



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO

FACULTAD DE INGENIERÍA

**Funciones de fragilidad para
torres de acero de
aerogeneradores considerando
daño acumulado por fatiga**

TESIS

Que para obtener el título de

Ingeniero Civil

P R E S E N T A

David Nápoles Nápoles

DIRECTORA DE TESIS

Dra. Sonia Elda Ruiz Gómez



Ciudad Universitaria, Cd. Mx., 2025



**PROTESTA UNIVERSITARIA DE INTEGRIDAD Y
HONESTIDAD ACADÉMICA Y PROFESIONAL
(Titulación con trabajo escrito)**



De conformidad con lo dispuesto en los artículos 87, fracción V, del Estatuto General, 68, primer párrafo, del Reglamento General de Estudios Universitarios y 26, fracción I, y 35 del Reglamento General de Exámenes, me comprometo en todo tiempo a honrar a la institución y a cumplir con los principios establecidos en el Código de Ética de la Universidad Nacional Autónoma de México, especialmente con los de integridad y honestidad académica.

De acuerdo con lo anterior, manifiesto que el trabajo escrito titulado FUNCIONES DE FRAGILIDAD PARA TORRES DE ACERO DE AEROGENERADORES CONSIDERANDO DAÑO ACUMULADO POR FATIGA que presenté para obtener el título de INGENIERO CIVIL es original, de mi autoría y lo realicé con el rigor metodológico exigido por mi Entidad Académica, citando las fuentes de ideas, textos, imágenes, gráficos u otro tipo de obras empleadas para su desarrollo.

En consecuencia, acepto que la falta de cumplimiento de las disposiciones reglamentarias y normativas de la Universidad, en particular las ya referidas en el Código de Ética, llevará a la nulidad de los actos de carácter académico administrativo del proceso de titulación.

DAVID NAPOLES NAPOLES
Número de cuenta: 420052957

Agradecimientos

A la Dra. Sonia Elda Ruiz Gómez, por permitirme ser parte de su grupo de investigación y ser una guía durante el desarrollo de esta tesis. Agradezco su paciencia y compromiso para que este trabajo se convirtiera en una realidad.

Al M.I. Jonathan de Anda Gil, por su mentoría y apoyo durante este proceso. Agradezco los conocimientos compartidos y su acompañamiento en cada etapa de esta investigación.

A la Universidad Nacional Autónoma de México, por ser el lugar donde aprendí a soñar.

A la Facultad de Ingeniería de la UNAM, por haber sido mi hogar durante cinco años y por brindarme conocimientos, amistades y experiencias que atesoraré toda la vida.

Dedicatoria

A mis padres, por su amor incondicional, su esfuerzo y su apoyo en cada paso de mi camino. Gracias por siempre haberme guiado por el camino del estudio. Todos mis logros son gracias a los buenos cimientos que me dieron.

RESUMEN

Se desarrollan funciones de fragilidad para caracterizar la vulnerabilidad eólica de torres de acero de aerogeneradores de mediana altura, considerando el daño ocasionado por fatiga. El estudio emplea un modelo de daño acumulado no lineal para evaluar la fatiga en la base de las torres, ya que esta zona experimenta la mayor concentración de esfuerzos debido a las cargas cíclicas inducidas por el viento. Con la finalidad de obtener los parámetros necesarios para generar las funciones de fragilidad asociadas a los estados límite de servicio y de colapso se realizaron análisis dinámicos incrementales. Finalmente, se comparan las funciones de fragilidad para distintos umbrales de tiempo, con el propósito de identificar el efecto que tiene la fatiga en la reducción de la vulnerabilidad de las torres de aerogeneradores.

ABSTRACT

Fragility functions are developed to characterize the wind vulnerability of medium-height steel towers of wind turbines, considering fatigue damage. The study employs a nonlinear cumulative damage model to assess fatigue at the tower base, where the highest stresses occur due to cyclic wind loads. Incremental dynamic analyses were conducted to obtain the parameters necessary for generating fragility functions associated with serviceability and collapse limit states. Finally, fragility functions are compared for various time thresholds, to identify the fatigue's effect on reducing the vulnerability of wind turbine towers.

Índice de contenido

CAPÍTULO 1. INTRODUCCIÓN	12
1.1. JUSTIFICACIÓN DE LA INVESTIGACIÓN	12
1.2. ANTECEDENTES.....	14
1.3. OBJETIVO DE LA TESIS.....	15
1.4. ALCANCES Y LIMITACIONES	15
1.5. ORGANIZACIÓN DE LA TESIS	15
CAPÍTULO 2. FUERZAS AERODINÁMICAS.....	17
2.1. INTRODUCCIÓN.....	17
2.2. CARACTERIZACIÓN DE LA VELOCIDAD DEL VIENTO	19
2.3. FUERZAS EN LAS TORRES DE AEROGENERADORES.....	25
2.4. FUERZAS EN EL ROTOR	25
CAPÍTULO 3. FATIGA EN TORRES DE ACERO DE AEROGENERADORES	36
3.1. INTRODUCCIÓN.....	36
3.2. MODELOS DE FATIGA.....	37
3.3. DEFINICIÓN DE CURVAS S-N	39
3.4. CONTEO DE ESFUERZOS DE “RAINFLOW”	42
3.5. MODELO LINEAL DE DAÑO POR FATIGA.....	48
3.6. MODELO NO LINEAL DE DAÑO POR FATIGA.....	49
CAPÍTULO 4. FRAGILIDAD ESTRUCTURAL	51
4.1. INTRODUCCIÓN.....	51
4.2. GENERALIDADES SOBRE LA FRAGILIDAD ESTRUCTURAL.....	53
4.3. MÉTODOS PARA LA OBTENCIÓN DE FUNCIONES DE FRAGILIDAD	54
CAPÍTULO 5. METODOLOGÍA PROPUESTA	56
5.1. CASOS DE ESTUDIO	56
5.2. PROPIEDADES GEOMÉTRICAS, MECÁNICAS Y AERODINÁMICAS DE LOS AEROGENERADORES.....	58
5.3. CONSIDERACIONES E HIPÓTESIS PARA EL ESTUDIO	61
5.4. FUERZAS ACTUANTES	61
5.5. ANÁLISIS DE FATIGA EN TORRES DE AEROGENERADORES.....	70
5.6. ANÁLISIS DINÁMICO INCREMENTAL EN TORRES DE AEROGENERADORES.....	77
5.7. CURVAS DE FRAGILIDAD	78
CAPÍTULO 6. CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES	80

Lista de figuras

FIGURA 1.1 CAPACIDAD INSTALADA DE ENERGÍA EÓLICA EN MÉXICO, AMDEE (2024)	12
FIGURA 1.2 PARTES DE UN AEROGENERADOR: CRÉDITOS: ENERGYENCYCLOPEDIA.COM	13
FIGURA 1.3 DISTRIBUCIÓN DE INCIDENTES EN AEROGENERADORES, ADAPTADO: MA ET AL. (2018).....	14
FIGURA 2.1. CÉLULAS DE CIRCULACIÓN ATMOSFÉRICA	17
FIGURA 2.2 ESPECTRO DE POTENCIA DE VELOCIDAD DEL VIENTO.....	19
FIGURA 2.3 SERIE DE TIEMPO DE UNA VARIABLE ALEATORIA NORMALMENTE DISTRIBUIDA	22
FIGURA 2.4 VOLUMEN DE CONTROL DEL SISTEMA DE ANÁLISIS.....	26
FIGURA 2.5 EMPUJE SOBRE EL FLUIDO DEL VOLUMEN DE CONTROL	27
FIGURA 2.6 COEFICIENTES DE EMPUJE Y POTENCIA	29
FIGURA 2.7. REPRESENTACIÓN DE UN ELEMENTO PALA.....	30
FIGURA 2.8. VELOCIDADES Y FUERZAS EN UN ELEMENTO PALA	30
FIGURA 2.9. SUSTENTACIÓN BASADA EN LA TEORÍA DE TIEMPOS DE TRÁNSITO IGUALES	31
FIGURA 2.10. VÓRTICES EN LAS PUNTAS DE LAS PALAS	34
FIGURA 2.11 CORRECCIÓN DE GLAUERT PARA EL COEFICIENTE DE EMPUJE CON $F=1$	35
FIGURA 3.1. ETAPAS DE UNA FALLA POR FATIGA EN LA SECCIÓN TRANSVERSAL DE UN TORNILLO.....	36
FIGURA 3.2 CURVA E-N.....	38
FIGURA 3.3 RELACIÓN DEL CRECIMIENTO DE GRIETA CON EL FACTOR DE INTENSIDAD DE ESFUERZOS.....	39
FIGURA 3.4. CURVA S-N DE UN ACERO ESTRUCTURAL TÍPICO.....	40
FIGURA 3.5. CURVAS S-N ASOCIADAS A DISTINTAS PROBABILIDADES DE FALLA	41
FIGURA 3.6. DIAGRAMA DE VIDA CONSTANTE.....	42
FIGURA 3.7. ELEMENTOS QUE CARACTERIZAN A LOS CICLOS DE ESFUERZOS.....	43
FIGURA 3.8. TRATAMIENTO PREVIO AL CONTEO DE RAINFLOW	44
FIGURA 3.9 MÉTODO DE LOS TECHOS DE PAGODA	45
FIGURA 3.10. MÉTODO DE LOS TECHOS DE PAGODA PARA UNA HISTORIA PERIÓDICA	46
FIGURA 3.11. ESPECTRO DE ESFUERZOS	47
FIGURA 3.12 MODELO DE HAIBACH.....	49
FIGURA 3.13. MODELOS LINEAL Y NO LINEAL DE DAÑO ACUMULADO POR FATIGA	50
FIGURA 4.1 INGENIERÍA EÓLICA BASADA EN DESEMPEÑO, ADAPTADA DE PETRINI (2009).....	51
FIGURA 4.2 DETERMINACIÓN PROBABILISTA DE LOS PARÁMETROS DE FRAGILIDAD A PARTIR DE UN ESTADO LÍMITE Y CURVAS ADI	55
FIGURA 5.1. OROGRAFÍA EN LA ZONA SUR DEL ISTMO DE TEHUANTEPEC.....	56
FIGURA 5.2. DISTRIBUCIÓN ANUAL DE VELOCIDADES DE VIENTO WEIBULL-WEIBULL A 32 METROS SOBRE LA SUPERFICIE.....	57
FIGURA 5.3. GEOMETRÍA DE LA TORRE.....	58
FIGURA 5.4 RELACIÓN DE ASPECTO DE LOS PERFILES AERODINÁMICOS QUE COMPONEN A LAS PALAS DEL ROTOR	60
FIGURA 5.5 COEFICIENTES DE SUSTENTACIÓN PARA DISTINTOS PERFILES AERODINÁMICOS.....	60
FIGURA 5.6. VELOCIDAD REGIONAL DE RÁFAGA EN LA VENTOSA OBTENIDA CON EL SISTEMA DE VIENTO V2.0.....	64
FIGURA 5.7. PERFILES DE VELOCIDADES MEDIAS DEL VIENTO PARA UNA TORRE DE 85 [M] DE ALTURA	65
FIGURA 5.8. PROGRAMA PARA SIMULACIÓN DE VIENTO TURBULENTO, SVTPRO V1.5	65
FIGURA 5.9. COMPARACIÓN ENTRE UNA HISTORIA SIMULADA Y UNA ESCALADA.....	66
FIGURA 5.10. HISTORIAS DE FUERZAS EN TODO LO ALTO DE LA TORRE	67
FIGURA 5.11. POSICIÓN DE LAS PALAS DEL ROTOR.....	68
FIGURA 5.12 ESFUERZOS EN LA BASE DEL MODELO 70-36 PARA UNA VELOCIDAD DE VIENTO DE 25 [M/S] EN LA PUNTA.....	72
FIGURA 5.13 DESPLAZAMIENTOS EN LA PUNTA DEL MODELO 70-36 PARA UNA VELOCIDAD DE VIENTO DE 25[M/S] EN LA PUNTA.	72
FIGURA 5.14 CURVA S-N AJUSTADA DE EN 1993-1-9	75
FIGURA 5.15 CURVAS DE DAÑO ACUMULADO POR FATIGA PARA TORRES DE ACERO DE AEROGENERADORES	76
FIGURA 5.16 CURVAS DE CAPACIDAD CORRESPONDIENTES A TORRES DE 70 Y 85 M DE ALTURA	77
FIGURA 5.17 CURVAS DE FRAGILIDAD PARA UN ESTADO LÍMITE DE SERVICIO	78
FIGURA 5.18 CURVAS DE FRAGILIDAD PARA UN ESTADO LÍMITE DE DISEÑO	79

Lista de tablas

TABLA 3.1. RESULTADOS DEL CONTEO DE RAINFLOW A TRAVÉS DEL MÉTODO DE LOS TECHOS DE PAGODA.....	46
TABLA 3.2. RESULTADOS DEL MÉTODO DE LOS TECHOS DE PAGODA PARA UNA SERIE PERIÓDICA	47
TABLA 5.1. PARÁMETROS DE LA DISTRIBUCIÓN ANUAL DE VELOCIDADES DE VIENTO WEIBULL-WEIBULL A 32 M SOBRE LA SUPERFICIE	57
TABLA 5.2. PROPIEDADES GEOMÉTRICAS DE LAS TORRES DE AEROGENERADORES.	58
TABLA 5.3 PROPIEDADES MECÁNICAS DEL MATERIAL DE LA TORRE.....	59
TABLA 5.4 PERFILES AERODINÁMICOS QUE COMPONEN A LAS PALAS DEL ROTOR.	59
TABLA 5.5 PESOS DE LOS COMPONENTES DEL ROTOR	61
TABLA 5.6. VALORES DE α_H , δ Y C_z	63
TABLA 5.7 FRECUENCIAS NATURALES DE LOS DOS PRIMEROS MODOS DE VIBRAR DE LAS TORRES.....	71
TABLA 5.8 COEFICIENTES DE AMORTIGUAMIENTO DE RAYLEIGH.....	71
TABLA 5.9 RESULTADOS DEL CONTEO DE ESFUERZOS PARA UNA DETERMINADA SIMULACIÓN	73
TABLA 5.10 PARÁMETROS DE LA DISTRIBUCIÓN ANUAL DE VELOCIDADES A LA ALTURA DEL ROTOR	74
TABLA 5.11 PARÁMETROS QUE DEFINEN LA CURVA S-N DE EN 1993-1-9	75
TABLA 5.12 PORCENTAJE DE DAÑO ACUMULADO POR FATIGA EN LAS TORRES DE AEROGENERADORES EN ESTUDIO.....	76
TABLA 5.13 ESTADOS LÍMITE DE SERVICIO Y DISEÑO PARA AEROGENERADORES	78

Nomenclatura

Capítulo 1

ONU	Organización de las Naciones Unidas
SENER	Secretaría de Energía
AMDEE	Asociación Mexicana de Energía Eólica

Capítulo 2

FDPE	Función de Densidad de Potencia Espectral
ARMA	Autoregressive Moving Average (Modelo Autoregresivo de Media Móvil)
BEM	Blade Element Momentum
$U(z, t)$	Velocidad total del viento
$\bar{U}(z)$	Componente media de la velocidad del viento
$u(z, t)$	Componente turbulenta de la velocidad del viento
z	Altura sobre la superficie
t	Tiempo
z_r	Altura de referencia
α_h	Exponente de la ley de potencia o de Hellman
α	Ángulo de ataque
z_0	Longitud de rugosidad
n_u	Frecuencia del viento en Hz
L_u	Longitud de escala de turbulencia
σ_u	Desviación estándar de la turbulencia en dirección longitudinal u
$S_u(n_u)$	Función de densidad de potencia espectral
Coh_{jk}	Función de coherencia
Δr_{jk}	Distancia entre los puntos j y k
\bar{U}_{jk}	Promedio de las velocidades medias en los puntos j y k
C_{jk}	Coefficiente de decaimiento de correlación
μ_b	Variable aleatoria con distribución uniforme en el intervalo $(-1,1)$
z_m	Altura promedio entre los puntos j y k
$S_{u_{jk}}(n_u)$	Matriz espectral
$H(n_u)$	Matriz de transformación
$X_{jk}(n_u)$	Matriz diagonal con procesos de ruido blanco
θ_{km}	Ángulo de fase
V	Vector de coeficientes complejos de Fourier
1	Vector columna de elementos unitarios
$AR(p)$	Modelo autorregresivo de orden p
$MA(q)$	Modelo de promedio móvil de orden q
Y	Vector que contiene las series de tiempo v_t

