido entre los rotores de aspas sencillas (50W-RM) y el rotor de álabes de inducción optimizado (IB43-10.). Método MRF.

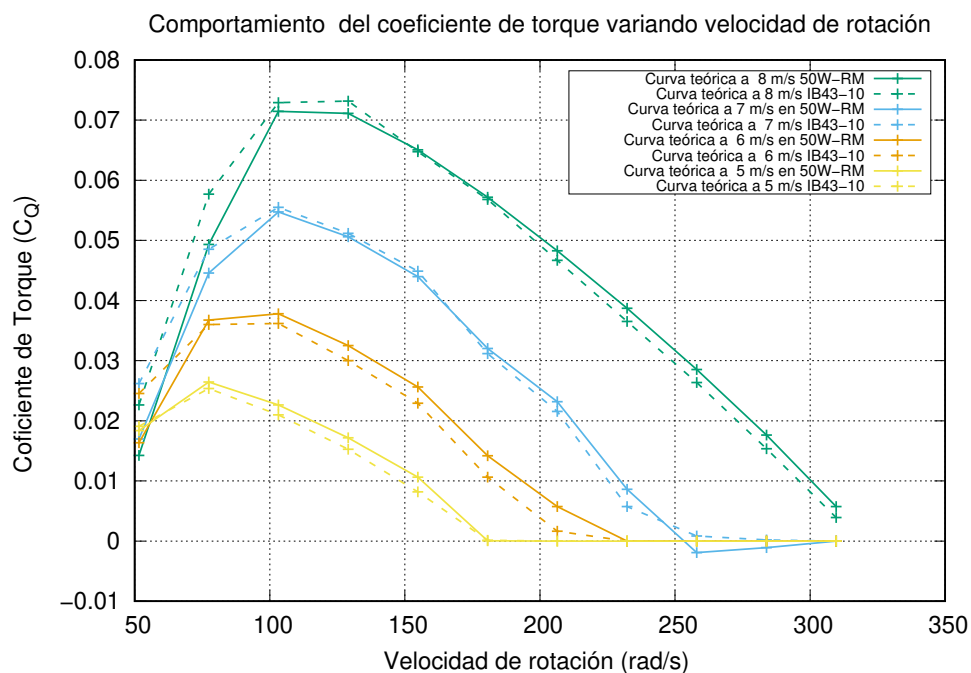


Figura 6.7: Comparación del coeficiente de torque obtenido entre los rotores de aspas sencillas (50W-RM) y el rotor de álabes de inducción optimizado (IB43-10.). Método MRF.

cular de manera autónoma las propiedades aerodinámicas resultantes de la interacción aire-álabes. Además es de vital importancia porque permite considerar los cambios de propiedades en el tiempo, acercándose de mejor manera al análisis real de una turbina eólica. Los resultados analizados con esta técnica se muestran en las figuras 6.8,6.9,6.10,6.11 y 6.12.

La figura 6.8 muestra el desarrollo del torque modificando la velocidad incidente de viento. Se aprecia claramente que el rotor de álabes de inducción mantiene un espectro de generación de torque por encima del rotor de álabes sencillos. La velocidad de viento se programa mediante una función independiente tal que sea el único valor de operación que se alimenta al cálculo. La gráfica inicia en 4 m/s y termina en 7 m/s. En esta gráfica es más apreciable la variación del torque bajo condiciones cambiantes del viento. Para complementar el proceso se visualiza la figura 6.9 donde se registra el valor de la velocidad angular. Para obtener esta gráfica se tienen condiciones de frontera adicionales tales que permita cuantificar el torque resistivo del generador y el torque resistivo debido a la carga eléctrica. Esta gráfica representa una muy buena aproximación a los valores de velocidad reales en el arranque. Notamos que para IB43-10 se requiere de valores cercanos a 5 m/s y para la turbina sencilla se requieren valores cercanos a 7 m/s. Estos valores son muy próximos a los obtenidos en túnel de viento con una variación del 10%. La tendencia vertical de la curva indica que el rotor arrancó en su totalidad. Se observa también la secuencia de obtención de torque, potencia y velocidad angular en la figura 6.10, 6.11 y 6.12. Se observa que en valores de



velocidad angular de hasta 100 rad/s hay un rango en el que la turbina con álabes de inducción tiene mayor generación de torque y por tanto una ligera aumento en la potencia desarrollada en la fase preliminar de arranque. Además de que el modelo con álabes de inducción alcanza la velocidad angular máxima en menor tiempo para las condiciones de operación dadas cuyos valores son 300 rad/s para álabes sencillos y 285 rad/s para álabes de inducción.

El objetivo de estas gráfica es representar que los modelos de álabe de inducción no tienen limitación en dar la misma potencia que su versión sencilla, esto con la acotación de que dadas las condiciones de frontera de la carga eléctrica reales podría dar un rendimiento de potencia superior al valor de referencia de aspas sencillas.

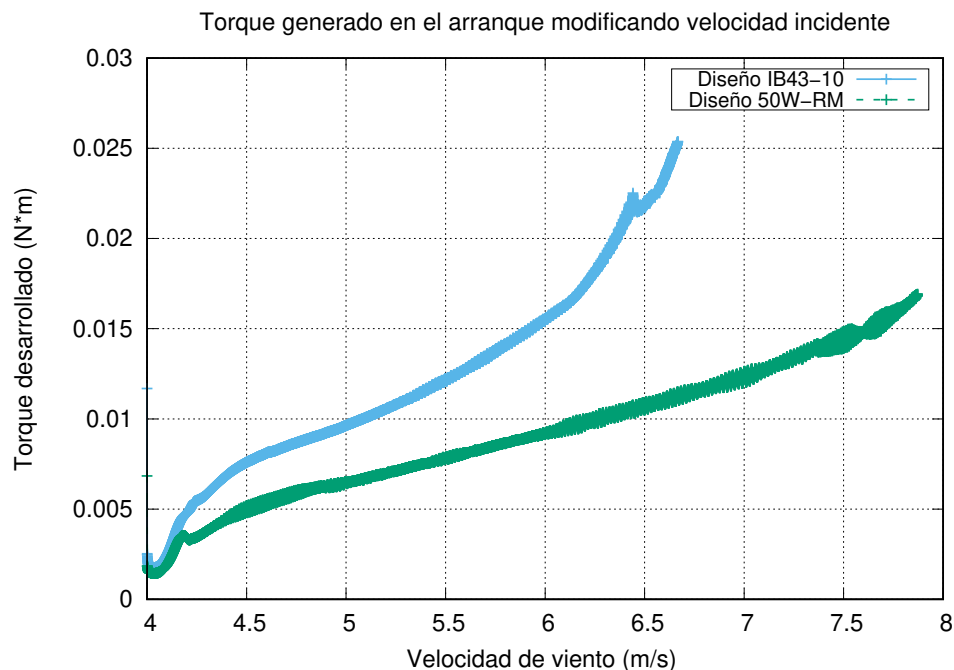


Figura 6.8: Comparación del torque de arranque obtenido entre los rotores de aspas sencillas (50W-RM) y el rotor de álabes de inducción optimizado (IB43-10.). Método 6DOF.

## 6.2. Análisis del movimiento del fluido y visualización de resultados CFD

En esta sección se visualizan los resultados complementarios que se pueden obtener mediante la técnica de dinámica de fluidos computacional tal como lo son las propiedades del fluido en cualquier superficie del análisis, el calculo de propiedades inherentes al mismo así como la visualización característica de un estudio de dinámica de fluidos.

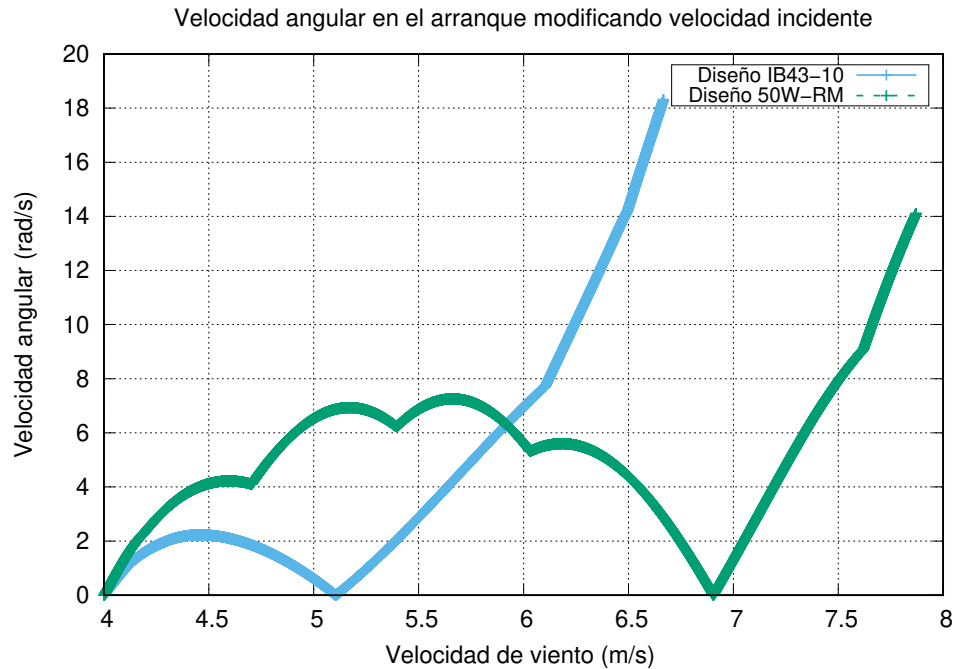


Figura 6.9: Comparación de la velocidad angular en el arranque entre los rotores de aspas sencillas (50W-RM) y el rotor de álabes de inducción optimizado (IB43-10.). Método 6DOF.

En la sección anterior únicamente se consideró el análisis de resultados desde el punto de vista de desempeño en la turbina eólica, sin considerar los efectos existentes sobre el viento. En esta nueva sección se analiza las propiedades del fluido calculando las propiedades de presión y velocidad sobre las superficies del rotor, así como en planos imaginarios antes de hacer contacto y después de abandonar la zona del rotor. Esto con el objetivo de respaldar la mejora de operación en el rotor bajo un análisis complementario. El primer análisis de propiedades se calculó sobre la superficies expuestas al fluidos, esto después de que el viento hace interacción con los álabes de cada turbina eólica analizada. Se comparan los modelos optimizados (IB43-10) y el modelo de referencia (50W-RM), cuyos resultados se registran en la tabla 6.2 .