A_0	Matriz identidad
W	Vector que contiene procesos de ruido blanco
A_i	Matriz de coeficientes del modelo de autoregresión
B_j	Matriz de coeficientes del modelo de media móvil
p	Presión del aire
ρ	Densidad del aire
C_d	Coefficiente de arrastre
F_D	Fuerza de arrastre
A	Área de la sección transversal normal al flujo
T	Empuje
a	Factor de inducción axial
r	Radio
a'	Factor de inducción tangencial
Ω	Velocidad angular
Q	Torque
\dot{m}	Flujo másico
C_p	Coefficiente de potencia
C_T	Coefficiente de empuje
β	Ángulo de inclinación del perfil aerodinámico con respecto al plano de rotación
ϕ	Ángulo del flujo de entrada
W	Resultante del triángulo de velocidades
N_p	Número de palas
L	Fuerza de sustentación
D	Fuerza de arrastre
c	Cuerda del perfil aerodinámico
C_L	Coefficiente de sustentación
σ_r	Factor de solidez local
F	Factor de corrección por pérdidas en la punta

Capítulo 3

ε_e	Deformación elástica
ε_p	Deformación plástica
N	Número de ciclos a la falla
c_d	Exponente de ductilidad
ε'_f	Coefficiente de ductilidad
b	Exponente de resistencia a la fatiga
σ'_f	Coefficiente de resistencia a la fatiga
E	Módulo de elasticidad o de Young
K	Factor de intensidad de esfuerzos
a_c	Longitud de grieta

C_f, m_f	Constantes del material en el modelo de la mecánica de la fractura
σ_u	Resistencia última a tensión
σ_m	Esfuerzo medio
$\Delta\sigma_0$	Resistencia a la fatiga de una curva S-N de ciclos de media cero
$\Delta\sigma_a$	Amplitud de esfuerzos
$\Delta\sigma_r$	Rango de esfuerzos
σ_{max}	Esfuerzo máximo
σ_{min}	Esfuerzo mínimo
R_σ	Relación de esfuerzos
n	Número de ciclos
D_i	Daño por fatiga al nivel de carga i
k', C_B	Constantes del material en la ecuación de Basquin
k''	Factor de pendiente de Haibach
μ_{i+1}	Factor de interacción

Capítulo 4

IM	Medida de intensidad
IP	Parámetros de interacción
EDP	Parámetro de demanda de ingeniería
DM	Medida de daño
DV	Variable de decisión
$f(x)$	Función de densidad de probabilidad
$F(x)$	Función de distribución acumulada
$G(x)$	Complemento de la función de distribución acumulada
λ	Tasa de ocurrencia
θ_d	Media de la capacidad
β_d	Desviación estándar del logaritmo natural de la capacidad
C	Capacidad

Capítulo 5

MDOC	Manual de Diseño de Obras Civiles
CFE	Comisión Federal de Electricidad
MDOCV	Manual de Diseño de Obras Civiles en su versión de diseño por Viento
IIE	Instituto de Investigaciones Eléctricas
UNAM	Universidad Nacional Autónoma de México
CICIND	Comité International des Cheminées Industrielles
ESDU	Engineering Sciences Data Unit
ADI	Análisis Dinámico Incremental
ELS	Estado Límite de Servicio
ELD	Estado Límite de Diseño

c_1, k_1	Parámetros de escala y forma de la parte izquierda de la distribución Weibull – Weibull, respectivamente
c_2, k_2	Parámetros de escala y forma de la parte derecha de la distribución Weibull – Weibull, respectivamente
$q, (1 - q)$	Parámetros de ponderación para la distribución izquierda y derecha, respectivamente
h	Altura de la torre
d_1, t_1	Diámetro y espesor en la base, respectivamente
d_2, t_2	Diámetro y espesor en la punta, respectivamente
ν	Relación de Poisson;
ν_c	Viscosidad cinemática del aire
f_y	Esfuerzo de fluencia
γ	Peso volumétrico
R	Longitud de las palas
V_D	Velocidad básica de diseño
F_T	Factor de topografía local
F_{Tz}	Factor de exposición
V_R	Velocidad regional de ráfaga
c_z	Coefficiente de escala de rugosidad
δ	Altura gradiente
Re	Número de Reynolds
(x_i, y_i)	Coordenadas de los puntos del rotor
u^*	Velocidad de fricción
f_c	Parámetro de Coriolis
Ω_e	Velocidad angular de rotación de la tierra
ψ	Latitud
κ	Constante de Von Karman
λ_r	Velocidad local específica
α_r, β_r	Coefficientes de amortiguamiento de Rayleigh
ω	Frecuencia natural circular
f	Frecuencia natural
ζ	Coefficiente de amortiguamiento viscoso
Γ	Función Gamma
T_r	Periodo de retorno
d_{max}	Desplazamiento máximo en la punta de la torre

Capítulo 1. Introducción

1.1. Justificación de la investigación

Dentro de los Objetivos del Desarrollo Sostenible de la Organización de las Naciones Unidas (ONU) destaca el Objetivo 7: garantizar el acceso a una energía asequible, fiable, sostenible y moderna para todos. Para alcanzar esta meta, es necesario proveer de energía a la población que aún carece de acceso, incrementar la participación de las fuentes de energía renovables en la matriz de generación y mejorar la eficiencia energética (intensidad energética), optimizando los procesos para tener un menor consumo de energía sin comprometer la productividad.

De acuerdo con el Balance Nacional de Energía de 2023, SENER (2023), México tiene un índice de independencia energética de 0.72, lo cual quiere decir que un 28% de la energía primaria requerida es cubierta con importaciones. En términos de participación de las diversas fuentes en la matriz de generación de energía eléctrica, las fuentes convencionales fósiles representan el 75.67%, por lo que aún se requiere una mayor descarbonización en el sector energético.

En cuanto a las fuentes de energía renovables, la energía eólica destaca por su nula generación de gases de efecto invernadero, menores impactos ambientales en comparación con las fuentes fósiles y un suministro de electricidad más limpia a las comunidades. Esta tiene un 5.89% de participación en la matriz de generación de energía eléctrica nacional, lo cual representa una aportación total de 20,700 GWh. En términos de capacidad instalada, México cuenta con 7,413 MW, los cuales se distribuyen en las distintas entidades federativas como lo muestra la Figura 1.1, donde destacan Oaxaca y Tamaulipas con las mayores aportaciones.

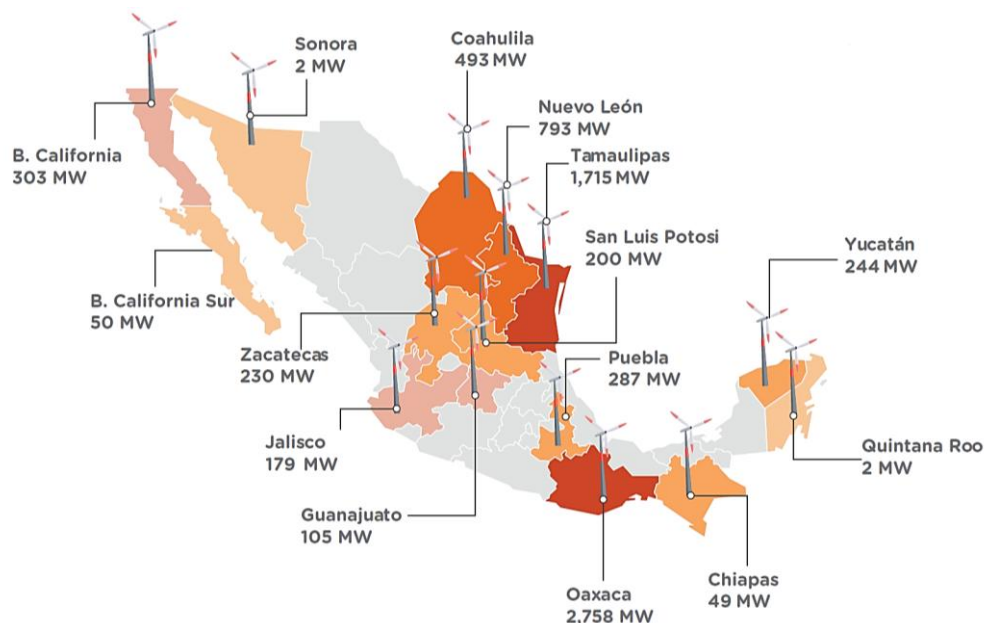


Figura 1.1 Capacidad instalada de energía eólica en México, AMDEE (2024)

El dispositivo que permite el aprovechamiento de la energía contenida en el viento se denomina “aerogenerador”. El movimiento del aire a través de las palas genera energía mecánica que es transmitida a un generador mediante un sistema de transmisión conformado por un eje y un multiplicador de velocidad. El generador, a su vez, convierte la energía mecánica en energía eléctrica, la cual es inyectada posteriormente a la red. Los avances tecnológicos han permitido mejorar la eficiencia y capacidad de los aerogeneradores, consolidándolos como elementos clave en el proceso de transición energética. Los componentes que conforman a un aerogenerador se muestran de forma esquemática en la Figura 1.2.

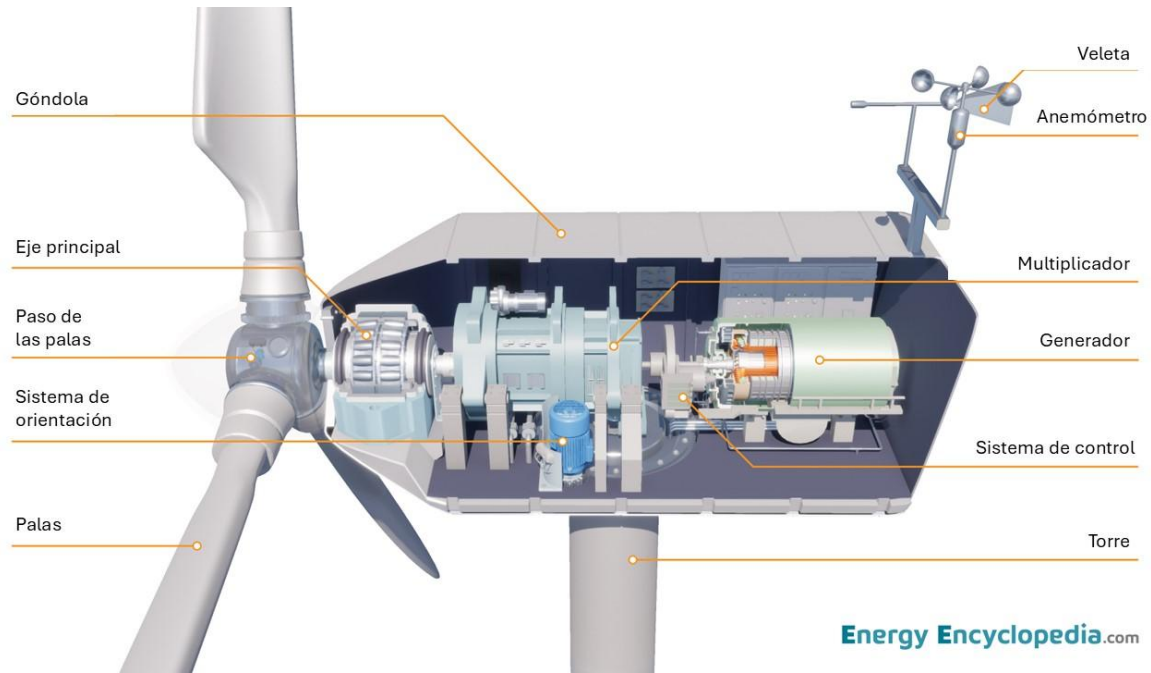


Figura 1.2 Partes de un aerogenerador: Créditos: EnergyEncyclopedia.com

Ante el reto de aumentar la producción de electricidad a partir de la energía eólica, se ha optado por aerogeneradores más altos y con diámetros de rotor mayores. Lo anterior representa un reto en términos de ingeniería estructural, puesto que se debe asegurar la resistencia y estabilidad ante sollicitaciones de sismo y viento en sistemas estructurales que, debido a sus mayores dimensiones, pueden ser más vulnerables a efectos dinámicos. De acuerdo con Ma et al. (2018), históricamente no se ha alcanzado el desempeño deseado en los aerogeneradores, pues se tienen registros de numerosos incidentes causados por malas prácticas de ingeniería, errores humanos, defectos en materiales, condiciones de carga inesperadas, etc.

En la Figura 1.3 se muestra la distribución de incidentes en turbinas eólicas, destacando las fallas en las palas con un 17.9%, y las fallas estructurales con un 9.2%. Dentro de las fallas estructurales destacan las que ocurren cerca del término de la vida útil del aerogenerador, a las cuales se les atribuye un mantenimiento deficiente o que pueden ser causadas por efectos de fatiga. Este último cobra especial atención, pues de acuerdo con las normativas internacionales, la revisión de fatiga forma parte de la evaluación de los estados límite en estructuras de acero, lo cual indica una deficiencia en la aplicación de las metodologías o huecos existentes en las mismas.

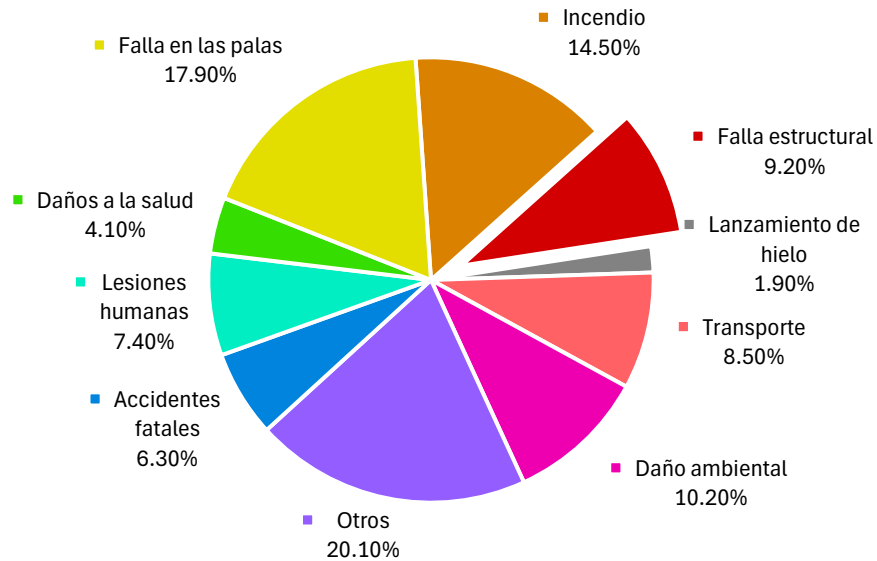


Figura 1.3 Distribución de incidentes en aerogeneradores, Adaptado: Ma et al. (2018)

En este contexto, la presente investigación busca desarrollar funciones de fragilidad que incorporen el daño acumulado por fatiga en torres de acero de aerogeneradores, proporcionando un enfoque más completo para la evaluación de la vulnerabilidad de estas estructuras. La obtención de las funciones de fragilidad permitirá mejorar la comprensión del comportamiento de las torres a lo largo de su vida útil cuando se consideran efectos de fatiga. De este modo, se pueden plantear estrategias de mantenimiento y con ello prevenir posibles fallas estructurales.

Los resultados de este estudio pueden ser de utilidad tanto para investigadores como para diseñadores de aerogeneradores, y otros sistemas sometidos a cargas cíclicas, al ofrecer una metodología para evaluar la vulnerabilidad de estas estructuras.

1.2. Antecedentes

El análisis de fragilidad en torres de aerogeneradores ha sido objeto de múltiples estudios que abordan su comportamiento frente a distintas sollicitaciones. Estas investigaciones han permitido comprender los factores que influyen en la vulnerabilidad estructural de las torres y han servido de base para el desarrollo de metodologías de evaluación y mitigación del riesgo. A continuación, se presentan algunos trabajos clave en esta línea de investigación, los cuales han explorado la fragilidad estructural desde diversas perspectivas, incluyendo la acción del viento, la actividad sísmica y los efectos acumulativos del daño por fatiga.

Quilligan et al. (2012), desarrollaron un análisis de fragilidad para comparar el comportamiento de torres de acero y concreto bajo velocidades de viento variables. Por otro lado, Patil et al. (2016) evaluaron la fragilidad de una torre típica sometida a movimientos sísmicos, identificando que la torre de soporte es más susceptible al volteo de la cimentación que al pandeo global.

Por su parte, Martín del Campo y Pozos-Estrada (2017) realizaron un análisis de fragilidad bipeligro en una turbina de 5 MW, concluyendo que la susceptibilidad sísmica no es determinante incluso en zonas de alta sismicidad. Posteriormente, Martín del Campo et al. (2021) desarrollaron curvas de fragilidad para aerogeneradores con sistema de masa sintonizada (TMD), evidenciando que esta tecnología puede reducir en un 80 % la fragilidad estructural ante vientos

inducidos por ciclones. En otro estudio, Jaimes et al. (2020) propusieron un enfoque probabilístico para evaluar el riesgo económico de las torres, integrando la peligrosidad eólica de ciclones y su vulnerabilidad estructural mediante curvas de fragilidad.

Si bien el análisis de fatiga en torres de aerogeneradores ha sido ampliamente estudiado, su integración en los análisis de fragilidad aún está en desarrollo. En este sentido, Do et al. (2015) desarrollaron curvas de fragilidad considerando un estado límite de vida útil por fatiga, lo que permitió estimar la durabilidad de las torres según su ubicación y las características del viento. Por su parte, Sheng y Hong (2023) evaluaron el daño por fatiga acumulada en aerogeneradores expuestos a vientos asociados con ciclones tropicales, proporcionando un marco para entender la interacción entre la carga cíclica y la fragilidad estructural. Otros estudios han abordado la confiabilidad y fragilidad de torres considerando el daño por fatiga (Inzunza-Aragón y Ruiz, 2020; De Anda et al., 2023; De Anda et al., 2024).

1.3. Objetivo de la tesis

Evaluar el desempeño estructural de torres de acero de aerogeneradores de mediana altura bajo la influencia del viento a lo largo de su vida útil, mediante el desarrollo de funciones de fragilidad que consideren el daño acumulado por fatiga.

1.4. Alcances y limitaciones

En el presente trabajo se desarrolla una metodología para obtener funciones de fragilidad en torres de acero de aerogeneradores bajo la influencia del viento considerando daño acumulado por fatiga. Las torres que se evalúan son cuatro modelos de 70, 75, 80 y 85 metros de altura. Para cada una de ellas se emplea un único modelo de rotor compuesto por tres palas de 42.13 metros de longitud. Las propiedades geométricas y mecánicas de las torres son particulares para este trabajo y se seleccionaron con base en la disponibilidad de información, por lo que la extrapolación de resultados a otros modelos debe tomarse con precaución.

Respecto a las condiciones del viento, se asume que las torres se encuentran ubicadas en La Ventosa, Oaxaca, por lo que los parámetros empleados para caracterizar el viento son los de dicho sitio. Además, se considera únicamente la acción del viento en dirección normal al plano de rotación del rotor, por lo que se desprecia cualquier efecto transversal al flujo, incluyendo efectos de inestabilidad aeroelástica como el flameo (“flutter”) o el bataneo (“buffeting”).

El análisis estructural de la torre de un aerogenerador se simplificó, modelando únicamente la estructura de la torre y considerando la presencia del rotor a través de las fuerzas que este le transmite a la torre. Por otra parte, el análisis de fatiga se llevó a cabo a través del modelo “stress – life”, por lo que la caracterización del daño se hizo mediante curvas S-N y no con modelos de crecimiento de grieta. Finalmente, para la construcción de las funciones de fragilidad se siguió un enfoque probabilístico.

1.5. Organización de la tesis

Esta tesis se compone de seis capítulos, los cuales se presentan de forma secuencial para comprender de mejor manera el procedimiento a seguir para realizar una evaluación de fragilidad estructural en un aerogenerador. Cada capítulo se intentó redactar con la mayor formalidad, rigurosidad y completitud posible, de manera que para los nuevos lectores les fuera suficiente con leer este texto para comprender, con un buen nivel de detalle, los aspectos necesarios para obtener curvas de fragilidad considerando daño por fatiga en una estructura. No obstante, se

sugiere consultar la bibliografía proporcionada al final para conocer los aspectos más finos que requiere esta evaluación.

En el Capítulo 2 se presentan los aspectos generales y particulares que rigen el comportamiento del viento y que permiten estudiar su velocidad a través de dos competentes: una media y una turbulenta. Posteriormente, se definen los modelos que existen para caracterizar a la componente media y la forma de simular a la componente turbulenta tanto en la torre del aerogenerador como en el rotor. Finalmente, se presenta la forma de transformar esas velocidades a fuerzas aerodinámicas, destacando las deducciones físicas y matemáticas de este procedimiento.

En el Capítulo 3 se presenta el concepto de fatiga y se detalla cada una de las etapas en las que se desarrolla: surgimiento de la grieta, crecimiento de la grieta y falla. Posteriormente, se presentan los modelos existentes para caracterizar el fenómeno de fatiga y se indica el empleado en este trabajo. Con base en el modelo seleccionado, se detalla el procedimiento a seguir para que, a partir de una historia de esfuerzos de amplitud variable, se tengan parámetros equivalentes para acceder a los modelos de daño por fatiga. Finalmente, se describen los modelos lineal y no lineal de daño por fatiga.

En el Capítulo 4 se da una introducción a la fragilidad estructural. Se describe el papel que toma dentro del diseño basado en desempeño y se coloca en el contexto de la ingeniería de viento. Posteriormente, se introduce el concepto de curva de fragilidad y la expresión matemática que le da forma. Finalmente, se discuten los enfoques para determinar los parámetros de la función de fragilidad.

En el Capítulo 5 se aplica la teoría descrita en los capítulos anteriores al caso particular de cuatro torres de aerogeneradores de mediana altura ubicadas en La Ventosa, Oaxaca. Se especifican cuales son los parámetros particulares que definen al viento en el área de estudio conforme a estudios previos realizados y a lo estipulado en los manuales de diseño que aplican en la zona. Así mismo, se definen las propiedades geométricas y mecánicas consideradas para el análisis de las torres de los aerogeneradores. Se describe el procedimiento empleado para el análisis estructural de las torres y los modelos numéricos realizados. Con base en los resultados, se evalúa la fatiga a lo largo de la vida útil de la estructura. Finalmente, se obtienen funciones de fragilidad para las estructuras seleccionadas, considerando el daño acumulado por fatiga.

En el Capítulo 6 se mencionan los hallazgos más importantes de esta tesis y se mencionan las áreas por profundizar en futuros estudios. Se deja un apartado final con toda la bibliografía consultada para el desarrollo de esta tesis.

Capítulo 2. Fuerzas aerodinámicas

2.1. Introducción

Para analizar el comportamiento de un sistema aerogenerador, es necesario comprender la naturaleza de sus demandas, principalmente aquellas originadas por el viento. La evaluación de la velocidad del viento juega un papel importante en la eficiencia de la generación de energía y en el diseño estructural de los sistemas aerogeneradores, ya que permite garantizar un desempeño adecuado. Sin embargo, su estudio representa un reto significativo debido a su gran variabilidad espacial y temporal, además de depender de numerosos factores que operan a diversas escalas, tales como la ubicación geográfica, la temperatura, la topografía, la estación del año, entre otros.

En general, podemos decir que el aire se mueve debido a las diferencias de presión causadas por el calentamiento desigual de la superficie terrestre, el movimiento del aire es lo que llamamos viento. Se identifican dos movimientos principales del aire: uno horizontal, en el que el viento se desplaza de zonas de alta presión a zonas de baja presión, y otro vertical, en el que el aire caliente tiende a elevarse mientras que el aire frío tiende a descender.

Para entender el movimiento horizontal del viento, podemos imaginar a la atmósfera como un océano de aire donde, a una determinada altitud y según el principio de Pascal, el fluido debería tener la misma presión en todos sus puntos, por lo que dicho movimiento del viento es su intento por mantener esta condición de equilibrio. Por otra parte, el movimiento vertical puede justificarse desde el punto de vista de la gravedad, pues a medida que un gas se calienta, sus partículas tienden a expandirse, disminuyendo su densidad y, por lo tanto, teniendo una menor masa por unidad de volumen. Esto reduce la fuerza de atracción gravitacional que la tierra ejerce sobre el aire caliente, permitiendo que este se eleve.

Derivado de lo anterior, el movimiento del viento en la Tierra, a gran escala, se caracteriza por un patrón de circulación global, en el cual el aire se desplaza desde los polos hacia el ecuador, donde se calienta y se eleva para nuevamente regresar a los polos en lo que se denomina una célula de circulación atmosférica o célula de convección. Sin embargo, debido a la rotación de la tierra y al consecuente efecto de Coriolis, este proceso se realiza a través de tres células de convección: la célula de Hadley, la célula de Ferrel y la célula polar. Cada una de estas células abarca aproximadamente 30° de latitud desde el ecuador hasta los polos en ambos hemisferios, respectivamente, como se muestra en la Figura 2.1.

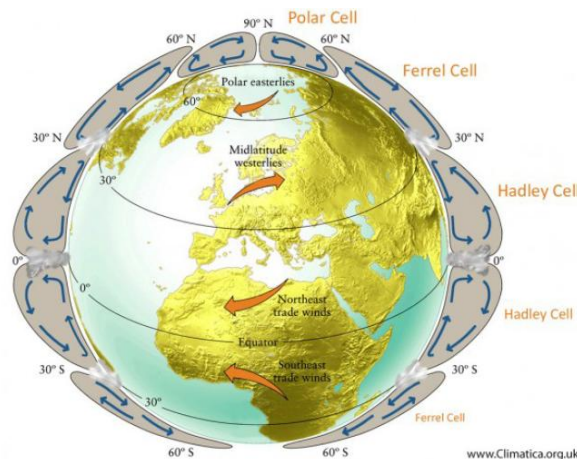


Figura 2.1. Células de circulación atmosférica.

El efecto de Coriolis y la rotación de la tierra no solo generan que haya tres células de circulación atmosférica, sino que también provocan que el viento no se desplace en línea recta por la misma longitud, al contrario, tiende a ser un movimiento curvilíneo. Esto se debe a que la tierra tiene forma aproximadamente esférica, lo que produce una mayor velocidad de rotación en el ecuador debido a su mayor distancia del eje de rotación. Como resultado, los vientos provenientes de latitudes cercanas al ecuador se desplazan más rápido que los vientos generados en latitudes más distantes.

El océano y los continentes también juegan un papel importante en la alteración de la velocidad del viento. La rugosidad de las masas continentales, causada por montañas, bosques y ciudades, provoca que el viento desacelere al pasar sobre ellas. El efecto contrario ocurre en los océanos, donde lo liso de su superficie permite que el viento acelere con mayor facilidad; sin embargo, esto no significa que no existan vientos fuertes al interior de los continentes; los accidentes topográficos pueden generar zonas de gran aceleración local. Así mismo, la interacción entre los océanos y los continentes puede generar zonas de alta actividad eólica en las costas debido a la diferencia térmica entre ambas masas. Estos y otros fenómenos similares evidencian que los patrones de movimiento del viento pueden ser alterados, adoptando un mayor nivel de caos.

Las variaciones del viento en el tiempo pueden analizarse a distintas escalas. En términos de décadas, se sabe que existen variaciones, pero ante la ausencia de datos históricos es difícil predecirlas con precisión, no obstante, uno de los principales factores que influye en estas variaciones es el calentamiento global. Las variaciones anuales, por su parte, también resultan difíciles de predecir, pues están asociadas a fenómenos climatológicos que tienen bastante incertidumbre, tal es el caso de la actividad solar y la actividad volcánica. Las variaciones estacionales son más predecibles, ya que dependen de los patrones de calentamiento de la superficie terrestre a lo largo del año, influenciados por la órbita de la tierra y la inclinación de su eje de rotación. Las variaciones horarias siguen una tendencia más clara, pues durante el día el calor intensifica el proceso de convección, provocando un mayor movimiento ascendente del aire, que se mezcla con el aire que viaja de manera horizontal y genera turbulencias. En contraste, durante la noche se tienen patrones más estables, lo que evidencia una clara variabilidad del viento con la altura.

Un aspecto de particular interés son las variaciones que se presentan en intervalos muy cortos de tiempo, denominadas “turbulencia”. Estas variaciones resultan ser importantes, debido a que existen estructuras que son altamente sensibles a sus efectos, tal es el caso de los aerogeneradores. La turbulencia es producto de la fricción que genera la rugosidad de la superficie de la tierra y los efectos térmicos que provocan movimientos ascendentes del viento. Por lo tanto, el viento puede considerarse como la combinación de una componente media, asociada a las variaciones descritas en los párrafos anteriores, y una componente turbulenta, que varía con el tiempo. Cabe destacar que para mantener invariable la componente media, suelen analizarse periodos de 10 minutos, que es el intervalo en el cual se considera que la componente turbulenta tiene una media nula.

El tratamiento adecuado de la componente media y de la componente turbulenta es de vital importancia para caracterizar de manera correcta las demandas que actúan sobre las torres de aerogeneradores. Para ello se hace uso de rosas de vientos, histogramas, distribuciones de probabilidad, espectros de turbulencia y otras herramientas matemáticas que se presentan con mayor detalle más adelante.

2.2. Caracterización de la velocidad del viento

Estudiada la variabilidad del viento a grandes y pequeñas escalas, tanto espaciales como temporales, debemos aterrizar esta característica a una escala que nos permita analizar las estructuras en estudio. Para ello, es necesario considerar el tamaño de las estructuras, la parte de la atmósfera donde están inmersas, las características de rugosidad de la superficie donde se desplantarán, así como otros parámetros de interés.

En este sentido, es conveniente retomar la definición de viento en la que se asignan dos componentes a su velocidad: una media, que depende de la altura sobre la superficie, y otra turbulenta, que varía con el tiempo a una cierta elevación. Esta definición se puede expresar mediante la ecuación (2.1).

$$U(z, t) = \bar{U}(z) + u(z, t) \quad (2.1)$$

donde $U(z, t)$ representa la velocidad total del viento, compuesta por una componente media (\bar{U}), que varía con la altura sobre la superficie (z), y una componente turbulenta (u), dependiente de la altura sobre la superficie, y variable en el tiempo (t).

Esta definición de viento tomada de los argumentos lógicos presentados en el apartado 2.1 se refuerza mediante el espectro de potencia de velocidad del viento (Figura 2.2). En este espectro se observa que son dos los picos que contribuyen con la mayor cantidad de potencia al espectro: uno macro-meteorológico asociado a eventos eólicos de larga duración, y uno micro-meteorológico asociado a eventos de corta duración. Entre ambos picos se observa la denominada brecha espectral, la cual devela que la región central del espectro entre ambos picos tiene muy poca potencia contenida, por lo que ambas fluctuaciones pueden estudiarse por separado.