Vel. (m/s)	50W-RM Model			Induction Blade			% Torque Increase
	Torque (Nm)	Empuje (N)	Presión E. (Pa)	Torque (Nm)	Empuje (N)	Presión E. (Pa)	
3	0.002069	0.181	-3.53	0.004359	0.211	-2.74	<b>107.82 %</b>
4	0.003681	0.3322	-6.39	0.007625	0.37	-5.011	<b>106.43 %</b>
5	0.005762	0.5183	-10.14	0.0119	0.58	-8.018	<b>108.08 %</b>
6	0.008319	0.745	-14.8	0.017	0.84	-11.78	<b>104.35 %</b>
7	0.01136	1.01	-20.3	0.023	1.14	-16.35	<b>102.46 %</b>
8	0.01491	1.32	-26.87	0.03185	1.497	-21.60	<b>107.91 %</b>

Cuadro 6.2: Propiedades de torque, empuje y presión calculados en los cuerpos de los rotoes..

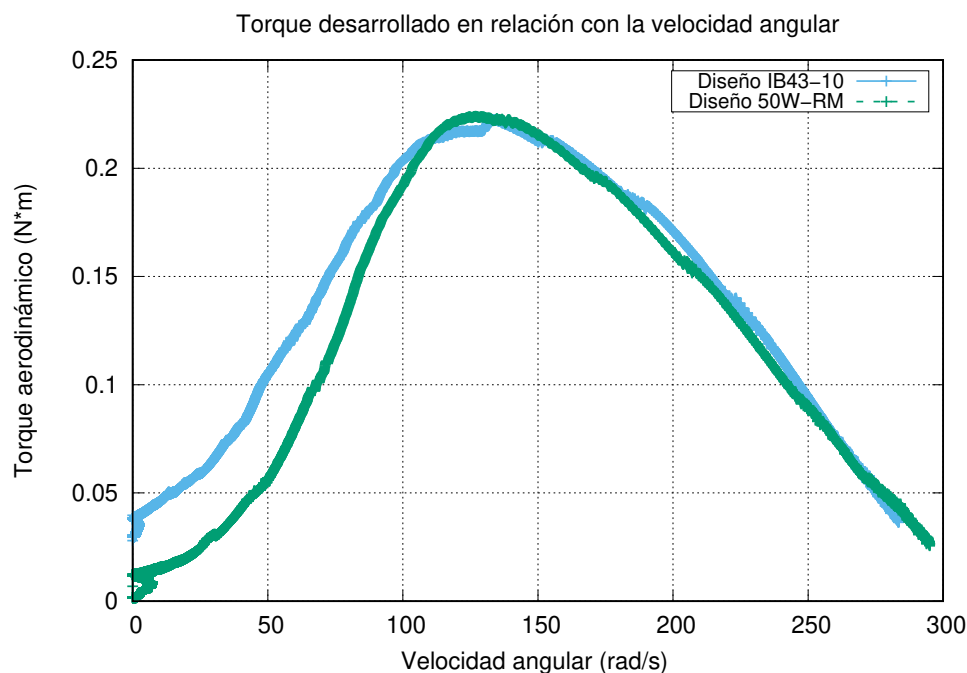


Figura 6.10: Comparación del torque de arranque en los primeros giros obtenido entre los rotores de aspas sencillas (50W-RM) y el rotor de álabes de inducción optimizado (IB43-10.). Método 6DOF.

Donde  $Vel$  es la velocidad de incidencia del viento en (m/s), Torque es generado por la interacción aire-cuerpo medido en el plano de giro ( $N*m$ ), Empuje es la fuerza del aire que se ejerce sobre el rotor (N) y Presión es el valor estático generado por la interacción del aire en (Pa). Se encontró un aumento similar de empuje para cada velocidad de viento lo cual nos indica que el área extra proyectada no representa un elemento que dificulte la interacción y flujo del aire con el rotor. Analizando el empuje para ambos modelos, IB43-10 a una velocidad de 3 m/s tiene un 16,57% más que 50W-RM, para 4-8 m/s IB tiene un aumento de 11,37%, 11,90%, 12,75%, 12,87% y 13,09% respectivamente.

Algo importante a tener en cuenta con este análisis en el valor de empuje es que el parte del torque adicional producido en IB se debe a la sustentación adicional generada por el empuje extra en la superficie de  $B_2$ . Nótese que en las velocidades mayores de incidencia, el rotor IB tiene un leve incremento de empuje, lo que nos permite confirmar que a números de Reynolds más altos, el par de arranque del IB no se ve afectado debido a vientos mas turbulento. La presión estática calculada tiene que ver con la presión del fluido que interactúa con la superficie de los álabes. Si comparamos los valores correspondientes de presión para el diseño de referencia 50W y para el modelo de inducción a una misma velocidad de viento, podemos notar que los valores de la presión estática promedio en el álabe de inducción tienden a ser menores en relación a la referencia. Estos valores nos indica de buena manera que la transferencia de cantidad de movimiento del fluido a la

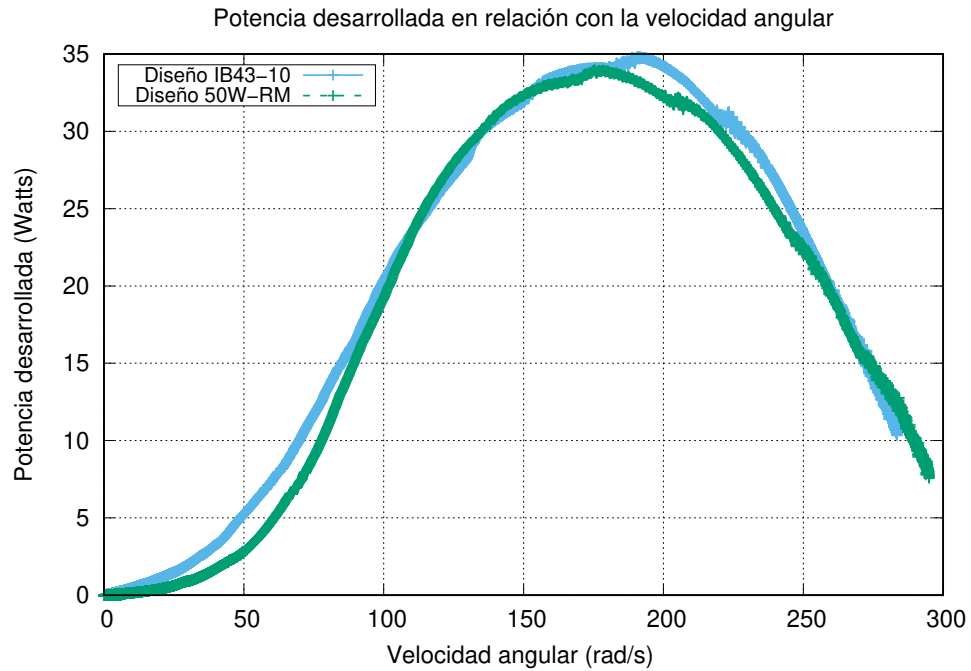
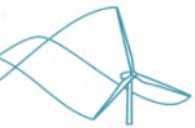


Figura 6.11: Comparación de la potencia de salida obtenido entre los rotores de aspas sencillas (50W-RM) y el rotor de álabes de inducción optimizado (IB43-10.). Método 6DOF

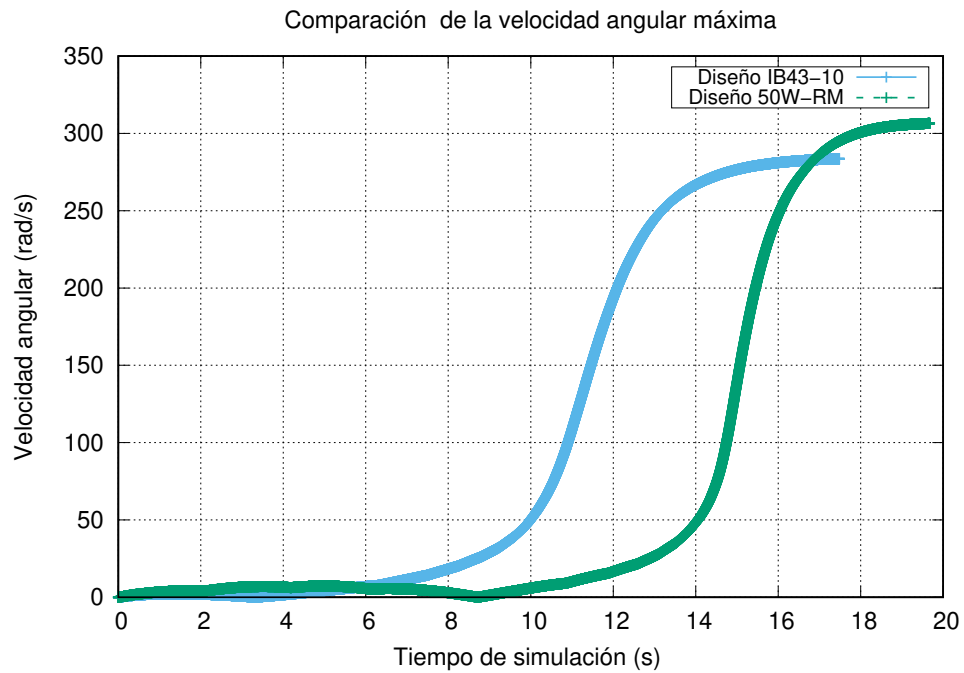


Figura 6.12: Comparación de la velocidad angular máxima obtenido entre los rotores de aspas sencillas (50W-RM) y el rotor de álabes de inducción optimizado (IB43-10.). Método 6DOF.]



estructura se esta llevando a cabo mas eficientemente y la forma del álabes de inducción propicia un valor menor en la presión estática, que se debe interpretar como que la velocidad del fluido disminuye y por consiguiente menor energía disponible al abandonar el contacto con el rotor. Las Presiones negativas mas cercanas a 0 para el intervalo 3 a 8 ms de velocidad de aire representan entonces un aumento en la transferencia de momento entre el aire y el rotor. Estos valores mas cercanos al cero, se encuentran para todas las velocidades en los rotores con álabes de inducción. Estos análisis corresponden a un estado estable con velocidad de rotación 0.