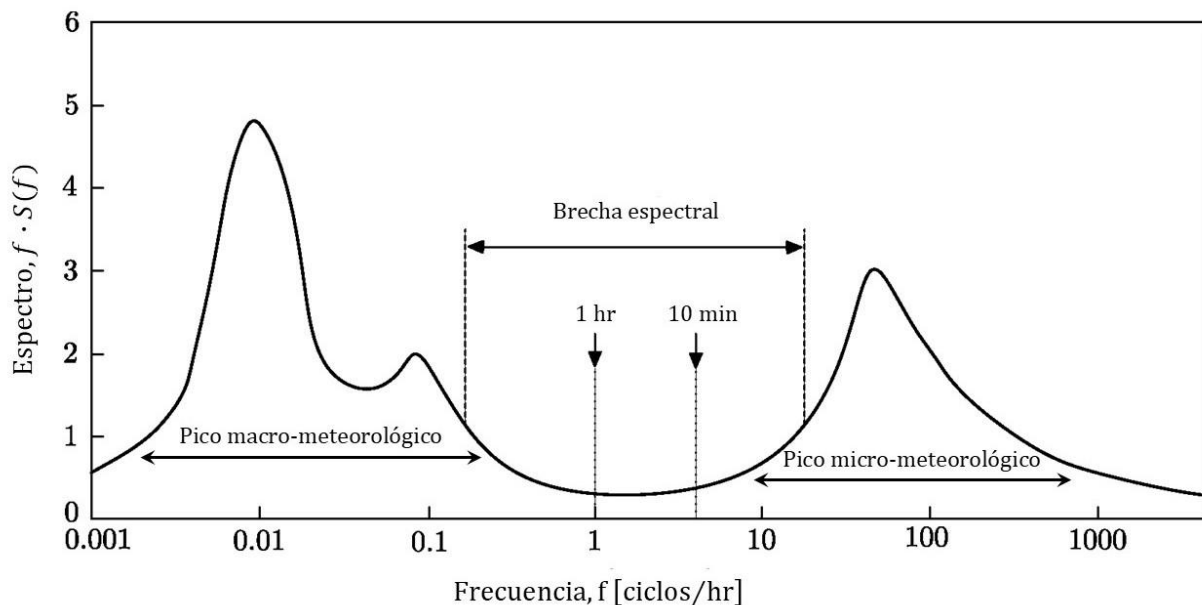


Figura 2.2 Espectro de potencia de velocidad del viento

2.2.1. Velocidad media del viento

2.2.1.1. Capa límite atmosférica

La tropósfera es la parte de la atmósfera más cercana a la superficie terrestre, donde se desarrolla la actividad climática, incluyendo las nubes, la lluvia y la nieve, y donde se concentra la mayor parte del aire en el planeta. Al fondo de la tropósfera, se encuentra la denominada “capa límite atmosférica”, que es aquella porción de espacio donde el movimiento del aire está influenciado en gran medida por la fricción que existe debido a la rugosidad de la superficie, y donde la temperatura y la estabilidad atmosférica exhiben variaciones diarias y anuales. Esta capa a su vez se divide en tres subcapas: la subcapa rugosa, la subcapa superficial o de Prandtl y la subcapa de Ekman.

La subcapa rugosa es la más pequeña, con apenas unos milímetros de espesor, y donde la velocidad del viento es tan lenta que resulta despreciable para efectos de energía eólica. La subcapa superficial, por su parte, tiene un espesor que asciende por encima de los 100 m de altura y es donde el viento denota un comportamiento incremental en su velocidad conforme nos alejamos de la superficie, formando lo que se conoce como gradiente de velocidades. En el caso de la subcapa de Ekman, el viento exhibe cambios de dirección con el aumento de altura debido a la fuerza de Coriolis. Más allá de la subcapa de Ekman, se tiene la tropósfera libre, en la cual el viento obedece a patrones de circulación globales en los que ya no influyen las fuerzas de fricción debidas a la rugosidad del terreno, estos vientos se denominan “vientos geostroóficos”.

De particular interés es la subcapa superficial, pues es aquí donde se ubican los aerogeneradores con alturas de rotor por debajo de los 100 m. En esta subcapa las condiciones de humedad y calor varían muy poco a comparación de sus valores medidos en la superficie, por lo que puede considerarse que la variación de la velocidad con la altura se debe principalmente a la rugosidad del terreno.

2.2.1.2. Estratificación térmica del aire

Los gradientes de velocidades del viento están estrechamente relacionados con las gradientes de temperatura que se desarrollan en la capa límite atmosférica. Estos gradientes de temperatura se desarrollan conforme a tres condiciones de estratificación atmosférica: estable, inestable y neutra. La estratificación estable se produce cuando la atmósfera se enfría desde la superficie, suprimiendo el movimiento ascendente del aire y, con ello, reduciendo la turbulencia debida a los efectos térmicos. En contraste, la estratificación inestable ocurre cuando la atmósfera se calienta desde el suelo, favoreciendo el movimiento ascendente del aire y aumentando la turbulencia debida a los efectos térmicos. La estratificación neutra es de particular interés, ya que se logra cuando existe un equilibrio térmico en la atmósfera, lo cual se consigue cuando hay una buena mezcla del viento, favorecida principalmente por vientos fuertes y una fuerte turbulencia debida a la rugosidad.

2.2.1.3. Perfil de velocidades del viento

Debido a la complejidad de realizar mediciones de velocidad en todas las alturas relevantes para cada proyecto, se han desarrollado expresiones matemáticas que describen la variación de la velocidad del viento con la altura. Estas expresiones se han definido para ser validas en la subcapa superficial, en la subcapa de Ekman o en toda la capa límite atmosférica, al igual que ante distintas condiciones de estratificación térmica. Las dos principales expresiones empleadas para caracterizar la velocidad del viento son la ley logarítmica y la ley de potencia, las

cuales tienen validez para la subcapa superficial y permiten tener en cuenta las distintas condiciones de estratificación atmosférica.

La ley logarítmica está fundamentada en principios físicos y matemáticos, lo que le permite describir de manera más precisa el perfil de velocidades; sin embargo, para facilitar el manejo matemático de dicho perfil, suele emplearse la ley de potencia, la cual se ha formulado empíricamente y se adapta a cada zona ajustando el exponente que participa en dicha ley (ecuación 2.2).

$$\bar{U}(z) = \bar{U}(z_r) \cdot \left(\frac{z}{z_r}\right)^{\alpha_h} \quad (2.2)$$

donde z_r es la altura de referencia a la cual se conoce la velocidad, α_h es el exponente de la ley de potencia (también conocido como exponente de Hellman) y que depende del tipo de terreno y de la estabilidad térmica. Cabe destacar que la altura de referencia que suele emplearse es de 10 metros, pues es la elevación a la cual suelen normalizar sus mediciones las distintas instituciones en sus lineamientos de diseño.

La precisión de este modelo radica en su capacidad para aproximar la ley de potencia a la ley logarítmica. Es bien sabido que puede encontrarse un exponente α_h que permita obtener la misma ordenada que se tendría con la ley logarítmica; sin embargo, en ocasiones es necesario aproximar dicha ley en un intervalo de alturas en lugar de una sola. Lo anterior implica que ambos modelos deberían tener la misma pendiente y curvatura en dicho intervalo; sin embargo, no es posible matemáticamente. La mejor aproximación se obtiene aproximando únicamente la pendiente bajo una condición de atmósfera neutra, empleando un exponente que varíe con la altura, de acuerdo con la ecuación 2.3.

$$\alpha_h = \frac{1}{\ln\left(\frac{z}{z_0}\right)} \quad (2.3)$$

donde z_0 es la longitud de rugosidad que depende de las propiedades de la superficie viento arriba, mientras que z es la altura de análisis. No obstante, es práctica común que, en lugar de usar la altura de análisis, se emplee una altura que reduzca en la menor medida posible las variaciones entre ambas leyes. Esta altura suele ser el promedio de las alturas en el intervalo en el que se desea realizar la aproximación.

2.2.2. Turbulencia

Se denomina turbulencia a las fluctuaciones aleatorias del viento que ocurren en intervalos de tiempo muy cortos. Debido a su naturaleza aleatoria y variable en el tiempo, la turbulencia puede estudiarse a través de series de tiempo. Una serie de tiempo no es más que una colección de valores de una variable aleatoria dispuestos en el orden en que se obtienen en el tiempo. En este contexto, es común representar las series de tiempo en gráficos, donde los valores de la variable aleatoria se muestran en el eje vertical y los instantes de tiempo en el eje horizontal, como se muestra en la Figura 2.3.

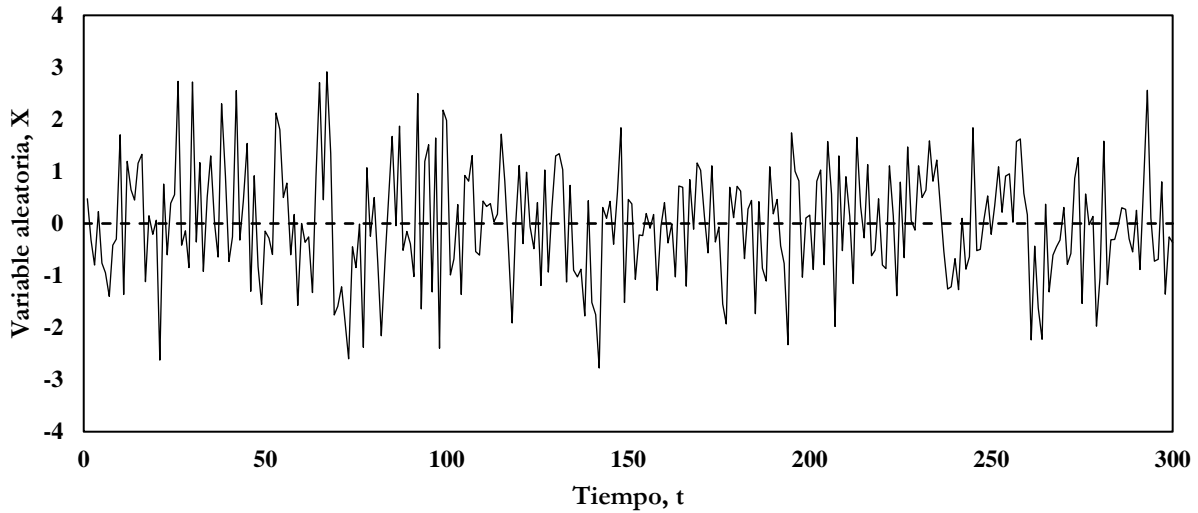


Figura 2.3 Serie de tiempo de una variable aleatoria normalmente distribuida

Ante la imposibilidad de contar con registros de viento turbulento para todos los escenarios de interés, se han desarrollado modelos matemáticos que permiten simular y caracterizar estas variaciones. A continuación, se describen dos métodos para simular viento turbulento: el método de representación espectral (Sandia) y el método de filtros lineales (ARMA).

2.2.2.1. Método Sandia

El método Sandia fue desarrollado por Paul Veers en los laboratorios nacionales Sandia de los Estados Unidos. Este procedimiento se emplea para simular campos de velocidades de viento turbulento en tres dimensiones para su uso en el análisis de turbinas eólicas. El método requiere conocer las funciones de densidad de potencia espectral en cada punto del rotor, las cuales indican la potencia contenida en la turbulencia en función de la frecuencia; y la función de coherencia, que describe cómo se correlaciona la turbulencia en distintos puntos en función de su separación, de sus velocidades medias y de la frecuencia.

El método Sandia recomienda el uso de la función de densidad de potencia espectral (FDPE) de Kaimal, ya que proporciona una representación más precisa de la turbulencia en un campo abierto bajo una atmósfera neutra, en comparación con la función de Von Karman, que resulta más adecuada para representar la turbulencia en túneles de viento. A continuación, se muestra la expresión que define a la FDPE de Kaimal (ecuación 2.4).

$$S_u(n_u) = \frac{4\sigma_u^2 L_u / \bar{U}}{(1 + 6n_u L_u / \bar{U})^{5/3}} \quad (2.4)$$

donde n_u es la frecuencia en Hz, L_u es la longitud de escala de turbulencia en dirección longitudinal (u), σ_u es la desviación estándar de la turbulencia en dirección longitudinal y $S_u(n_u)$ es la función densidad de potencia espectral.

La función de coherencia recomendada por el método Sandia es la desarrollada por Solari (1987), quien realizó una adaptación de la formulación obtenida previamente por Frost (1978). Esta expresión se define mediante la ecuación 2.5.

$$Coh_{jk} = \exp\left(-\frac{C_{jk}\Delta r_{jk}n_u}{\bar{U}_{jk}}\right) \quad (2.5)$$

donde Δr_{jk} es la distancia en metros entre los puntos j y k , \bar{U}_{jk} es el promedio de las velocidades medias en dichos puntos y C_{jk} es un coeficiente de decaimiento de correlación, que se obtiene con la ecuación 2.6.

$$C_{jk} = (12 + 5\mu_b) \left(\frac{\Delta r_{jk}}{z_m}\right)^{0.25} \quad (2.6)$$

donde μ_b es una variable aleatoria que sigue una distribución uniforme en el intervalo de (-1,1) y z_m es la altura promedio entre los puntos j y k .

A partir de las funciones de densidad de potencia espectral y de coherencia mencionadas anteriormente, el método propone la construcción de una matriz espectral (S), cuyas diagonales son las densidades de potencia espectral en cada punto del rotor, mientras que los elementos fuera de la diagonal representan la densidad espectral cruzada entre cada par de puntos, la cual se obtiene mediante la ecuación 2.7.

$$\left|S_{u_{jk}}(n_u)\right| = Coh_{jk}(n_u, \Delta r_{jk}, \bar{U}_{jk}) \sqrt{S_{u_{jj}}(n_u)S_{u_{kk}}(n_u)} \quad (2.7)$$

Una vez obtenida la matriz espectral, se obtiene una matriz de transformación (H), que satisface la ecuación 2.8.

$$S(n_u) = H(n_u) H(n_u)^T \quad (2.8)$$

Si se asume que la matriz $H(n)$ es positiva y triangular inferior, sus elementos pueden obtenerse de manera eficiente mediante la descomposición de Cholesky, la cual establece que los elementos de la diagonal principal se pueden calcular a través de la ecuación 2.9.

$$H_{kk} = \left(S_{kk} - \sum_{l=1}^{k-1} H_{kl}^2\right)^{1/2} \quad (2.9)$$

Mientras que, los elementos que están fuera de la diagonal principal se determinan de acuerdo con la ecuación 2.10.

$$H_{jk} = \left(S_{jk} - \sum_{l=1}^{k-1} H_{jl}H_{kl}\right) / H_{kk} \quad (2.10)$$

La matriz H representa la contribución que tiene cada una de las entradas de procesos de ruido blanco (columnas) a las salidas de series de tiempo correlacionadas y basadas en una matriz espectral (renglones). Estos procesos de ruido blanco se almacenan en una matriz diagonal (X) como se muestra a continuación (ecuación 2.11):

$$X_{jk}(n_u) = \begin{cases} e^{i\theta_{km}} & j = k \\ 0 & j \neq k \end{cases} \quad (2.11)$$

donde θ_{km} es el ángulo de fase, el cual se considera una variable aleatoria uniformemente distribuida en el intervalo $(0, 2\pi)$. Cabe destacar que existe una entrada de ruido blanco para cada uno de los puntos sobre los cuales se desea realizar la simulación.

Finalmente, se obtiene el vector V de coeficientes complejos de Fourier de la velocidad simulada, el cual se expresa según la ecuación 2.12.

$$V = HX1 \quad (2.12)$$

Donde 1 es un vector columna de elementos unitarios. Derivado de lo anterior, la ecuación 2.12 se puede reescribir como la sumatoria dada por la ecuación 2.13.

$$V_j(n_u) = \sum_{k=1}^j H_{jk}(n_u)X_{kk}(n_u) \quad (2.13)$$

Es decir, la salida $V_j(n_u)$ depende de las entradas de ruido blanco previas ($k \leq j$), las cuales son ponderadas a través de H de manera que estén correlacionadas y se acoplen a las funciones de coherencia y densidad de potencia espectral previamente definidas.

Finalmente, las simulaciones de viento turbulento se obtienen a partir de la parte real de la transformada inversa de Fourier de los elementos de V . De esta manera, se generan simulaciones en cada paso de tiempo definido para N puntos en el espacio.

2.2.2.2. Simulación de viento turbulento con el modelo ARMA

El Modelo Autoregresivo de Media Móvil (ARMA, por sus siglas en inglés) es un modelo estadístico que permite caracterizar y predecir valores futuros de series temporales estacionarias. Se define una serie de tiempo estacionaria como aquella que tiene una media constante ($\mu = C_1$), una desviación estándar constante ($\sigma = C_2$) y no tiene periodicidad. Un caso particular de una serie de tiempo estacionaria es el denominado *ruido blanco*, el cual tiene una media de cero, tal como se muestra en la Figura 2.3. El modelo ARMA se basa principalmente en dos modelos adicionales: un modelo autorregresivo de orden p , denotado por $AR(p)$, y un modelo de promedio móvil de orden q , denotado por $MA(q)$.

El modelo autorregresivo considera que los valores actuales de una serie de tiempo v_t dependen de los p valores pasados de la serie: v_{t-1}, \dots, v_{t-p} . Por otra parte, el modelo de media móvil considera que los valores actuales de una serie de tiempo v_t dependen de los errores de las q predicciones previas con respecto a las observaciones obtenidas. Estos errores se representan a través de procesos aleatorios de ruido blanco ϵ_t . El modelo completo se representa de acuerdo con la ecuación 2.14.

$$A_0 Y_t = - \sum_{i=1}^p A_i Y_{t-i} + \sum_{j=0}^q B_j W_{t-j} \quad (2.14)$$

donde Y es el vector que contiene las series de tiempo (v_t) generadas en cada punto de interés, A_0 es una matriz identidad, W es un vector que contiene a los procesos de ruido blanco generados en cada punto; mientras que A_i y B_j son las matrices de coeficientes de los modelos de autorregresión (AR) y de media móvil (MA), respectivamente.

El objetivo está en determinar las matrices A_i y B_j , de tal manera que las series de tiempo obtenidas sigan una matriz de correlación previamente definida a partir de una función de densidad de potencia espectral y una función de coherencia. En el trabajo desarrollado por Solari (1987) se presentan las formas generales de ambas funciones y se proponen simplificaciones para su uso en aplicaciones prácticas de la ingeniería. Para llevar a cabo este proceso se utiliza la

función de coherencia definida en la sección anterior (ecuación 2.5), mientras que la función de densidad de potencia espectral, se adopta específicamente la expresión desarrollada por Kaimal (1972) para campos abiertos (ecuación 2.15).

$$S_u(n_u) = \frac{22\sigma_u^2 z / \bar{U}}{(1 + 33(n_u z / \bar{U}))^{5/3}} \quad (2.15)$$

Existen distintos métodos para obtener las matrices A_i y B_j conforme a lo mencionado anteriormente. Samaras y Shinozuka (1985) usan el método de mínimos cuadrados en dos etapas para su cálculo, mientras que otros autores las obtienen minimizando el error entre el espectro resultante de sus series generadas y el espectro objetivo.

2.3. Fuerzas en las torres de aerogeneradores

Las torres de aerogeneradores son estructuras inmersas en un medio con un fluido en movimiento. Su presencia perturba el flujo del viento a través de una superficie que se antepone a su paso. Esta obstrucción genera que el viento se impacte en ella, acumulándose en sus cercanías y buscando nuevas trayectorias. Si aplicamos la ecuación de Bernoulli entre el flujo libre y la zona afectada por la estructura, se tiene lo siguiente.

$$p + \frac{1}{2}\rho U^2 = p_i + \frac{1}{2}\rho U_i^2$$

donde los elementos de la izquierda representan las condiciones en el flujo libre y los de la derecha las condiciones en la zona afectada por la presencia de la estructura. Obsérvese que $p_i > p$ y $U_i < U$ a causa de la perturbación mencionada. Si realizamos un poco de álgebra podremos determinar la presión dinámica sobre la estructura, la cual al multiplicarla por el área proyectada (A) en la que actúa, obtendremos la fuerza que se ejerce sobre la torre.

$$(p_i - p)A = \frac{1}{2}\rho U^2 A \left(1 - \left(\frac{U_i}{U}\right)^2\right)$$

La expresión anterior suele reescribirse de la siguiente manera.

$$F_D(z, t) = \frac{1}{2}\rho C_D A [\bar{U}(z) + u(z, t)]^2 \quad (2.16)$$

donde $[\bar{U}(z) + u(z, t)]$ es la velocidad total del viento, definida en la ecuación (2.1); A es el área de la estructura proyectada en un plano perpendicular a la dirección del flujo; C_D es el coeficiente de arrastre, que depende de la forma de la sección transversal del elemento y de las condiciones de régimen del flujo; ρ es la densidad del aire, con un valor básico a nivel del mar y a 15°C igual a 1.23 kg/m³; y F_D es la fuerza de arrastre actuante sobre la estructura.

2.4. Fuerzas en el rotor

Para la obtención de las fuerzas en el rotor se empleará la teoría BEM, que por sus siglas en inglés significa “Blade Element Momentum”. Esta teoría se fundamenta a su vez en dos teorías adicionales: la teoría de la cantidad de movimiento y la teoría del elemento pala. Con ellas es posible comprender el fenómeno aerodinámico del viento pasando a través del rotor de una turbina, lo cual nos permite estimar las sollicitaciones que actuarán en el rotor como consecuencia de este proceso.

2.4.1. Teoría de la cantidad de movimiento

Para iniciar con el desarrollo algebraico del problema, partiremos de la idea de que un aerogenerador es una turbina que extrae energía cinética del viento para convertirla en energía mecánica y posteriormente en energía eléctrica. De lo anterior, podemos mencionar que tenemos un sistema conformado por un dispositivo que realiza un “trabajo” debido a que un fluido pasa a través de este, a este dispositivo se le denomina “disco actuante”. Una representación del sistema en cuestión puede apreciarse en la Figura 2.4, cuya descripción se encuentra más abajo.

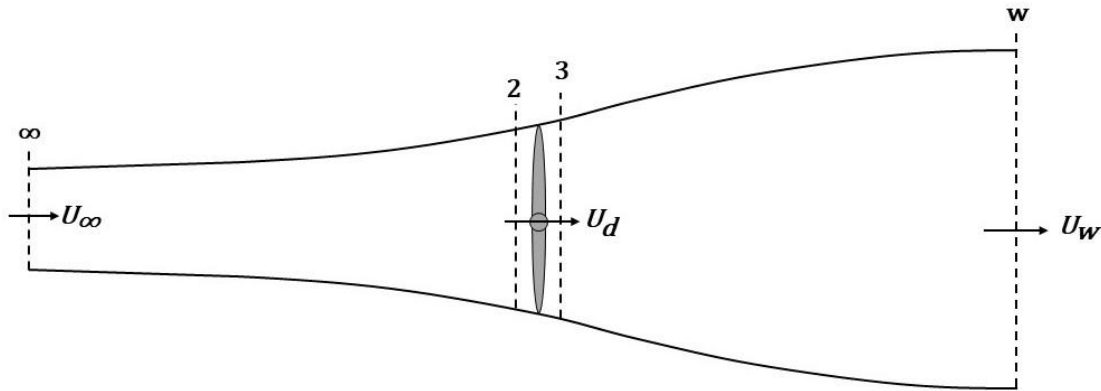


Figura 2.4 Volumen de control del sistema de análisis

Tenemos un volumen de control que comprende al fluido afectado por la presencia de la turbina. Dado que la turbina extrae energía cinética del aire, la velocidad del viento debe disminuir, sin embargo, esta disminución se da de manera gradual, pues se necesitarían de grandes aceleraciones para lograrlo de manera instantánea. Si suponemos un estado estacionario y que el fluido es incompresible, esta disminución gradual de la velocidad se ve reflejada a través de un aumento en la sección transversal del volumen de control. Por otra parte, como respuesta al trabajo realizado en la sección que comprende al disco, la pérdida de energía se compensa por una caída en la presión estática.

Aplicaremos la ecuación de Bernoulli entre una sección lejana viento arriba, denominada ∞ , y una sección justo antes de la turbina, denominada 2. Lo mismo se hará entre una sección justo delante de la turbina, 3, y una sección lejana viento abajo, w . Nótese que la aplicación de dicha ecuación se divide en dos tramos puesto que esta ecuación establece que, bajo condiciones estacionarias, la energía total en un fluido se mantiene constante siempre que no se realice un trabajo sobre o por el fluido y está constituida por la energía cinética, la energía de presión estática y la energía potencial. Cabe destacar que se toman secciones lejanas en ambos tramos para considerar que la presión en esas secciones es la atmosférica.

$$\frac{1}{2}\rho U_\infty^2 = p_2^+ + \frac{1}{2}\rho U_2^2$$

$$\frac{1}{2}\rho U_w^2 = p_3^- + \frac{1}{2}\rho U_3^2$$

Al restar la segunda ecuación de la primera ecuación y considerando que el cambio de velocidad entre las secciones 2 y 3 es despreciable, se llega a la siguiente ecuación que representa la magnitud en la pérdida de presión por la extracción de energía.

$$(p_2^+ - p_3^-) = \frac{1}{2}\rho(U_\infty^2 - U_w^2) \quad (2.17)$$

Nótese que p_2^+ es una presión relativa positiva que surge como efecto de la disminución de la velocidad previo a que el flujo atraviese al disco, mientras que p_3^- es una presión relativa negativa, resultado de la extracción de energía que se da en la sección que comprende al disco. Esta presión negativa tenderá a equilibrarse con la presión atmosférica a medida que se aleje del rotor, sin embargo, este aumento de la presión implica una reducción aún mayor de la velocidad.

Para poder traducir este resultado a términos de fuerza, plantearemos la ecuación de impulso y cantidad de movimiento sobre el volumen de control completo y sobre el volumen de control comprendido entre las secciones 2 y 3. Tomaremos en cuenta que el flujo de viento ejerce un empuje sobre la turbina y esta a su vez le transmite uno igual y de la misma magnitud, pero en sentido opuesto, como reacción hacia el fluido, como se muestra en la Figura 2.5.

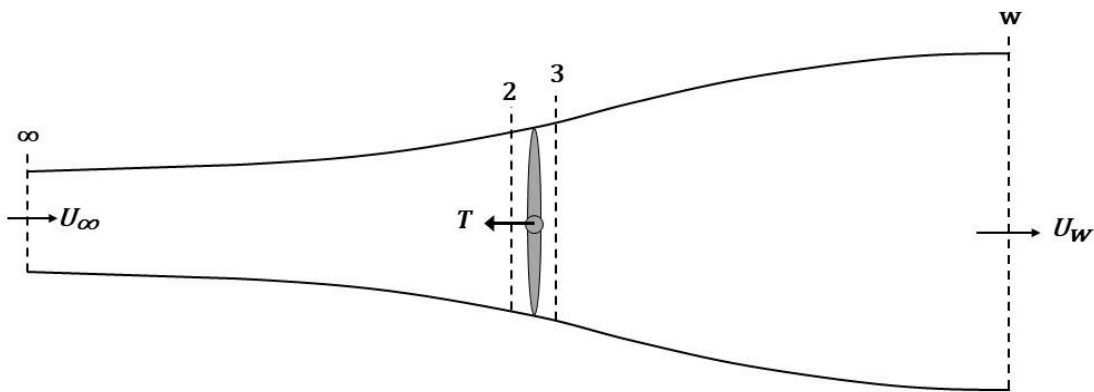


Figura 2.5 Empuje sobre el fluido del volumen de control

Balance de masas:

$$\rho U_\infty A_\infty = \rho U_d A_d = \rho U_w A_w$$

Ecuación de impulso y cantidad de movimiento sobre el volumen de control completo:

$$\rho U_\infty (-U_\infty A_\infty) + \rho U_w (U_w A_w) = -T$$

$$T = \rho U_d A_d (U_\infty - U_w) \quad (2.18)$$

Ecuación de impulso y cantidad de movimiento sobre el volumen de control entre 2 y 3:

$$\rho U_2 (-U_2 A_2) + \rho U_3 (U_3 A_3) = -T + p_2^+ A_2 - p_3^- A_3$$

$$T = A_d (p_2^+ - p_3^-) \quad (2.19)$$

Nótese que, en la segunda ecuación, se consideran las fuerzas de presión estática actuando hacia dentro del volumen de control. Cabe destacar que para ambas ecuaciones se empleó la convención de signos común de la mecánica de fluidos, en la que al flujo que entra al volumen de control se le asigna el signo negativo y al que sale, positivo. De igual manera, las fuerzas que actúan en sentido contrario a la dirección del movimiento se consideran negativas, mientras que las que actúan en favor del movimiento se consideran positivas.

Igualando ambos empujes obtenidos y sustituyendo el resultado de (2.17), se obtiene lo siguiente:

$$U_d = \frac{1}{2}(U_\infty + U_w)$$

Es decir, la velocidad del viento una vez que llega al disco es igual al promedio de las velocidades que se tienen en las secciones distantes viento arriba y viento abajo. Por lo tanto, se deduce que la mitad de la reducción en la velocidad se da flujo arriba, mientras que, la mitad restante se pierde flujo abajo. Lo anterior se representa de la siguiente manera:

$$U_d = U_\infty(1 - a) \quad (2.20)$$

$$U_w = U_\infty(1 - 2a) \quad (2.21)$$

Donde a es un factor de inducción axial que cuantifica la magnitud del cambio en la velocidad con respecto a las condiciones iniciales.

Si sustituimos las ecuaciones (2.20) y (2.21) en (2.18), es posible obtener una expresión que nos permita obtener la magnitud del empuje que experimenta el rotor derivado de la teoría de la cantidad de movimiento.

$$T = 2a(1 - a)\rho U_\infty^2 A_d \quad (2.22)$$

El mismo resultado, pero para un anillo diferencial se expresa de la siguiente manera:

$$dT = 4a(1 - a)\rho U_\infty^2 \pi r dr \quad (2.23)$$

Aunado al empuje que experimenta la turbina, el paso del viento a través de la sección que contiene a las palas genera un torque en el dispositivo gracias a su diseño aerodinámico. Como respuesta a esta demanda y para mantener una velocidad de rotación constante, la turbina le transmite un torque al fluido de la misma magnitud, pero con sentido de rotación opuesto. Dado que el torque se genera exclusivamente a medida que el viento viaja por el perfil de las palas, la velocidad tangencial inducida es cero justo antes del perfil y aumenta hasta $2a'\Omega r$ una vez recorrido todo el perfil, donde a' es el factor de inducción tangencial, Ω es la velocidad angular y r el radio.

Considerando la cantidad de movimiento angular, es posible obtener una expresión que nos permita calcular la magnitud del torque (Q) que experimenta la turbina. Dicho torque se obtiene de multiplicar el flujo másico (\dot{m}) por el cambio en la velocidad tangencial y por el radio, tal como se muestra a continuación.

$$dQ = \dot{m}(2a'\Omega r)r$$

$$dQ = (\rho(2\pi r dr)U_d)(2a'\Omega r)r$$

$$dQ = 4\pi r^3 \rho U_\infty \Omega (1 - a)a' dr \quad (2.24)$$

2.4.1.1. Coeficientes de potencia y empuje

Una manera de cuantificar la potencia que puede ser aprovechable por la turbina es a través de un coeficiente de potencia, el cual relaciona la potencia del rotor con la potencia disponible en el flujo libre, es decir, en ausencia del disco actuante.

$$C_p = \frac{TU_d}{\frac{1}{2}\rho U_\infty^3 A_d}$$

Simplificando:

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

$$C_p = 4a(1-a)^2 \quad (2.25)$$

Utilizando el concepto de máximos y mínimos del Cálculo Diferencial, es posible determinar el valor máximo del coeficiente de potencia a través de la primera derivada.

$$\frac{dC_p}{da} = 4 - 16a + 12a^2 = 0$$

Lo que nos da como resultado $a = \frac{1}{3}$ y por lo tanto $C_p = \frac{16}{27} \approx 0.593$. Es decir que, el coeficiente de potencia tiene un límite máximo teórico de 0.593, el cual es conocido como “el límite de Betz”. Cabe destacar que esto se debe a la expansión de la sección transversal previo a la llegada del viento a la sección del disco actuante, lo que provoca que se tenga una menor velocidad y por lo tanto una menor potencia a la disponible.

De manera similar se puede determinar un coeficiente de empuje, el cual nos da una relación entre el empuje que se tiene en la turbina, como resultado de la caída de presión, y el empuje en el flujo libre.

$$C_T = \frac{T}{\frac{1}{2}\rho U_\infty^2 A_d}$$

Simplificando:

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

$$C_T = 4a(1-a) \quad (2.26)$$

La variación de ambos coeficientes puede observarse gráficamente en la Figura 2.6.