Adicionalmente para entender de mejor manera el cambio en las propiedades del viento, se hizo una estrategia para analizar el comportamiento en la corriente de aire, se analizan las posiciones antes y después del impacto sobre los rotores. En la herramienta de postprocesing de fluent se colocaron planos circulares imaginarios de diámetro  $D=0.06$  m a una distancia de  $0.05$  m, antes y después de ambos rotores, para evaluar las propiedades de velocidad-presión para complementar el estudio hecho sobre el fluido en los alrededores del solido. Se muestra las propiedades encontradas en las tablas 6.3 y 6.4. Los planos usados para calcular los propiedades de la corriente se ilustran en la figura 6.13.

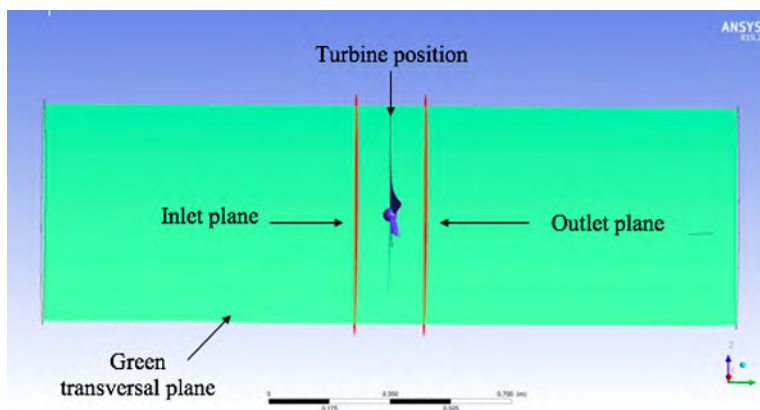


Figura 6.13: Planos usados para la visualización de resultados mediante la técnica de dinámica de fluidos computacional con el software de FLUENT.

Los valores medidos en la velocidad promedio del plano de entrada (inlet plane en la figura 6.13) antes de los rotores para el álabes de inducción en relación con la turbina tradicional, nos indica que hay una reducción en la velocidad promedio, debido a que al existir una mayor área de contacto sobre el mismo diámetro de barrido provoca un freno adicional a la corriente de viento tal como se estipula en la teoría, reflejándose en la reducción de la velocidad de incidencia y teniendo el aumento correspondiente de la presión estática, comportamiento muy similares para todos los valores de viento incidente. Ver valores de velocidad promedio en las tablas 6.3 y 6.4.

Los valores medidos en el plano de salida posterior (outlet plane en la figura 6.13 ) al impacto con el rotor, mostraron que hay una disminución en la velocidad promedio de la corriente



50W-RM	Inlet plane		Outlet plane		Delta Vel. (m/s)	
	Vel. (m/s)	Average vel. (m/s)	Pressure (Pa)	Average vel. (m/s)		Pressure (Pa)
3		2.71	1.11	2.35	-2.018	<b>0.36</b>
4		3.61	1.96	3.16	-3.63	<b>0.45</b>
5		4.52	3.04	3.96	-5.69	<b>0.56</b>
6		5.42	4.36	4.76	-8.2	<b>0.66</b>
7		6.33	5.92	5.55	-11.18	<b>0.78</b>
8		7.23	7.71	6.35	-14.61	<b>0.88</b>

Cuadro 6.3: Planos de análisis (inlet and outlet) para 50W-RM

IB	Inlet plane		Outlet plane		Delta Vel.(m/s)	
	Vel. (m/s)	Average vel. (m/s)	Pressure (Pa)	Average vel. (m/s)		Pressure (Pa)
3		2.58	1.42	2.013	-1.634	<b>0.567</b>
4		3.44	2.52	2.68	-2.91	<b>0.76</b>
5		4.309	3.93	3.36	-4.54	<b>0.949</b>
6		5.17	5.64	4.034	-6.54	<b>1.136</b>
7		6.033	7.66	4.712	-8.88	<b>1.321</b>
8		6.89	9.99	5.384	-11.62	<b>1.506</b>

Cuadro 6.4: Planos de análisis (inlet and outlet) para IB43-10

de viento y su correspondiente ajuste en la presión estática, manteniendo el principio de Bernoulli. Se muestra un comportamiento similar para todos los valores. Demostrando nuevamente que la transferencia de cantidad de movimiento se hace mas eficientemente para turbinas con álabes de inducción. El valor de presión estática negativa nos indica la diferencia existente de presión entre el valor atmosférico y el presente en el sitio o plano de interés, es decir que entre mas grande sea esa diferencia o valores negativos alejados del 0, las velocidades de corriente promedio presentes en el fluido serán mayores y por tanto una menor aprovechamiento del rotor sobre el aire. Ver valores de presión promedio en las tablas 6.3 y 6.4. La reducción de velocidad de la corriente principal en los planos de salida por si sola no determina que la energía haya sido aprovechada por la turbina, un aumento en el valor del torque generado nos ayudan a confirmar si realmente esta energía se aprovechó en el rotor. A continuación se acompañan los valores numéricos obtenidos con la visualización de contornos de velocidad y presión.

La figura 6.14 muestra el contorno de presiones de la corriente de viento y el comportamiento al incidir sobre los rotores. Se muestra un corte longitudinal en dirección del flujo de la corriente de viento (transversal plane en 6.13). Se marcan diferentes zonas con las letras A, B, C y D. A es la zona delantera del hub, B la zona de la punta, C es el comienzo de la pala de inducción y D es la zona trasera de la turbina. En el lado izquierdo están los rotores 50W-RM para velocidades de viento de de 3-6 m/s, mientras que en el lado derecho los rotores IB43-10 en ese



mismo rango. Se usa una escala de valores de presión de  $-70$  Pa para valores mínimos y  $20$  Pa para valores máximos, con el objetivo de filtrar el comportamiento de la presión y evaluar el cambio a medida que la velocidad incidente actúa. Comparando ambas columnas y para una misma velocidad de referencia, podemos visualizar que la presión en las zonas alrededor de la zona de primer impacto o de incidencia con el hub (Zona A), existe un aumento de presión y zonas con franjas mas grandes con valores mayores en los rotores de álabes de inducción. Este comportamiento se interpreta que hay una reducción en la velocidad incidente de viento que propicia el aumento de presión. Esta reducción en la velocidad es atribuida a una mayor cantidad de área que se interpone en el paso del aire producto del álabe de inducción. Por ejemplo en la Fig. 6.14(a) en comparación con la Fig. 6.14(b) es posible notar un incremento de presión en los contornos cercanos al hub, que se vuelve predominante en zonas cercanas al álabe de inducción, comportamiento similar para el resto de velocidades en la misma posición. La segunda zona de análisis de las comparaciones de la figura 6.14 es en las zonas después de hacer contacto con los rotores (Zona C-D). Podemos identificar que existen zonas de presión de vacío mas predominantes en los rotores de inducción en comparación con los tradicionales, esto se debe a la interacción aire-cuerpo, especialmente por la zonas del hollo de inducción, al acelerar la pasada de aire por la zona de las aspas, la presión debe caer tal como se visualizan en las zonas trasera. Se aprecia que la caída de presión en 6.14(f) y 6.14(h) en relación con 6.14(e) y 6.14(g) es mayor respectivamente.

El análisis se complementa con la vista superior en la figura 6.15. Se visualiza que justo antes de hacer contacto con los rotores, las zonas isobaras se extienden con una superficie mayor para el caso de IB43-10 en comparación con el rotor sencillo como bien se aprecia en la comparación directa de las figuras 6.15(b) y 6.15(d) en relación con 6.15(a) y 6.15(c) respectivamente. También en esta figura se visualizan zonas de baja presión de mayor superficie ubicadas en la parte anterior de los rotores, indicando que existió una mayor transferencia de energía sobre el rotor, tal como se visualizan en las figuras 6.15(f) y 6.15(h) en relación con 6.15(e) y 6.15(g). Con ambas vistas analizadas en distintos planos se visualiza de mejor manera el comportamiento del fluido y ayuda a entender como se lleva a cabo la cedencia de energía del fluido al rotor.

Se propone también un análisis de contornos de presión que capture la interacción aire-turbina en la parte trasera de estos, mediante un plano tangente a su superficie, donde se visualice el efecto de la zona de inducción. Se identifican dos zonas principales la zona E alrededor del hub en la parte trasera y la F para la punta. Se utiliza una escala de  $1$  Pa como valor máximo y  $-20$  Pa como valor mínimo. Vea la Fig. 6.16. Nuevamente, en el lado izquierdo está 50W, y en el derecho está IB, ambos para velocidades de  $3-6$  m/s. Para los rotores de 50W la presión resultante es casi uniforme a lo largo del álabe (Zona E-F), sin embargo, en el caso de IB la mayor caída de presión se concentra en la zona del orificio de inducción (Zona E), lo que representa que existe un aumento de velocidad del fluido en la zona. Note el comportamiento similar para todas las velocidades de viento y visualice el efecto mencionado. Compare directamente 6.16(a) con 6.16(b), 6.16(c) con