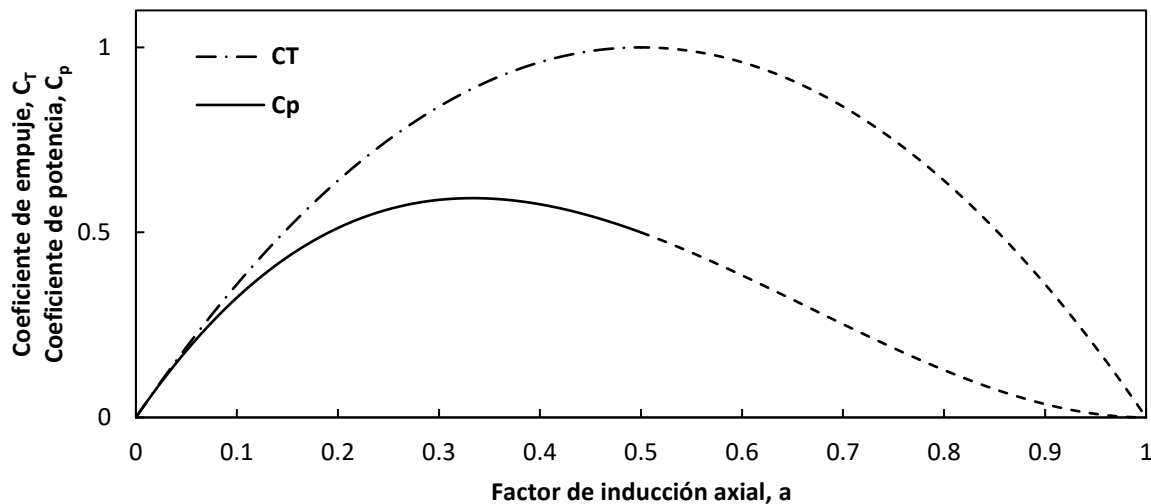


Figura 2.6 Coeficientes de empuje y potencia

Nótese que para valores de $a \geq 0.5$, la teoría se vuelve inválida, pues implicaría que se tienen velocidades negativas en las secciones distantes flujo abajo.

2.4.2. Teoría del elemento pala

La teoría del elemento pala considera que la pérdida en la cantidad de movimiento, tanto axial como tangencial, se debe a las fuerzas de sustentación y arrastre generadas por el paso del viento a través de los anillos descritos por la rotación de los elementos pala. Estos elementos no son más que segmentos de las palas del rotor, los cuales se asume que son independientes de sus similares aledaños. Si las características de los perfiles que conforman a los elementos pala son conocidas y las condiciones locales del flujo del viento también lo son, la teoría permite calcular las fuerzas de sustentación y arrastre mencionadas anteriormente, al igual que el empuje y el torque que experimenta la turbina.

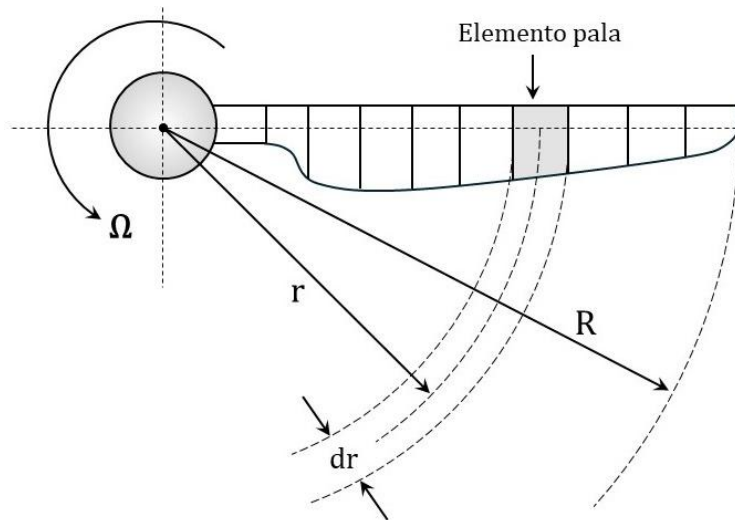


Figura 2.7. Representación de un elemento pala

La Figura 2.7 muestra un rotor de radio R girando a una velocidad angular Ω . En él se resalta a un elemento pala de ancho dr ubicado a una distancia r desde el centro del rotor hasta su centroide geométrico. Si nos colocamos en la punta del rotor y miramos hacia el centro de este, podemos observar el perfil del elemento pala y las componentes de velocidad que actúan en él, tal como se muestra en la Figura 2.8.

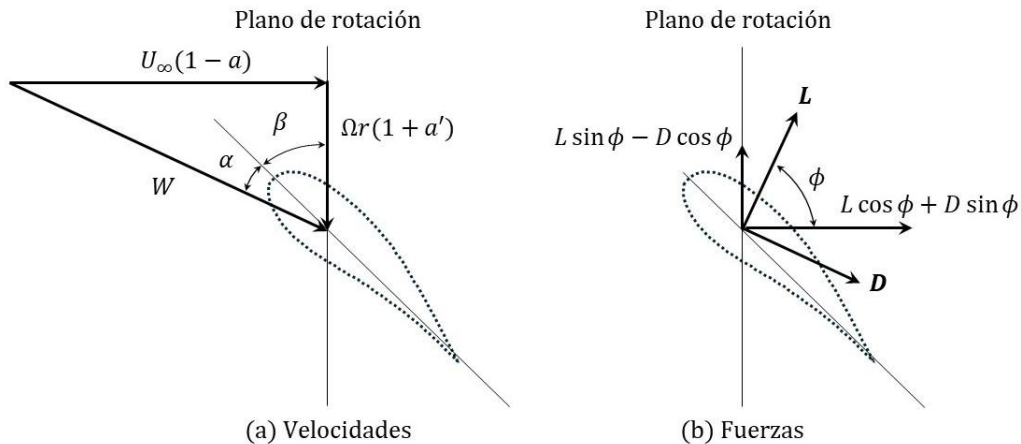


Figura 2.8. Velocidades y fuerzas en un elemento pala

Dado que el objeto de referencia es el elemento pala, la velocidad tangencial relativa del viento con respecto a este es igual a la velocidad inducida ($\Omega r a'$) más la velocidad tangencial en ese punto (Ωr). Aplicando el teorema de Pitágoras, es posible obtener la resultante (W) de las dos componentes de velocidad inducidas, axial y tangencial, como lo muestra la ecuación 2.27.

$$W = \sqrt{U_{\infty}^2(1 - a)^2 + \Omega^2 r^2(1 + a')^2} \quad (2.27)$$

De igual manera, a través de funciones trigonométricas y considerando un ángulo del flujo de entrada (ϕ) igual al ángulo de ataque (α) más el ángulo de inclinación del perfil con respecto al plano de rotación (β), podemos relacionar los catetos del triángulo de velocidades mostrado, tal como lo indican las ecuaciones 2.28 y 2.29.

$$\sin \phi = \frac{U_{\infty}(1 - a)}{W} \quad (2.28)$$

$$\cos \phi = \frac{\Omega r(1 + a')}{W} \quad (2.29)$$

Por otra parte, a partir del diagrama de fuerzas mostrado, se puede calcular el empuje y el torque que experimenta la turbina con las resultantes obtenidas en dirección axial y tangencial de los perfiles aerodinámicos.

$$T = N_p(L \cos \phi + D \sin \phi) \quad (2.30)$$

$$Q = N_p(L \sin \phi - D \cos \phi)r \quad (2.31)$$

donde N_p es el número de palas, L es la fuerza de sustentación y D es la fuerza de arrastre. Nótese que D es paralela a la dirección del viento, mientras que L es perpendicular al flujo.

2.4.2.1. Sustentación y arrastre

Una de las formas más básicas de explicar el fenómeno de la sustentación es a través de la ecuación de Bernoulli y la teoría de “tiempos de tránsito iguales”, también denominada teoría del “camino más largo”. Esta teoría postula que las superficies sustentadoras tienen una mayor longitud en su parte superior que en la inferior y supone que las partículas de aire recorren el perfil aerodinámico en tiempos iguales sin importar la trayectoria que sigan. Una representación gráfica del fenómeno en cuestión se puede apreciar en la Figura 2.9.

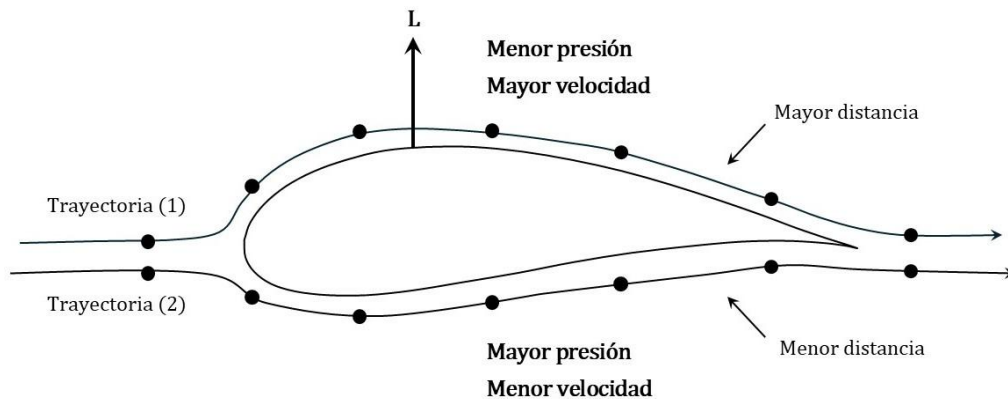


Figura 2.9. Sustentación basada en la teoría de tiempos de tránsito iguales

De la ecuación de Bernoulli, es fácil concluir que, si el flujo que recorre la superficie sustentadora por la parte superior incrementa su velocidad, necesariamente se formará una zona de baja presión para mantener la energía constante. El caso contrario se tiene en la parte inferior del perfil, donde las bajas velocidades conllevan a una mayor presión. Esta diferencia de presión genera un efecto de succión en la parte superior del perfil que tiende a elevarlo. Este efecto se conoce como sustentación.

Debido a que la sustentación surge por una diferencia de presiones entre las superficies del perfil, se puede calcular la magnitud de dicha fuerza multiplicando el área de la superficie por la presión dinámica, que representa a la diferencia de presiones estáticas entre ambos lados del perfil, como se muestra en la ecuación siguiente.

$$dL = \frac{1}{2} \rho W^2 c C_L dr \quad (2.32)$$

donde c es la cuerda del perfil y C_L es el coeficiente de sustentación que se incluye en la fórmula para considerar el efecto de todas las variables que influyen en la sustentación: ángulo de ataque, forma y tamaño del perfil, y viscosidad y compresibilidad del aire. Nótese que se asume un área igual al producto de la cuerda (c) por un ancho (dr).

Esta teoría no es del todo correcta, pues la idea de que las partículas de aire tardan lo mismo en recorrer el perfil, ya sea que se vayan por encima o por debajo de este, es imprecisa. En realidad, la velocidad de las partículas que transitan por encima del perfil es mucho mayor que la necesaria para demorar lo mismo que las que transitan por debajo. Además, no necesariamente los perfiles tienen una mayor extensión en su parte superior, pueden ser simétricos o incluso tener una mayor longitud en su parte inferior y aun así generar sustentación.

Existen otras teorías que intentan explicar el fenómeno de la sustentación a partir de otros principios físicos. Una de ellas es la denominada teoría de la piedra saltante, la cual, basándose en la tercera ley de Newton, considera que la fuerza de sustentación es una reacción a la acción del viento impactando en la superficie inferior del perfil, similar a una piedra plana que se lanza a un cuerpo de agua y salta sobre este. Sin embargo, esta teoría también es imprecisa, pues no considera la reacción que habría del viento impactando en la superficie superior del perfil.

Otro ejemplo incorrecto es la teoría del tubo de Venturi, la cual postula que la parte superior del perfil actúa como un tubo de Venturi, disminuyendo el área disponible por la que tiene que pasar el fluido y aumentando su velocidad como consecuencia del principio de conservación de la masa; sin embargo, esta teoría tiene la deficiencia de que no existe la otra mitad del tubo de Venturi, al igual que desprecia la forma de la superficie inferior del perfil, la cual también debería influir.

La manera correcta de determinar la fuerza de sustentación es tomando en cuenta simultáneamente los tres principios en los que se basan las teorías mencionadas con anterioridad: el principio de conservación de la energía, la conservación de la cantidad de movimiento y la conservación de la masa. Esto implicaría resolver las ecuaciones de Euler y, si se considera el efecto de la viscosidad del aire, las de Navier – Stokes; sin embargo, la ecuación (2.32) resulta ser una buena aproximación al corregir las deficiencias de su teoría con un coeficiente de sustentación que considera las demás variables que influyen en la sustentación.

La fuerza de arrastre se obtiene de manera similar que la ecuación (2.32) pero incluyendo un factor de resistencia, C_D .

$$dD = \frac{1}{2} \rho W^2 c C_D dr \quad (2.33)$$

Sustituyendo las ecuaciones (2.32) y (2.33) en las ecuaciones (2.30) y (2.31), se tienen las siguientes expresiones de empuje y torque de la teoría del elemento pala, en forma diferencial.

$$dT = \frac{1}{2} \rho W^2 c (C_L \cos \phi + C_D \sin \phi) N_p dr \quad (2.34)$$

$$dQ = \frac{1}{2} \rho W^2 cr (C_L \sin \phi - C_D \cos \phi) N_p dr \quad (2.35)$$

2.4.3. Teoría del elemento pala y la cantidad de movimiento (BEM)

Esta teoría reúne las deducciones físicas desarrolladas en las dos teorías anteriores y las conjunta para llegar a una solución consistente con ambas teorías. La forma de proceder es igualando los empujes y los torques deducidos con ambas teorías y despejando los factores de inducción axial y tangencial.

Igualando los empujes:

$$4a(1-a)\rho U_\infty^2 \pi r dr = \frac{1}{2} \rho W^2 c (C_L \cos \phi + C_D \sin \phi) N_p dr$$

Considerando un factor denominado solidez local, $\sigma_r = \frac{N_p c}{2\pi r}$, que representa cuanto de los anillos dibujados por los elementos pala realmente es ocupado por ellos, se tiene lo siguiente:

$$4a(1-a) = \left(\frac{W}{U_\infty} \right)^2 (C_L \cos \phi + C_D \sin \phi) \sigma_r$$

Sustituyendo la ecuación (2.28) en lo anterior, considerando $C_n = C_L \cos \phi + C_D \sin \phi$ y después de realizar un poco de algebra, se obtiene lo siguiente:

$$a = \left(\frac{4 \sin^2 \phi}{\sigma_r C_n} + 1 \right)^{-1} \quad (2.36)$$

Siguiendo un procedimiento similar pero esta vez igualando los torques y considerando $C_t = C_L \sin \phi - C_D \cos \phi$, es fácil llegar a la siguiente expresión:

$$a' = \left(\frac{4 \sin \phi \cos \phi}{\sigma_r C_t} - 1 \right)^{-1} \quad (2.37)$$

Cabe destacar que es común despreciar el coeficiente de arrastre (C_D) en las ecuaciones anteriores, pues se argumenta que el arrastre no influye en la caída de velocidad antes de que el viento llegue al rotor. Así mismo, es importante notar que $\sin \phi$ y $\cos \phi$ incluyen implícitamente a los factores de inducción a y a' , por lo que estas ecuaciones deben de resolverse de manera iterativa hasta converger.

2.4.3.1. Corrección de Prandtl

La teoría del elemento pala y la cantidad de movimiento presenta algunas deficiencias; entre ellas, el hecho de asumir que la velocidad es uniforme en cada sección del volumen de control. Esta simplificación dista de la realidad principalmente en la sección que contiene al rotor, pues la presencia de vórtices en las puntas de las palas produce efectos de flujo

tridimensional que reducen la eficiencia que se tendría en un flujo uniforme. Lo anterior se debe a las zonas de baja y alta presión que se forman en las partes superior e inferior de las superficies sustentadoras, respectivamente.

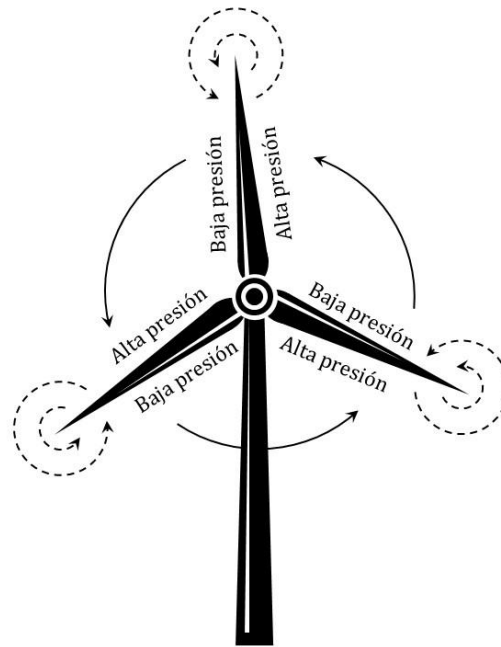


Figura 2.10. Vórtices en las puntas de las palas

Como se muestra en la Figura 2.10, el viento tiende a viajar desde las zonas de alta presión en la parte inferior de los perfiles aerodinámicos hacia las zonas de baja presión en la parte superior de los mismos. Estos vórtices se generan justo en las puntas de las palas y en un plano perpendicular a la dirección del movimiento, ya que en este punto el viento es libre de moverse de manera transversal sin ser obstruido por las palas. Para solventar dicha problemática, se introduce un factor de corrección por pérdidas en la punta (F) desarrollado por Ludwig Prandtl, el cual afectará al coeficiente de empuje deducido en la teoría de la cantidad de movimiento. Dicho factor se calcula con la siguiente expresión.

$$F = \frac{2}{\pi} \cos^{-1} \left(\exp \left(-\frac{N_p (R - r)}{2r \sin \phi} \right) \right) \quad (2.38)$$

Nótese que cuando r tiende a cero, F tiende a uno, mientras que, cuando r tiende a R , F tiende a cero. Es decir, cuanto más lejos estemos de la punta de la pala, menor será la corrección requerida debido a los vórtices en la punta, mientras que cuanto más cerca estemos de la punta, mayor será la corrección necesaria.

2.4.3.2. Corrección de Glauert

Otra de las limitantes de la teoría antes descrita es que para factores de inducción axial altos ($a \geq 0.5$), la teoría predice una inversión en el sentido del movimiento del flujo, lo cual no es posible. Si aun así se intenta hacer converger el método, es posible que no se logre, pues ante velocidades de viento grandes, es probable obtener un factor de inducción axial alto para el cual la teoría no sea válida. Glauert desarrolló un modelo para corregir esta deficiencia a partir de mediciones experimentales. Detectó que en lugar de que ocurriera un cambio en el sentido del

movimiento del flujo, lo que se presenta es una entrada de flujo desde el exterior del volumen de control, lo cual genera turbulencia y un aumento en la energía presente en la región del flujo posterior a la turbina. Finalmente, Buhl (2005) desarrolló un modelo similar al de Glauert, pero incluyendo el factor de pérdidas en la punta. Dicho modelo es válido para cuando $C_T \geq 0.96F$.

$$C_T = \frac{8}{9} + \left(4F - \frac{40}{9}\right)a + \left(\frac{50}{9} - 4F\right)a^2 \quad (2.39)$$

La corrección de Glauert en el coeficiente de empuje se observa gráficamente en la Figura 2.11.

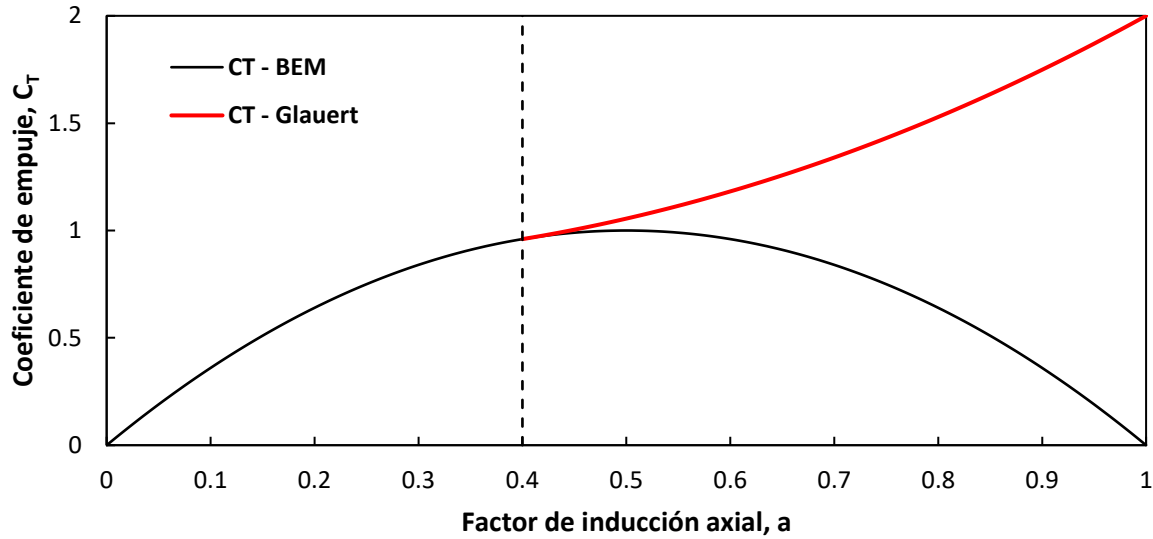


Figura 2.11 Corrección de Glauert para el coeficiente de empuje con $F=1$.

Capítulo 3. Fatiga en torres de acero de aerogeneradores

3.1. Introducción

Los aerogeneradores son estructuras metálicas inmersas en un medio donde son sometidas a cargas dinámicas durante toda su vida útil. Estas cargas dinámicas varían en magnitud a lo largo del tiempo, lo cual provoca que la estructura experimente distintos ciclos de esfuerzos. Cuando estos ciclos se presentan en repetidas ocasiones y con la intensidad suficiente, es posible que pueda presentarse el fenómeno conocido como fatiga. La fatiga puede definirse como aquel proceso de inicio y crecimiento de grietas bajo la acción de cargas cíclicas que conducen a la falla, aun cuando una carga estática de la misma magnitud no lo haría. Cabe destacar que se emplea dicho término debido a que este tipo de falla normalmente ocurre después de un largo periodo de tiempo.

De la definición anterior, se identifican tres etapas en las que se desarrolla la fatiga: surgimiento de la grieta, crecimiento de la grieta y falla. La primera de estas etapas se considera como un fenómeno superficial en el que se forman grietas diminutas en puntos de concentración de esfuerzos en la superficie, tales como esquinas puntiagudas, rasgaduras, discontinuidades, etc. La segunda etapa consiste en un avance incremental de la grieta con cada ciclo de esfuerzo que pasa. Una vez que la grieta alcanza un tamaño crítico, crece de manera abrupta e inestable hasta llegar a la tercera y última etapa, la falla. A manera de ejemplo, en la Figura 3.1 se muestra la sección transversal de un tornillo después de haber fallado por fatiga, en ella se muestran las tres etapas comentadas: surgimiento (A), propagación (B) y falla (C).

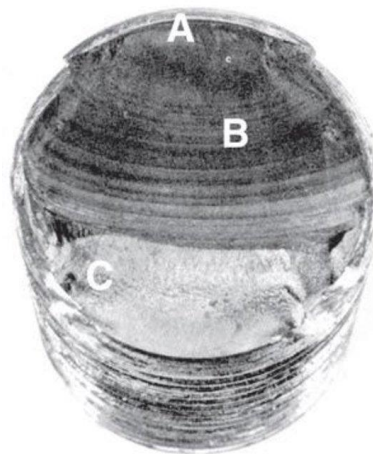


Figura 3.1. Etapas de una falla por fatiga en la sección transversal de un tornillo.

En la figura anterior, se observa que la región oscura marcada con la letra B presenta un patrón de líneas curvas que se propagan desde un origen señalado con la letra A. Este patrón refleja el crecimiento lento de la grieta a medida que aumentan los ciclos de esfuerzos. Por otra parte, la región identificada con la letra C no muestra ningún patrón de marcas debido a la naturaleza súbita de la falla. Cabe destacar que, en este caso, la zona de propagación de la grieta es considerablemente grande en comparación con la zona de falla. Esto se debe, posiblemente, a que los ciclos eran de una intensidad relativamente baja, lo que requirió una gran cantidad de ciclos para provocar la falla. Por el contrario, cuando la intensidad de los ciclos es mayor, la falla ocurre más rápidamente y, en consecuencia, la zona de propagación es más pequeña.

El tiempo que tarde en desarrollarse cada una de estas etapas definirá la vida del elemento en cuestión; sin embargo, son muchas las variables que influyen en la manera en que se presentará este mecanismo de falla. Para la etapa del surgimiento de la grieta, los principales factores que intervienen son la rugosidad de la superficie, la corrosión, los esfuerzos residuales y las transiciones entre geometrías. En general, se debe evitar en lo mayor posible las zonas de concentración de esfuerzos, pues es en estas áreas donde suelen surgir las microgrietas. Esto se puede evitar con acabados lisos, transiciones suaves en las geometrías e incluso tratamientos superficiales que aíslen a la superficie del ambiente o bien, que le proporcionen esfuerzos residuales de compresión para evitar las aberturas. Factores perjudiciales suelen ser la corrosión, por degradar la superficie a través de reacciones químicas, y los esfuerzos residuales de tensión producto de la manufactura del elemento.

En el caso de la etapa de crecimiento de la grieta, esta está influenciada en gran medida por las características de los ciclos de esfuerzos. De forma general, entre mayor sea la amplitud de los ciclos, mayor el esfuerzo medio sobre el que oscilan y más variado sea su contenido de frecuencias, será más perjudicial para el elemento y por lo tanto más corta será su vida. Finalmente, el modo en el que se presentará la falla depende del tipo de material que se tenga. A pesar de ser una falla frágil, la cantidad de deformación plástica y elástica que se presente alrededor de las grietas dependerá de las propiedades mecánicas del material.

Como se ha comentado, la fatiga es un proceso de falla compuesto por distintas etapas que dependen de diversos factores. La falla se da de manera súbita sin importar que el material del que está compuesto el elemento sea dúctil. A pesar de que se pueden realizar muchos esfuerzos para identificar señales de fatiga en el elemento, lo recomendable es poder diseñar empleando modelos de fatiga para poder estimar la vida del elemento y reducir, lo más posible, la incertidumbre que existe ante este mecanismo de falla.

3.2. Modelos de fatiga

El propósito de los modelos de fatiga es poder predecir la vida de los elementos que están sujetos a la acción de cargas cíclicas. Dependiendo de las características del elemento, de los ciclos de carga y de la información que se busque al momento de caracterizar al mecanismo de falla, se puede optar por distintos tipos de modelos de fatiga entre los que destaca: el modelo “stress-life”, “strain-life” y la mecánica de la fractura.

3.2.1. Modelo “stress-life”

Uno de los parámetros más importantes que definen al mecanismo de la fatiga es la magnitud de las cargas. Cuando la magnitud de las cargas es lo suficientemente pequeña como para producir únicamente deformaciones elásticas durante el crecimiento de la grieta, el modelo que suele emplearse para caracterizar el fenómeno es el conocido como “stress-life” (esfuerzo-vida). El corazón de este modelo se basa en el uso de las denominadas curvas S-N para poder predecir la vida de un elemento y poder caracterizar el daño que tiene dado un determinado número de ciclos de esfuerzos. Este enfoque de la fatiga es el que se adoptará en este trabajo, por lo que el desglose del tema se deja para los subtemas subsecuentes.

3.2.2. Modelo “strain-life”

A diferencia del modelo “stress-life”, el modelo de fatiga “strain-life” (deformación-vida) se prefiere cuando las cargas aplicadas son lo suficientemente grandes para producir no solo deformaciones elásticas, sino que también deformaciones plásticas. Cuando se tiene este caso,

las curvas S-N no definen con precisión la vida de un elemento, por lo que se recurre a una nueva curva denominada E-N. Estas curvas, también denominadas curvas de Manson-Coffin-Morrow, caracterizan la vida de fatiga de un elemento, dado un cierto nivel de deformaciones elásticas y plásticas. El modelo matemático que caracteriza a dicha curva, que se presenta en la Figura 3.2, es el que se muestra a continuación.

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N)^b + \varepsilon'_f (2N)^{c_d} \quad (3.1)$$

donde el primer término representa a la deformación elástica, ε_e , y el segundo a la deformación plástica, ε_p . N es el número de ciclos a la falla, c_d es el exponente de ductilidad, ε'_f es el coeficiente de ductilidad, b es el exponente de resistencia a la fatiga, σ'_f es el coeficiente de resistencia a la fatiga y E es el módulo de Young.

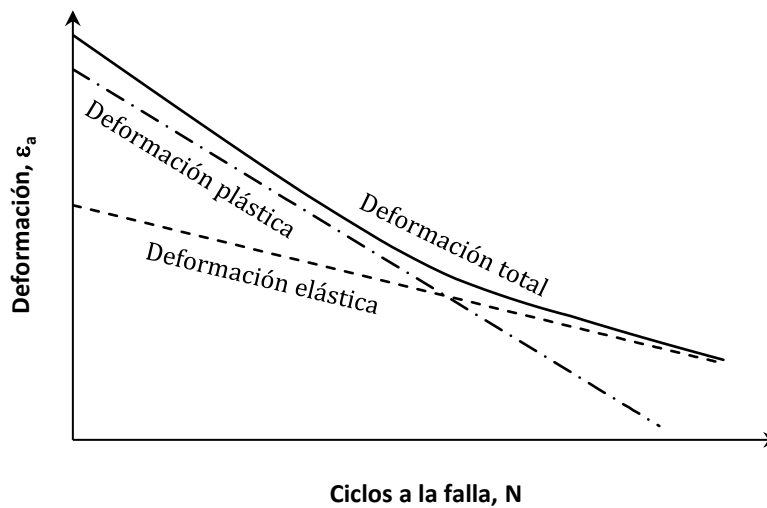


Figura 3.2 Curva E-N

3.2.3. Mecánica de la fractura

El estudio de la fatiga a través de la mecánica de la fractura se basa en poder predecir el crecimiento de una grieta, conocida o supuesta, hasta que desarrolle una longitud crítica que haga fallar al elemento. Paris et al. (1961) consideraron que la tasa de crecimiento de las grietas está en función de un factor de intensidad de esfuerzos (K), el cual lo consideraron ser una medida del efecto que tienen las cargas y la geometría de los cuerpos sobre la intensidad del esfuerzo cerca de la punta de la grieta. De esta relación surge la denominada Ley de Paris, la cual permite determinar la tasa de crecimiento de la grieta por cada ciclo, en función de las propiedades del material y el rango del factor de intensidad de esfuerzos, como se muestra a continuación.

$$\frac{da_c}{dn} = C_f \cdot (\Delta K)^{m_f} \quad (3.2)$$

donde a_c es la longitud de la grieta, n el número de ciclos, ΔK es el rango del factor de intensidad de esfuerzos y, C_f y m_f son constantes que dependen del material. Cabe destacar que, para valores pequeños y altos de ΔK , el modelo de Paris presenta algunas desviaciones. Pruebas de laboratorio han mostrado que la relación entre la tasa de crecimiento de grieta y el valor de ΔK se relacionan como lo muestra la Figura 3.3.

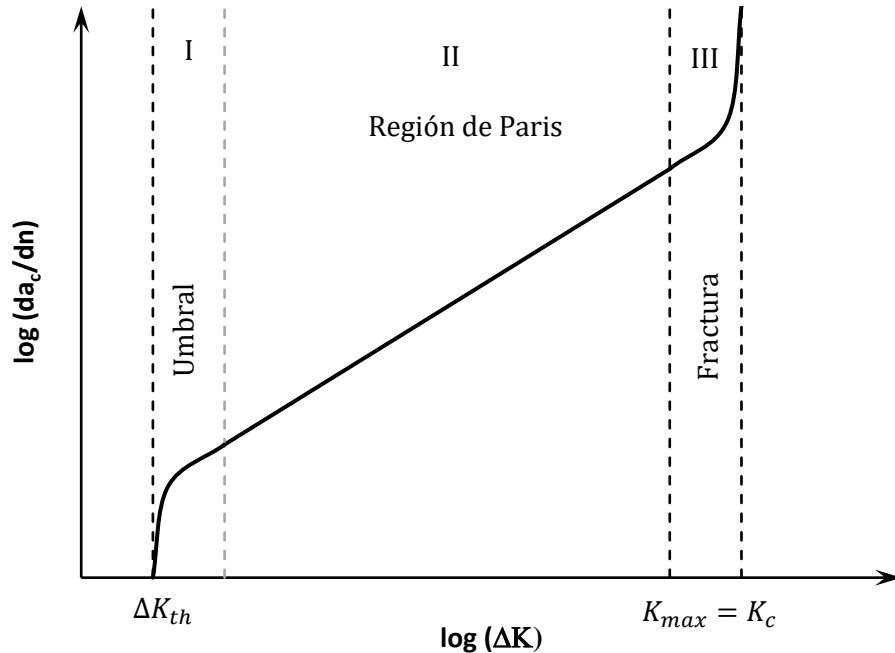


Figura 3.3 Relación del crecimiento de grieta con el factor de intensidad de esfuerzos

La parte central de la gráfica anterior está dominada por el modelo de crecimiento de grieta de Paris. En el caso de las regiones I y III, es de especial interés el comportamiento asintótico que tienen al inicio y al final de la curva, respectivamente. El límite inferior indica que niveles inferiores a él solo provocan crecimiento de microgrietas, no macrogrietas. Por otra parte, el límite superior indica la tendencia a tener un comportamiento estático, por los efectos de K_{max} . Nótese que si a la ecuación (3.1) se le aplica el logaritmo en ambos lados, es fácil determinar que la pendiente en la región central es igual a m_f .