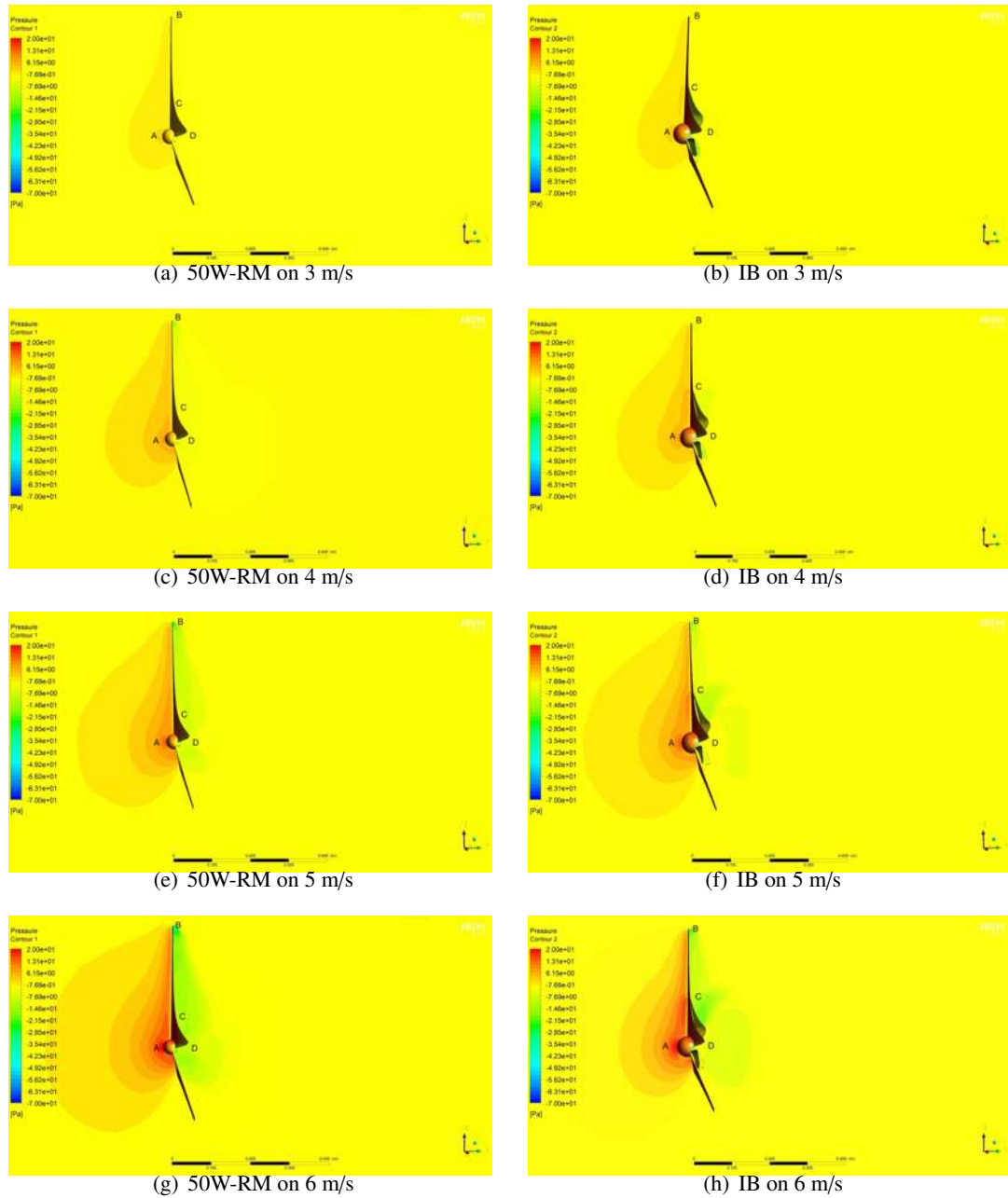
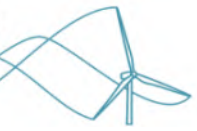


Figura 6.14: Contornos de presión en una vista lateral (50W-RM en la izquierda e IB43-10 en la derecha)

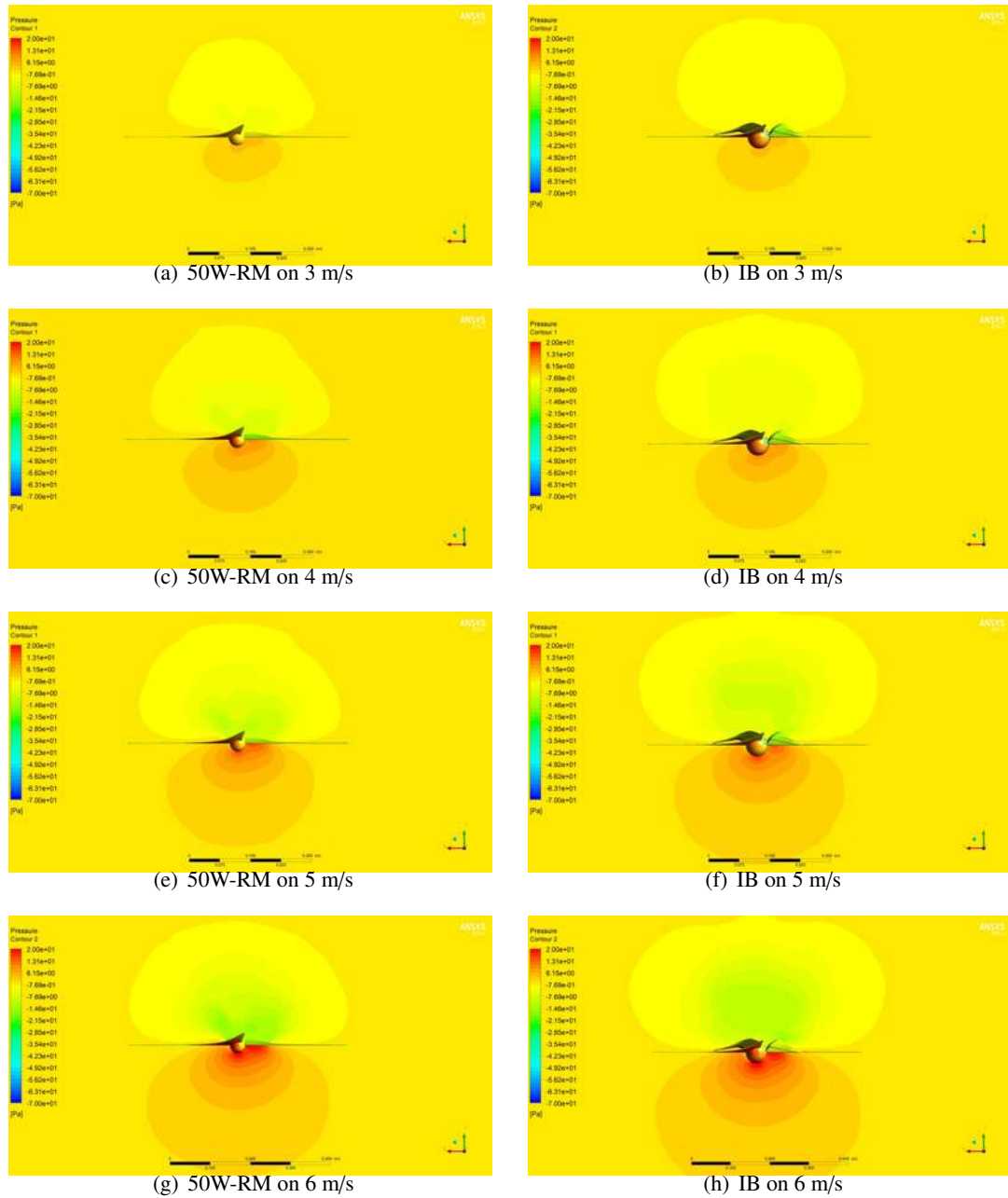
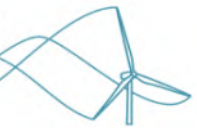


Figura 6.15: Contornos de presión en una vista superior (50W-RM en la izquierda e IB43-10 en la derecha)



6.16(d), 6.16(e) con 6.16(f) ,6.16(g) con 6.16(h) para visualizar el efecto en el ahujero de inducción. Se ve claramente que IB tiene tres zonas de concentración donde se produce el efecto Venturi, por lo que hay una caída de presión mayor y focalizada. Esta interacción modifica la corriente de aire en los anillos con céntricos superiores que desencadena una modificación en la distribución de los contornos de presión después de hacer contacto. También se aprecia que la silueta de presión del IB43-10 se hace mas grande debido a la presencia de  $B_2$  que provoca este comportamiento.

Finalmente, para analizar la dirección y magnitud de la corriente de viento se utilizan los contornos de velocidad sobrepuestos con vectores en la figura 6.17, se utiliza una escala de 10 m/s para valores máximos y 0 m/s para los valores mas pequeños. Se etiquetan dos zonas interesantes, G que está cerca de la zona trasera de la pala y H para las zonas de recirculación. Los rotores correspondientes al álabe de inducción (lado derecho de la imagen) provocan una disminución en la velocidad de corriente de viento residual, compare 6.17(a) con 6.17(b),6.17(c) con 6.17(d),6.17(e) con 6.17(f) y 6.17(g) con 6.17(h) para ver el efecto. Se aprecian claramente los contornos de menor magnitud de velocidad con un patrón ovalado constante justo detrás de las zonas del hub para rotores de álabes de inducción 6.18. Los vectores indican la dirección predominantes de movimiento de cada sección. Note que existen dos zonas de baja presión predominantes bien identificadas detrás de los rotores de inducción en comparación de una que tiene los rotores sencillos (Zona G). Esto permite identificar que los rotores con álabes de inducción tienen mayores zonas de reducción de la velocidad incidente.

Por otro lado, la zona G tiende a ser una zona libre para la corriente de viento en el caso de 50W-RM; mientras que para IB esta zona disminuye en superficie, debido a que el viento fue atrapado por el área de contacto más grande (el álabe de inducción), el comportamiento se mantiene para todas las velocidades. El análisis se complementa con las vistas de la figura 6.18, visualizando zonas de mayor velocidad predominates desencadenando zonas de recirculacion de mayor extensión.

### 6.3. Diseño con álabes de inducción modificando parámetros

#### 6.3.1. Variación parámetro lambda

Para dar versatilidad, confiabilidad y flexibilidad al diseño de álabes de inducción se decidió modificar uno de los parámetros que mas determina el espesor de la turbina, parámetro relacionado a  $\lambda$ . Este valor modifica el espesor a lo largo de la envergadura del álabe y modifica sustancialmente la forma aerodinámica del álabe. Se modificó el valor lambda para diseñar nuevamente a los rotores con álabes de inducción y los rotores sencillos, cuyos resultados se muestran y analizan en la gráfica 6.19 en su desempeño en el arranque y su desempeño en velocidad nominal en la figura 6.20. Se aprecia claramente la mejoría del desarrollo de torque para los modelos de

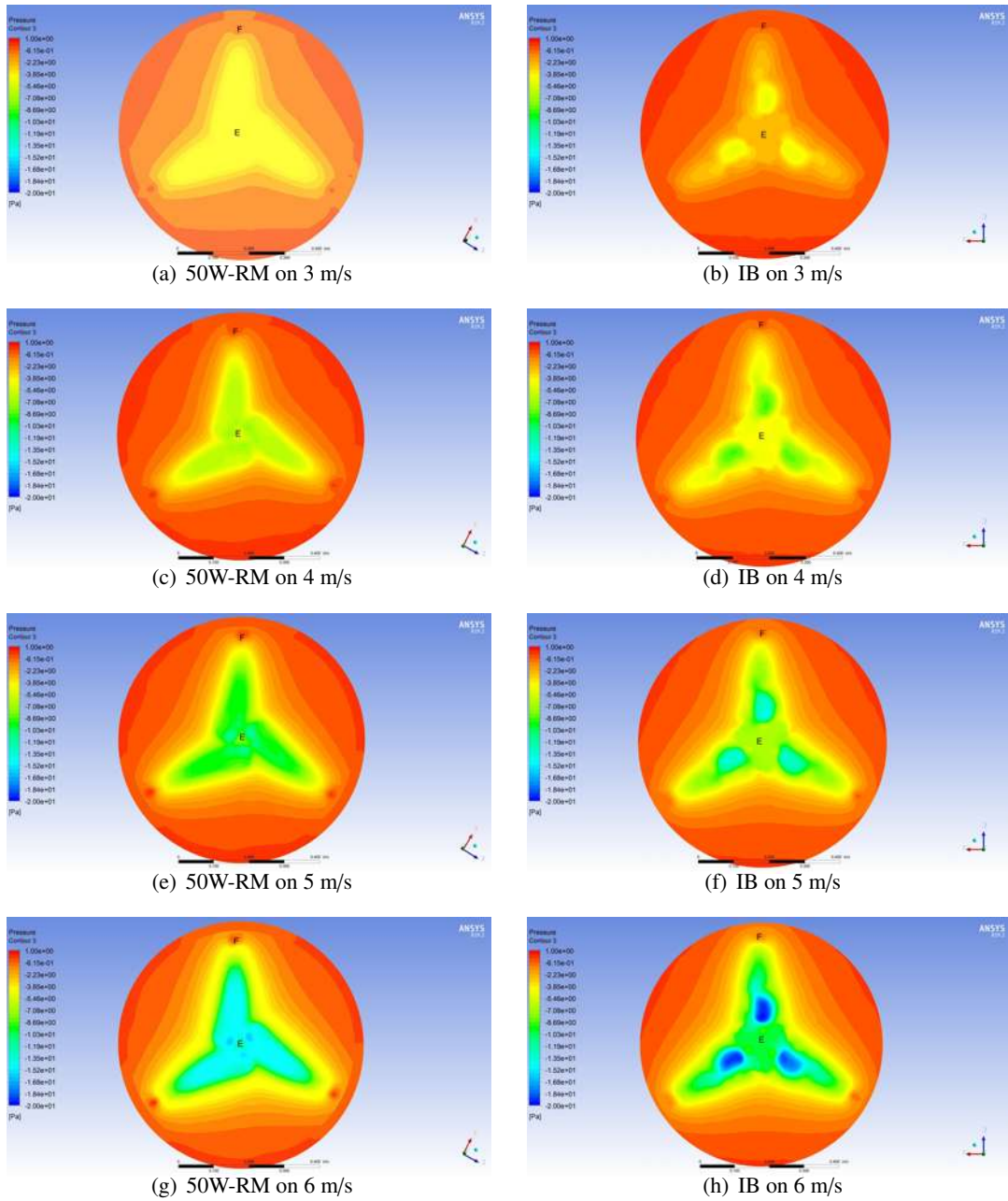
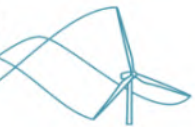


Figura 6.16: Contornos de presión en una vista tangencial en la salida de los rotores (50W-RM en la izquierda e IB43-10 en la derecha)

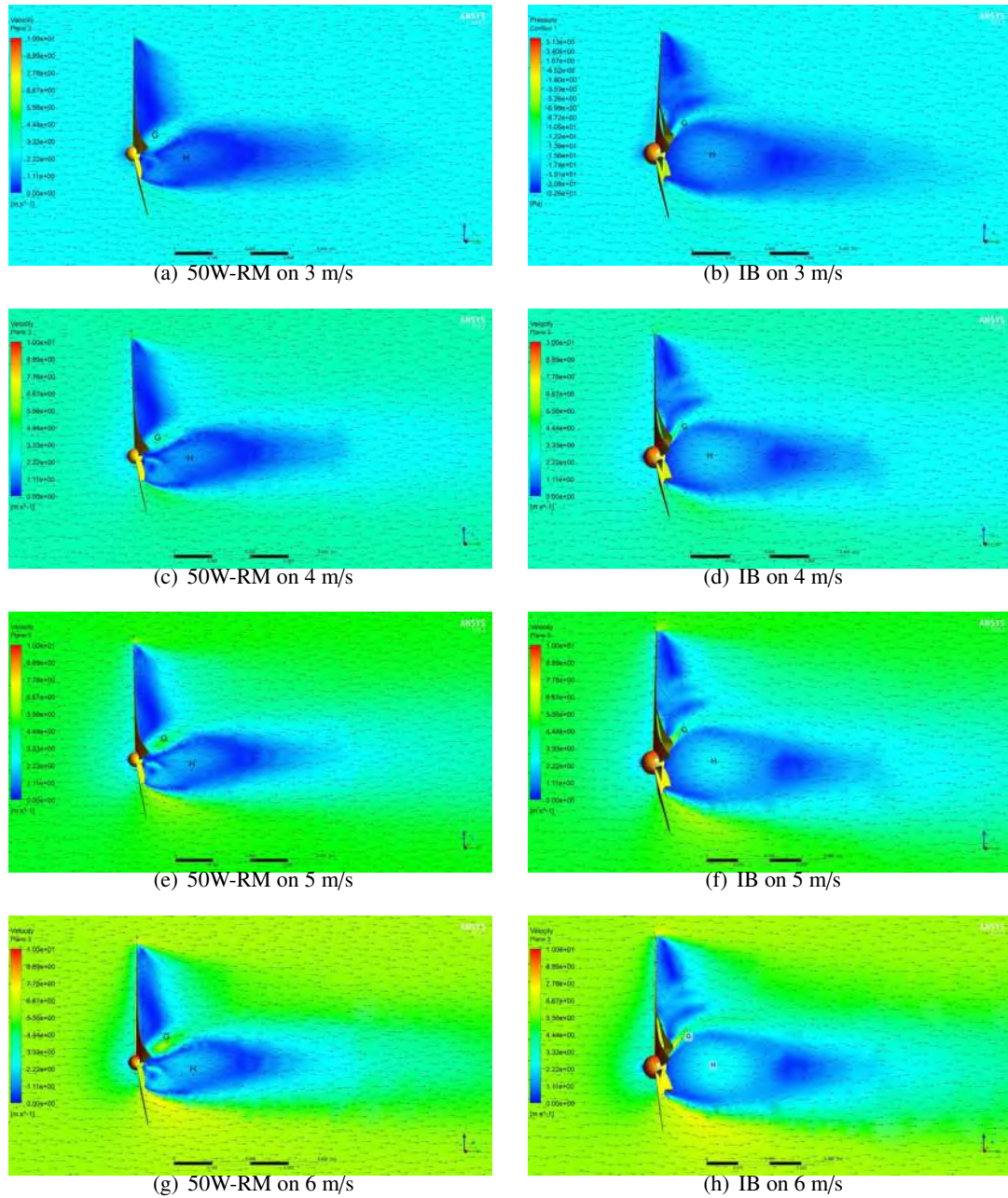
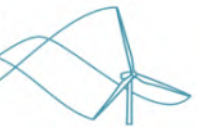


Figura 6.17: Contornos de velocidad en una vista lateral (50W-RM en la izquierda e IB43-10 en la derecha).

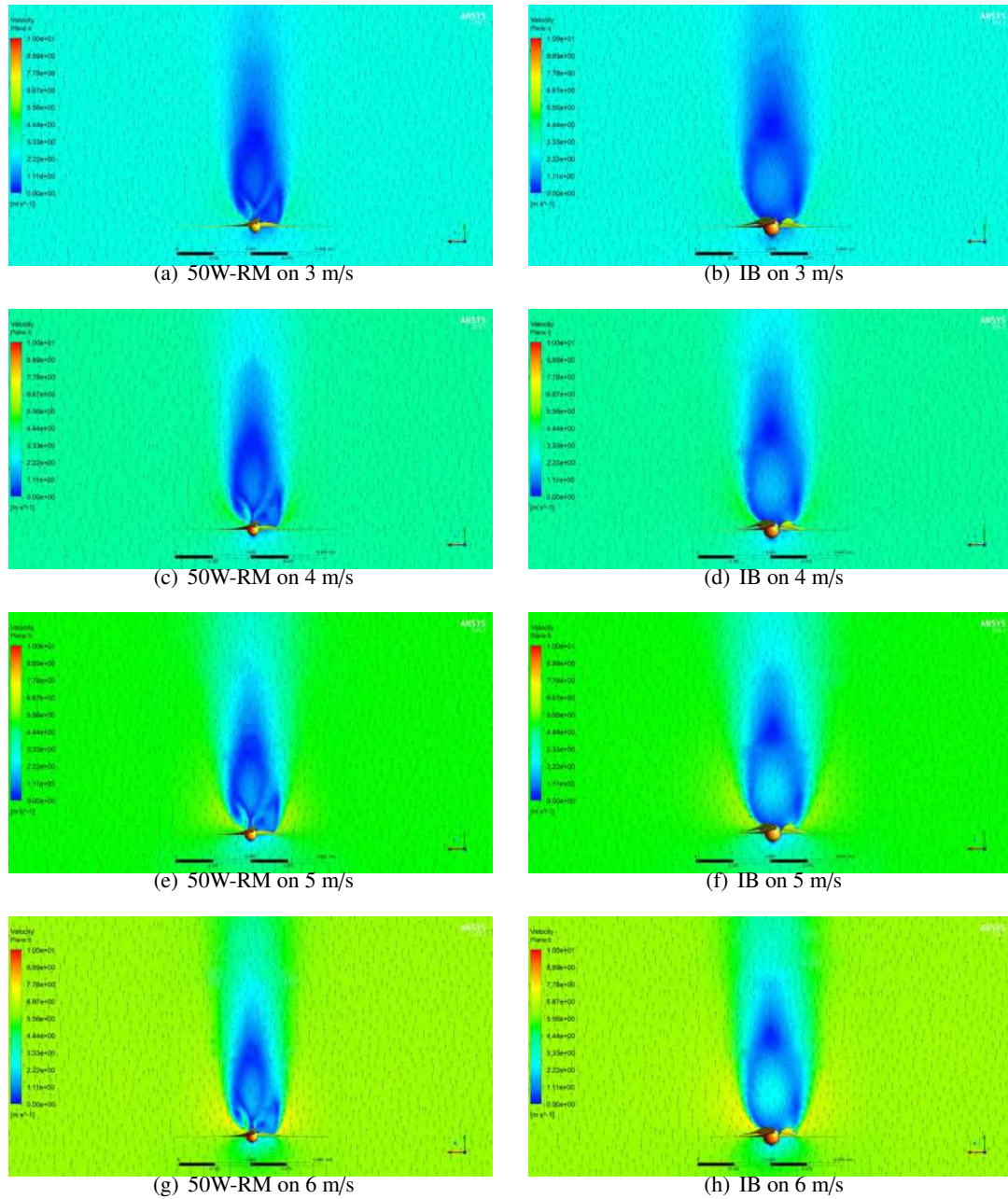
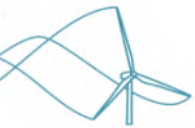


Figura 6.18: Contornos de presión en una vista superior (50W-RM en la izquierda e IB43-10 en la derecha)



inducción en comparación con sus modelos sencillos de mismo parámetro  $\lambda$ , notando que para valores de  $\lambda$  mas pequeños la envergadura del álabe aumenta y por tanto el torque que este genera. Así se valida que la forma de un álabe de inducción se puede aplicar bajo distintas condiciones de operación. Complementariamente el torque que generan tiene un comportamiento similar a los resultados explicados previamente donde se nota un desarrollo de torque mayor en los primeros giros del rotor.

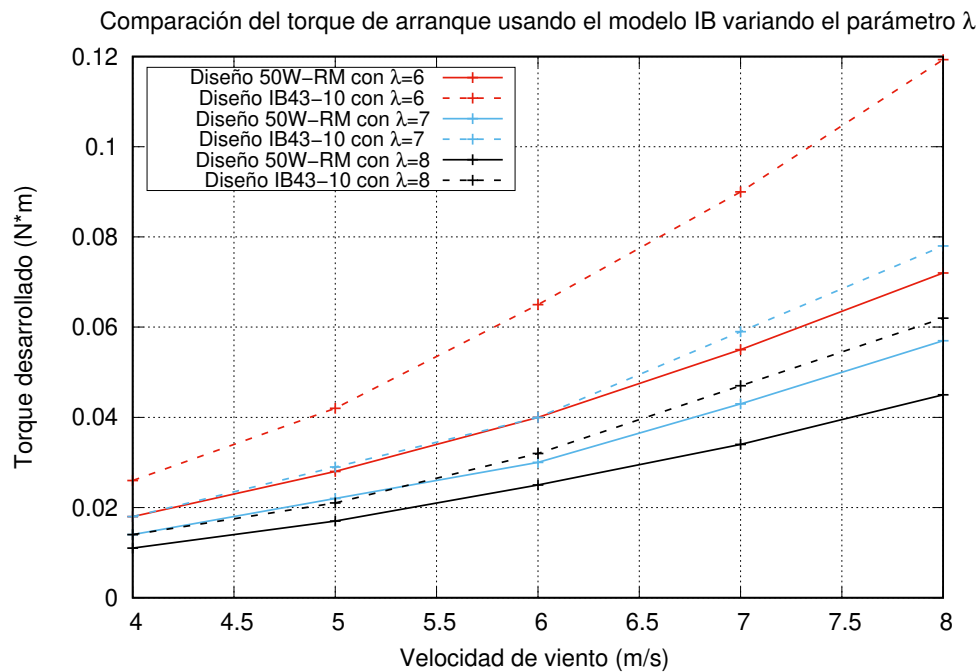


Figura 6.19: Comparación de resultados en el torque de arranque modificando el parámetro  $\lambda$  en los diseños 50W-RM e IB43-10. Resultados obtenidos mediante simulación numérica

### 6.3.2. Variación parámetro potencia. Escalabilidad

Manteniendo la misma idea de modificación de parámetros de la sección anterior se modifico el parámetro de potencia a extraer con el objetivo de ver la viabilidad de escalar el tamaño de la turbina en rotores de mayor tamaño. Se probaron en turbinas de 500 Watts con 1 metro de longitud,  $\lambda=6$  y una turbina de 5000 watts con 4.5 metros y  $\lambda=5$ . Las figuras 6.21 y 6.22 muestran el análisis de la fase de arranque y la potencia que generan respectivamente para la turbina de 500 watts. De la misma manera las figuras 6.23 y 6.24 para la turbina de 5000 watts. Se hace la comparación con el análisis del rotor de álabes sencillos para cada caso. En ambos casos se muestra la mejora aparente en la fase de arranque sin sacrificar la potencia de salida.

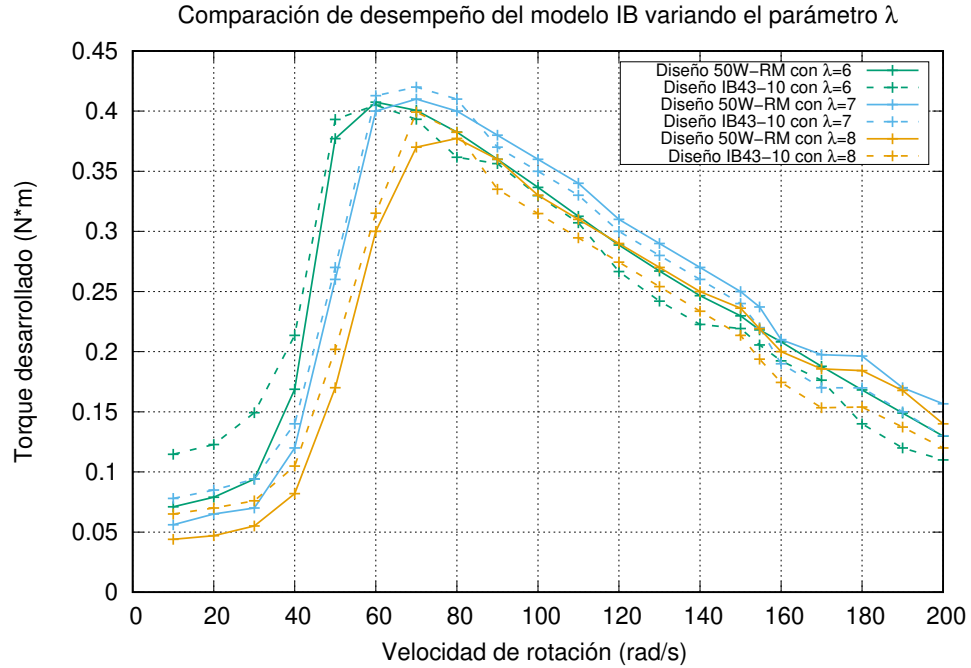
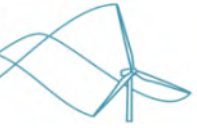


Figura 6.20: Comparación de resultados en el torque aerodinámico en rotación modificando el parámetro  $\lambda$  en los diseños 50W-RM e IB43-10. Resultados obtenidos mediante simulación numérica

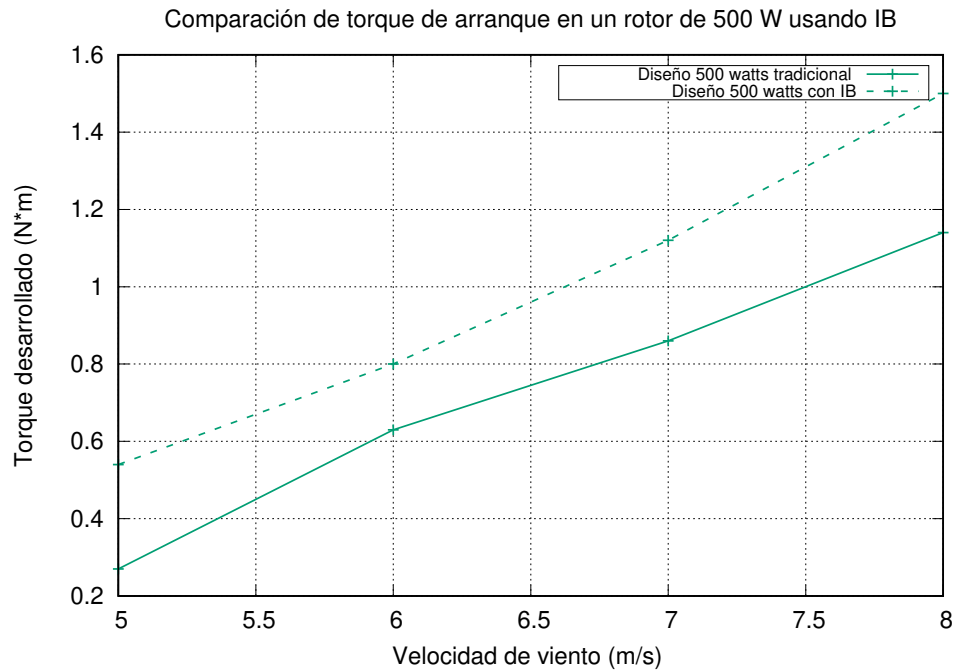


Figura 6.21: Comparación de resultados de torque de arranque obtenido entre un diseño de aspas sencilas de 500 W con un modelo de álabes de inducción de la misma potencia. Resultados obtenidos mediante simulación numérica

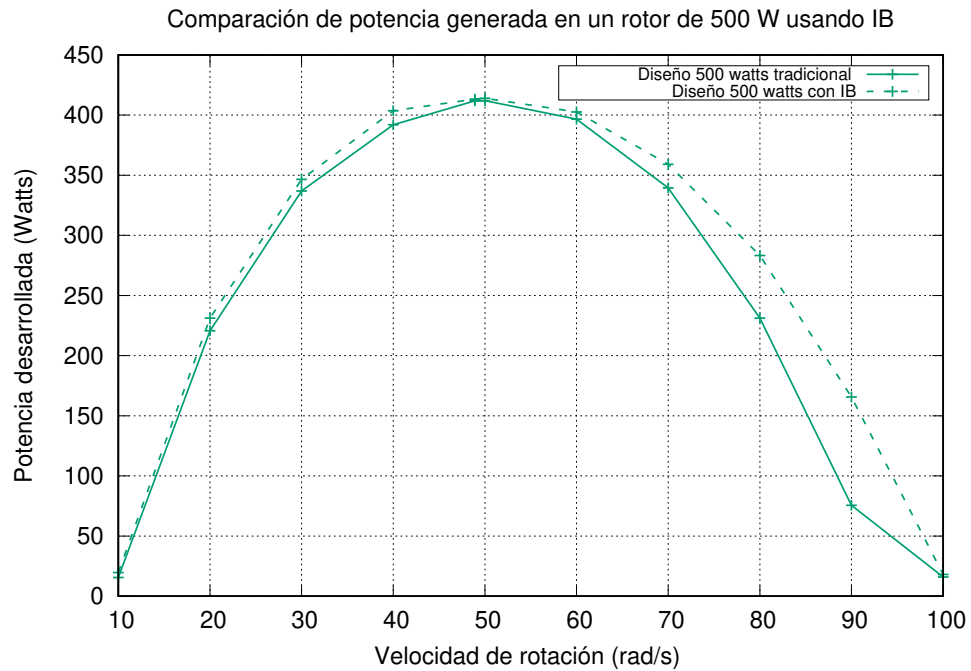
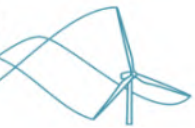


Figura 6.22: Comparación de potencia de salida obtenida entre un diseño de aspas sencilas de 500 W con un modelo de álabes de inducción de la misma potencia. Resultados obtenidos mediante simulación numérica.

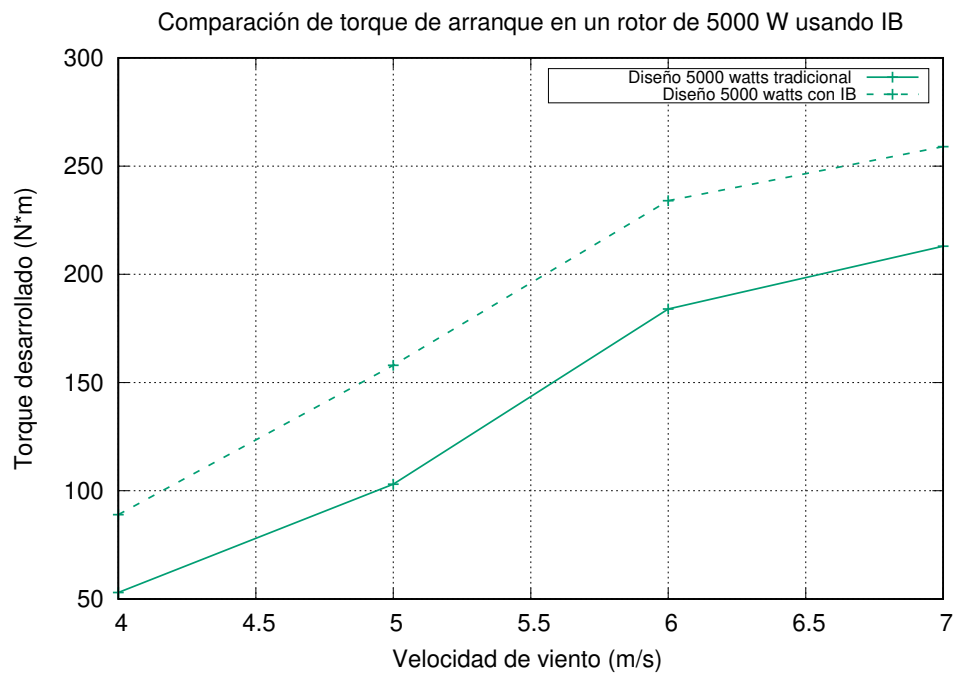


Figura 6.23: Comparación de resultados de torque de arranque obtenido entre un diseño de aspas sencilas de 5000 W con un modelo de álabes de inducción de la misma potencia. Resultados obtenidos mediante simulación numérica

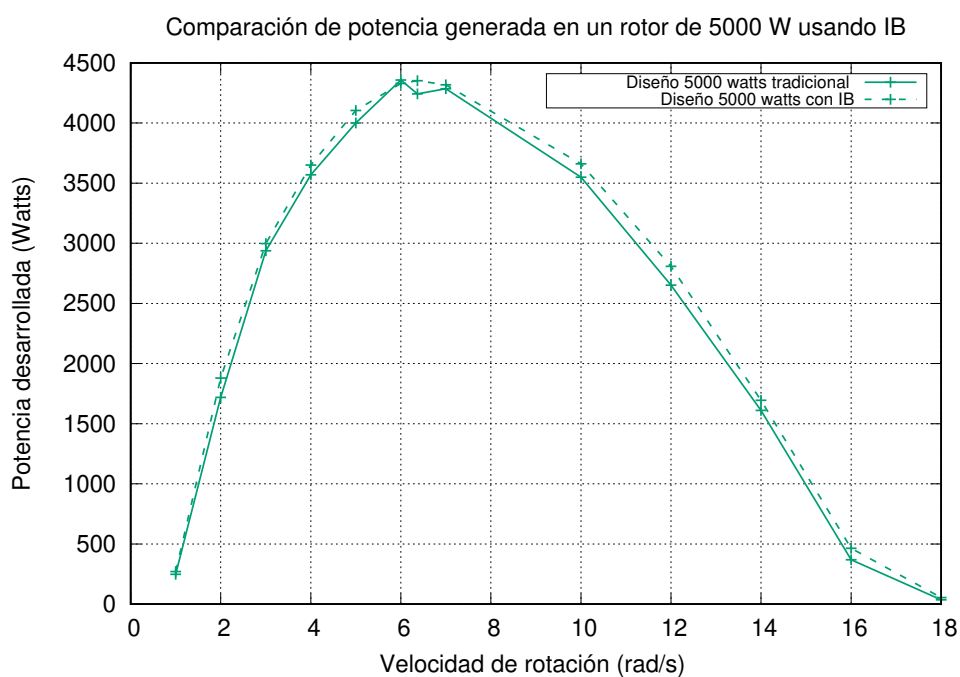


Figura 6.24: Comparación de potencia de salida obtenida entre un diseño de aspas sencillas de 5000 W con un modelo de álabes de inducción de la misma potencia. Resultados obtenidos mediante simulación numérica

## Capítulo 7

# Conclusiones y trabajo a futuro

El diseño aerodinámico de las turbinas eólicas de baja capacidad con álabes de inducción implica que los diseños realizados tengan una gran eficiencia en el aprovechamiento del recurso eólico, poniendo especial énfasis en un proceso de arranque eficiente.

La fase de arranque representa un gran reto para las turbinas eólicas de baja capacidad, pues a medida que el aprovechamiento de las corrientes incidentes de aire sean mejor aprovechadas, los rotores lograrán ponerse en operación más rápido y por lo tanto aprovechar un rango más amplio de velocidades bajas de viento (3-6 m/s). Por lo que un rotor con álabes de inducción representa una alternativa viable para solucionar la problemática de arranque en este tipo de turbinas.

El torque extra generado por un rotor con álabes de inducción es debido a la sustentación generado por el segundo álabes y por la diferencia de presión en la zona de inducción que se refleja como un jet de propulsión. La zona o agujero de inducción, genera cerca del 70% del torque extra de arranque. El ángulo  $\phi$  es el encargado de redireccionar la dirección del aire tal que permita incrementar el torque de arranque.

La optimización de la forma aerodinámica del rotor con álabes de inducción en gran medida fue lograda por la definición de los parámetros que sitúan la posición del álabes  $B_2$  respecto al  $B_1$ . El uso de la dinámica de fluidos computacional analizada con FLUENT, facilitó la tarea.

Para facilitar un proceso de optimización es necesario contar con valores de referencia de operación del fenómeno analizar, ya que esos valores son la pauta para validar la simulación numérica y replicar el fenómeno. Las mediciones obtenidas en el túnel de viento y banco de pruebas facilitaron la validación del modelo de turbulencia.

La técnica de impresión en 3D, es muy útil para la fabricación de prototipos de diseño. La facilidad, el bajo costo y rapidez de esta técnica, representó una alternativa de manufactura viable para los álabes de inducción. Ensayar el rotor de aspas sencillas en el túnel de viento y medir los parámetros de velocidad de viento, torque de arranque, velocidad angular y voltaje generado,



fueron de gran ayuda para obtener valores de referencia y poder establecer la cercanía del modelo de turbulencia. Se encontró que los resultados de torque de arranque obtenidos mediante dinámica de fluidos computacional resultaron muy parecida a los valores de torques reales medidos en el túnel de viento, teniendo una diferencias menores al 10%.

El proceso de optimización mediante dinámica de fluidos computacional tuvo resultados muy buenos. Se tenían las condiciones frontera bien definidas y los valores reales del torque de arranque del rotor con álabes de inducción de referencia. Con esas condiciones frontera, un correcto mallado y validación del modelo de turbulencia, se utilizó como base para simular el rotor de álabes de inducción y obtener buenas aproximaciones.

El momento de inercia juega un papel muy importante durante la fase de arranque del rotor. Se debe tener un correcto redirección del flujo de aire para lograr un mayor torque.

En el proceso de optimización se logró un aumento del torque de arranque de 95% en promedio en relación con el rotor sencillo y 36% respecto al valor de referencia IB-RM.

La validación del funcionamiento del rotor de álabes de inducción en operación nominal fijo el paso de confianza necesario para determinar la confiabilidad de este nuevo diseño

La técnica de 6DOF representa una herramienta confiable para validar los resultados de una simulación numérica pues no requiere de valores de entrada para resolver correctamente la interacción del fluido.

## 7.1. Trabajo a futuro

Se hará la manufactura del modelo optimizado en fibra de vidrio para poner a prueba la normas IEC-4200 que contiene información sobre la resistencia de los materiales con los que se construyen los álabes de turbinas de baja capacidad.

Se trabajará en un modelado teórico-matemático de tal manera que con base en los parámetros de construcción se puedan tener buenas aproximaciones sobre el desempeño aerodinámico de una turbina eólica con aspas de inducción

Se terminará el sistema de adquisición de datos de tal manera que permita censar las propiedades de funcionamiento de manera autónoma en los rotores. Se programaran secuencias tales que se permita una versatilidad en la programación de secuencias de incidencia diferentes en el viento y estudiar un espectro mas grande de condiciones de operación

Se realizará un estudio estadístico tal que permita cuantificar en que porcentaje se mejoran las secuencias de arranque exitosas de la turbina de inducción en relación con el modelo tradicional.



Se trabajará en el modelo de 6DOF con el objetivo de refinar los resultados en operación nominal debido al factor resistivo debido a la carga eléctrica

# Bibliografía

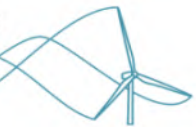
- [1] E. P. R. and D. H. Wood, “Observations of the starting behaviour of a small horizontal axis wind turbine,” *Renewable Energy*, vol. 12, no. 3, pp. 1–13, 1997.
- [2] D. Wood, “A blade element estimation of the cut-in wind speed of a small wind turbine,” *Renewable Energy*, vol. 25, no. 2, pp. 125–130, 2001.
- [3] A. K. Wright and D. H. Wood, “The starting and low wind speed behaviour of a small horizontal axis wind turbine,” vol. 92, no. 14-15, pp. 1265–1279, 2004.
- [4] X. Liu, L. Wang, and X. Tang, “Optimized linearization of chord and twist angle profiles for fixed-pitch fixed-speed wind turbine blades,” *Renewable Energy*, vol. 57, no. 111-119, 2013.
- [5] D. H. Wood, “Ideal wind turbine performance at very low speed ratio,” *Journal of Renewable and Sustainable Energy*, vol. 6, p. 033115, 2014.
- [6] Z. Sun, J. Chen, W. Zhong, and W. Jun, “Improved blade element momentum theory for wind turbine aerodynamic computations,” *Renewable Energy*, vol. 96, pp. 824–831, 2016.
- [7] C. Mayer, M. Bechly, M. Hampsey, and D. Wood, “The starting behaviour of a small horizontal axis wind turbine,” *Renewable Energy*, vol. 22, no. 14-15, pp. 411–417, 2001.
- [8] R. K. Singh and M. R. Ahmed, “Blade design and performance testing of a small wind turbine rotor for low wind speed application,” *Renewable Energy*, vol. 50, no. 812-819, 2013.
- [9] A. Pourrajabian, P. A. Nazmi Afshar, M. Ahmadizadeh, and D. Wood, “Aerostructural design and optimization of a small wind turbine blade,” *Renewable Energy*, vol. 87, pp. 837–848, 2016.
- [10] B. S. Gerber, S. Herr, N. K. Althoff, and K. J. Standish., “Multi-section windturbine rotor blades and wind turbines incorporating same,” patent, United States Patent Applications, 2007.
- [11] D. Eisenberg, “Secondary airfoil mounted on stall fence on wind turbine blade,” patent, United States Patent Applications, 2012.



- [12] P. M. Roth-Johnson and R. E. W. Angeles, “Wind turbine blade with biplane section,” patent, United States Patent Applications, 2014.
- [13] X. Shen, H. Yang, J. Chen, X. Zhu, and Z. Du, “Aerodynamic shape optimization of non-straight small wind turbine blades,” *Energy Conversion and Management*, vol. 119, pp. 266–278, 2016.
- [14] V. L. Garza, “Modelo de álabes de turbina eólica de baja capacidad,” tech. rep., Instituto Mexicano de la Protección industrial, 2018.
- [15] C. Casillas, “Optimización del torque de arranque de una turbina eólica de eje horizontal de baja capacidad,” Master’s thesis, Universidad Michoacana, 2016.
- [16] V. L. Garza, *DISEÑO Y MANUFACTURA DE ÁLABES DE TURBINAS DE VIENTO DE EJE HORIZONTAL DE BAJA CAPACIDAD PARA BAJAS VELOCIDADES DE VIENTO*. PhD thesis, CIATEQ, 2020.
- [17] F. Wanga, L. Baia, J. Fletcherb, J. Whitefordc, and D. Cullenc, “The methodology for aerodynamic study on a small domestic wind turbine with scoop,” *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, pp. 1–24, 2008.
- [18] M. A. Abrart, A. I. Mahbub, and M. Mamun, “Design optimization of a horizontal axis micro wind turbine through development of cfd model and experimentation,” *10th International Conference on Mechanical Engineering*, vol. 90, pp. 333–338, 2014.
- [19] P. Ying, Y. K. Chen, and Y. G. Xu, “An aerodynamic analysis of a novel small wind turbine based on impulse turbine principles,” *Renewable Energy*, vol. 75, pp. 37–43, 2015.
- [20] M. R. H. Nobari, E. Mirzaee, and M. Nosratollahi, “Improvement of wind turbine performance using a novel tip plate structure,” *Energy Conversion and Management*, vol. 123, pp. 592–609, 2016.
- [21] Y. Khalil, L. Tenghiri, F. Abdi2, and A. Bentamy, “Efficiency of a small wind turbine using bem and cfd,” *International Conference on Renewable Energies and Energy Efficiency*, vol. 61, pp. 120–128, 2018.
- [22] C.-H. Hsu, J.-L. Chen, and S.-C. Yuan, “Cfd simulation on the rotor dynamics of a horizontal axis wind turbines activated from stationary,” *Applied Mechanics*, p. 12, March 2021.
- [23] C. Casillas, “Optimización del torque de arranque de una turbina eólica de eje horizontal de baja capacidad,” Master’s thesis, Universidad Michoacana De San Nicolás de Hidalgo, 2018.



- [24] R. A. Kishore and S. Priya, "Design and experimental verification of a high efficiency small wind energy portable turbine (swept)," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 18, pp. 12–19, 2013.
- [25] A. M. Mohammadreza Mohammadi, M. Mohammadi, and H. N. Minaei, "Optimization of small scale wind turbine blades for low speed conditions," *Journal of Clean Energy Technologies*, vol. 4, no. 2, 2016.
- [26] U. Chaudhary, P. Mondal, P. Tripathy, S. K. Nayak, and U. K. Saha, "Modeling and optimal design of small hawt blades for analyzing the starting torque behavior," *International Conference on Renewable Energies and Energy Efficiency*, 2018.
- [27] J. N. Sørensen, "Aerodynamic aspects of wind energy conversion," *Annu. Rev. Fluid Mech.*, vol. 43, pp. 427–448, 2011.
- [28] D. A. T. D. do Rio Vaz, J. R. P. Vaz, A. L. A. Mesquita, J. T. Pinho, and A. C. P. B. Junior, "Optimum aerodynamic design for wind turbine blade with a rankine vortex wake," *Renewable Energy*, vol. 55, pp. 296–304, 2013.
- [29] M. K. Chaudhary, A. R. M. K. Chaudhary, and A. Roy, "Design and optimization of a small wind turbine blade for operation at low wind speed," *World Journal of Engineering*, vol. 12, no. 1, pp. 83–94, 2015.
- [30] K. N., K. Murugavel, A. Kumar, and S. Rajakumar, "Review of aerodynamic developments on small horizontal axis wind turbine blade," *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 42, pp. 801–822, 2015.
- [31] A. Hassanzadeh, A. Hassanzadeh, and A. Dadvand, "Aerodynamic shape optimization and analysis of small wind turbine blades employing the viterna approach for post-stall region," *Alexandria Engineering Journal*, vol. 55, no. 3, pp. 2035–2043, 2016.
- [32] S.-L. Lee and S. Shin, "Wind turbine blade optimal design considering multi-parameters and response surface method," *MDPI*, 2020.
- [33] R. K. Singha, M. R. Ahmeda, M. A. Zullahb, and Y.-H. Leeb, "Design of a low reynolds number airfoil for small horizontal axis wind turbines," *Renewable Energy*, vol. 42, pp. 66–76, 2012.
- [34] A. Ribeiro, A. Awruch, and H. Gomes, "An airfoil optimization technique for wind turbines," *Applied Mathematical Modelling*, vol. 36, pp. 4898–4907, 2012.
- [35] A. Makridis and J. Chick, "Validation of a cfd model of wind turbine wakes with terrain effects," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 123, pp. 12–29, 2013.



- [36] T. A. Mekhail, W. A. Fadeel, and W. M. A. Elmagid, “Experimental and cfd of designed small wind turbine,” *International Journal of Scientific and Engineering Research*, vol. 6, pp. 55–66, 2015.
- [37] L. Scappatici, N. Bartolini, F. Castellani, D. Astolfi, A. Garinei, and M. Pennicchi, “Optimizing the design of horizontal-axis small wind turbines: From the laboratory to market,” *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 154, pp. 58–68, 2016.
- [38] E. Efstathios, *Small Wind Turbines*. 2006.
- [39] D. Wood, *Small Wind Turbines*. Springer, 2011.
- [40] D. R. Tobergte and S. Curtis, “Wind Energy Explained,” *Journal of Chemical Information and Modeling*, vol. 53, no. 9, p. 37, 2013.
- [41] C. Casillas, V. L. Garza, and G. S. Diaz, “Modelo industrial de aspa de inducción para turbina eólica de eje horizontal.,” patente como modelo industrial, IMPI, 2019.
- [42] H. L. Martin, *Aerodynamics of Wind Turbines*. Earthscan, 2008.
- [43] A. P. Schaffarczyk, *Introduction to Wind Turbine Aerodynamics*. Springer, 2014.