3.3. Definición de curvas S-N

Al igual que muchas de las propiedades mecánicas de los materiales, la resistencia a la fatiga puede determinarse a través de pruebas de laboratorio. El ensayo típico consiste en someter una probeta a ciclos de esfuerzos normales alternantes de tensión y compresión con amplitud constante y cuyo esfuerzo máximo esté por debajo del límite elástico. Posteriormente, se registra el número de ciclos que fueron necesarios para llegar a la falla. Si el mismo ensayo se repite en distintas probetas, cada una sometida a ciclos con distinta amplitud por debajo del límite elástico, se pueden graficar los resultados de manera que la amplitud de los ciclos sean las ordenadas y los ciclos a la falla sean las abscisas. La curva formada se denomina curva S-N o curva de Wöhler, en honor a quien las desarrolló originalmente, y representa la vida de un componente bajo ciclos de esfuerzos sostenidos hasta la falla.

En la Figura 3.4 se presenta la forma general de una curva S-N de un acero estructural típico, en donde se identifican tres dominios: la fatiga de ciclo bajo, la fatiga de ciclo alto y la vida infinita. El primero de estos dominios está asociado a cargas grandes que producen no solo deformaciones elásticas, sino que también existen deformaciones plásticas que acompañan el crecimiento de la grieta. El segundo dominio está asociado a cargas más pequeñas que producen exclusivamente deformaciones elásticas durante el crecimiento de la grieta, lo cual conduce a

vidas más largas. Finalmente, el dominio de vida infinita está asociado al límite de fatiga, también conocido como límite de endurecimiento, el cual representa la amplitud mínima necesaria para que exista una falla por fatiga, amplitudes menores conducirán a una vida infinita. La interpretación física de esta asíntota es que la energía contenida en los ciclos con amplitudes menores no es lo suficientemente grande para que las grietas continúen creciendo.

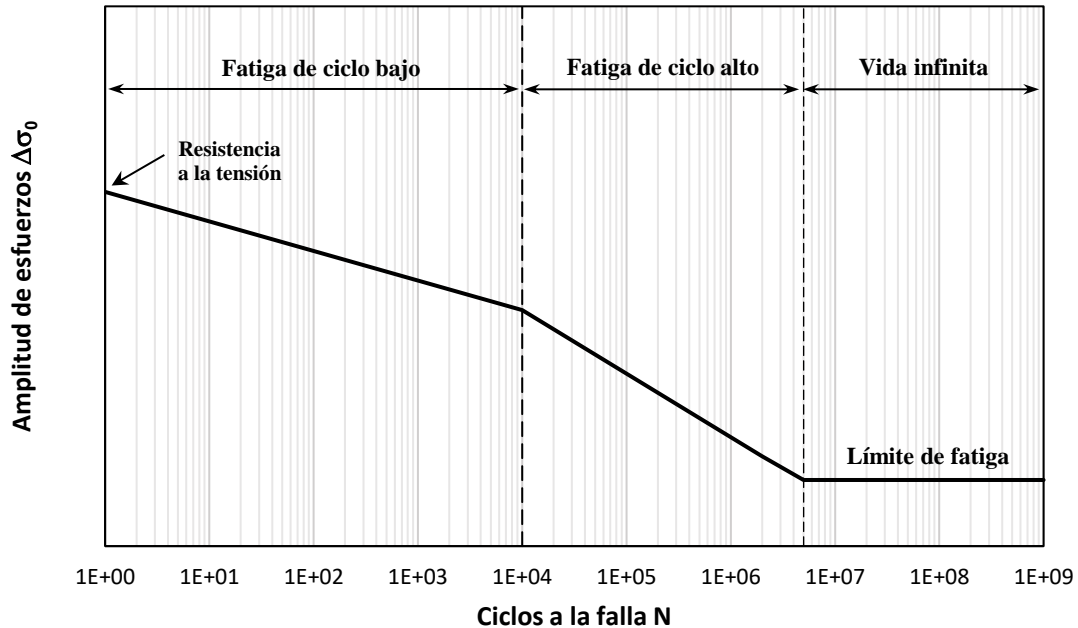


Figura 3.4. Curva S-N de un acero estructural típico

Existen dos parámetros muy relevantes para el diseño que pueden obtenerse de las curvas S-N: la resistencia a la fatiga y la vida de fatiga. El primero se define como el nivel de esfuerzos que se debe tener para que ocurra la falla dado un determinado número de ciclos. El segundo, por el contrario, se define como el número de ciclos al que se presentará la falla dado un determinado nivel de esfuerzos. Nótese que, para niveles de esfuerzos por debajo del límite de fatiga, la curva no predice un valor finito para la vida de fatiga, es por ello por lo que a esta parte del dominio se le llama de vida infinita; sin embargo, debe destacarse que es una propiedad exclusiva de materiales ferrosos y aleaciones de titanio, pues otro tipo de materiales no tienen esta cualidad.

En la práctica de la ingeniería estructural, es común que se pueda acceder a este tipo de gráficos a través de los códigos y estándares de diseño; sin embargo, en la mayoría de estos solo se proporcionan las curvas a partir del dominio de fatiga de ciclo alto, pues para ciclo bajo es difícil caracterizar la curva con precisión. Así mismo, como dato aproximado, se estima que la resistencia a la fatiga al inicio del dominio de ciclo alto (10^4) es del orden de dos terceras partes de la resistencia a la tensión del material, mientras que al inicio de la vida infinita es de la mitad. De igual manera, en ocasiones las curvas suelen presentarse con los dos ejes en forma logarítmica, sin embargo, lo más común es que sean semilogarítmicos, pues los ciclos a la falla son los que oscilan en un mayor rango de órdenes de valores.

Es importante destacar que los resultados de los ensayos de fatiga no dan como resultado una curva S-N bien definida; por el contrario, se observa una considerable dispersión en los datos

debido a la incertidumbre inherente al fenómeno. Entre las causas de esta dispersión se encuentran la alineación de la probeta en el aparato de prueba, las variaciones metalúrgicas entre las probetas, la rugosidad aleatoria de las superficies, entre otros factores. Por esta razón, se emplean técnicas estadísticas para determinar curvas S-N asociadas a una probabilidad de falla determinada. Los códigos y estándares de diseño suelen presentar la curva media o, si lo especifican, alguna asociada a una probabilidad de falla conservadora. La Figura 3.5 muestra de forma esquemática como se asocian las curvas a una probabilidad de falla.

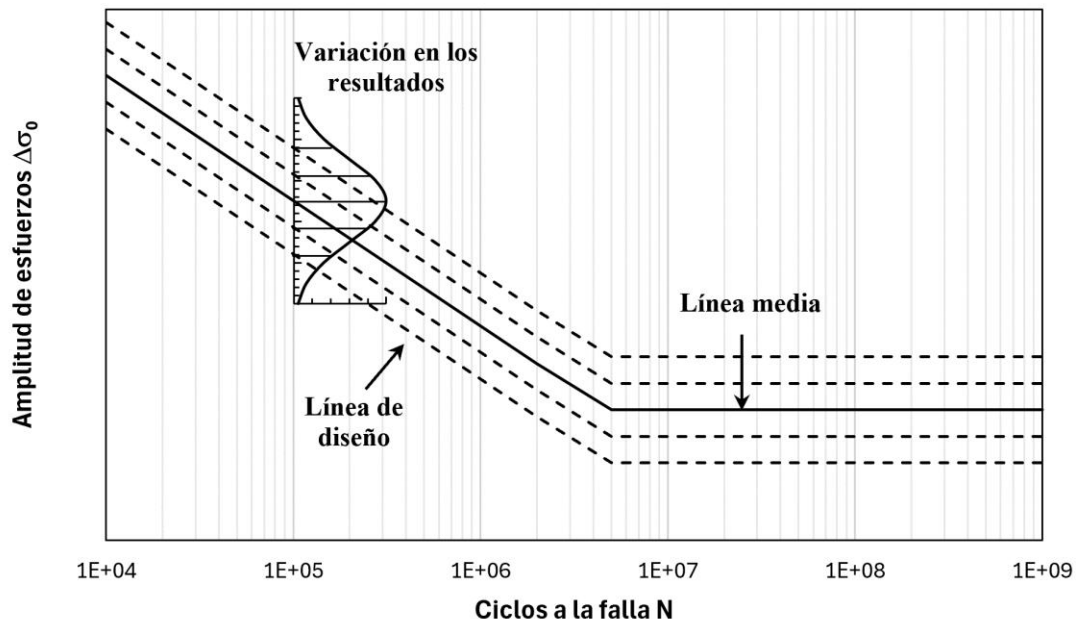


Figura 3.5. Curvas S-N asociadas a distintas probabilidades de falla

En la forma en cómo se definió la construcción de las curvas S-N está implícito que el esfuerzo medio de los ciclos de esfuerzos alternantes es de cero. Sin embargo, en la práctica no siempre se mantiene esta condición, ya que los ciclos de esfuerzos pueden oscilar sobre cualquier valor, ya sea de tensión o de compresión. Los esfuerzos de tensión favorecen la apertura y el crecimiento de microgrietas, mientras que los de compresión retardan este proceso. Por lo tanto, si los ciclos tienen un esfuerzo medio de compresión, la vida del elemento será mayor. Por el contrario, si los ciclos oscilan sobre un esfuerzo de tensión, la vida del elemento será menor. Estas relaciones pueden interpretarse como desplazamientos de las curvas S-N mostradas con anterioridad; un esfuerzo medio de compresión desplazará la curva hacia arriba, mientras que uno de tensión lo hará hacia abajo.

Evidentemente, determinar curvas para ciclos que oscilan sobre distintas medias es una tarea compleja y que demandaría mucho tiempo y recursos, no obstante, existen relaciones que permiten estimar las curvas para distintos esfuerzos medios a partir de los datos de las curvas convencionales de ciclos de media cero. Dos de las relaciones más empleadas son las que desarrollaron Goodman y Gerber (Wehrer y Fatemi, 1991), pues ambas han demostrado ajustarse adecuadamente a resultados experimentales, siendo la de Goodman la más conservadora. Dichas relaciones se definen a continuación y se muestran gráficamente en la Figura 3.6.

$$\frac{\Delta\sigma_a}{\Delta\sigma_0} + \frac{\sigma_m}{\sigma_u} = 1 \quad (3.3)$$

$$\frac{\Delta\sigma_a}{\Delta\sigma_0} + \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_u}\right)^2 = 1 \quad (3.4)$$

Donde σ_u es la resistencia última a tensión, σ_m el esfuerzo medio, $\Delta\sigma_0$ la resistencia a la fatiga de una curva S-N de ciclos de media cero y $\Delta\sigma_a$ es la resistencia a la fatiga equivalente de una curva S-N hipotética con ciclos de media σ_m .

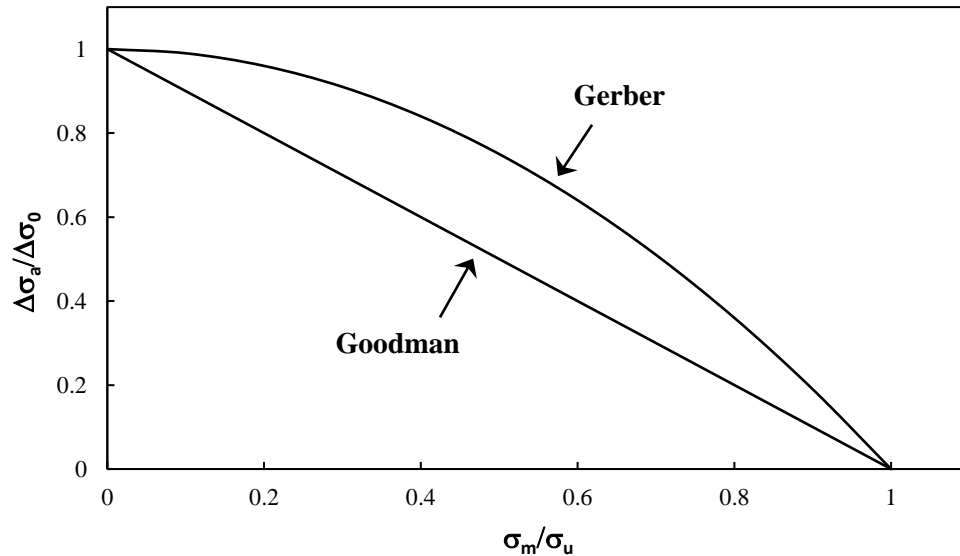


Figura 3.6. Diagrama de vida constante

El diagrama anterior se denomina “de vida constante” puesto que dada una determinada vida de fatiga (N) y su correspondiente resistencia a la fatiga ($\Delta\sigma_0$) de una curva S-N construida a partir de ensayos con ciclos de media cero, es posible encontrar una resistencia a la fatiga equivalente ($\Delta\sigma_a$) tal que, para una curva S-N hipotética proveniente de ciclos con media (σ_m), se tenga la misma vida de fatiga (N). Lo anterior conforme a las relaciones que así lo estipulen, por ejemplo, los modelos de Goodman y de Gerber. Cabe destacar que, en la bibliografía es común que se refieran a este diagrama como diagrama de Haigh o diagrama de Goodman.

3.4. Conteo de esfuerzos de “Rainflow”

Hasta este momento, únicamente se ha mostrado cómo predecir la vida de un elemento sometido a ciclos de esfuerzos de amplitud constante a través de curvas S-N. No obstante, en la práctica, las historias de esfuerzos suelen ser más irregulares debido a la aleatoriedad de las cargas; en otras palabras, los ciclos son de amplitud variable. Para poder emplear modelos de fatiga que nos permitan predecir la vida de elementos bajo este tipo de esfuerzos, es necesario descomponer las historias de los esfuerzos de amplitud variable en subhistorias equivalentes de amplitud constante, para ello se emplean métodos de conteo de esfuerzos que permiten caracterizar estas subhistorias a partir de la historia original.

3.4.1. Caracterización de los ciclos de esfuerzos

Para comenzar, es necesario comprender como se caracterizan los ciclos de esfuerzos. La Figura 3.7 muestra los seis elementos que definen a los ciclos de esfuerzos: el esfuerzo máximo (σ_{max}), el esfuerzo mínimo (σ_{min}), el esfuerzo medio (σ_m), la amplitud ($\Delta\sigma_a$), el rango ($\Delta\sigma_r$) y la relación de esfuerzos (R). Los cuatro últimos elementos se definen mediante las relaciones siguientes.

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \quad (3.5)$$

$$\Delta\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \quad (3.6)$$

$$\Delta\sigma_r = 2\Delta\sigma_a \quad (3.7)$$

$$R_\sigma = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \quad (3.8)$$

Los valores de R_σ definen el comportamiento global de los ciclos. Por ejemplo, cuando $R_\sigma = 0$, se dice que los ciclos son pulsos en tensión, pues el esfuerzo mínimo es de cero y el máximo necesariamente está por encima. El efecto contrario se tiene cuando $R_\sigma = \infty$, pues el máximo sería de cero y el mínimo sería un pulso en compresión. El caso con el que se construyen las curvas S-N convencionales se tiene cuando $R_\sigma = -1$, pues tanto el mínimo como el máximo son de la misma magnitud, pero con signos contrarios, este caso se denomina de ciclos reversibles. Finalmente, si $0 < R_\sigma < 1$, tanto el mínimo como el máximo son esfuerzos de tensión, y los ciclos se denominan de tensión-tensión. El caso contrario se denomina de compresión-compresión y se tiene cuando $R_\sigma > 1$, pues el mínimo debe ser necesariamente de mayor magnitud que el máximo y eso solo se logra si ambos son negativos.

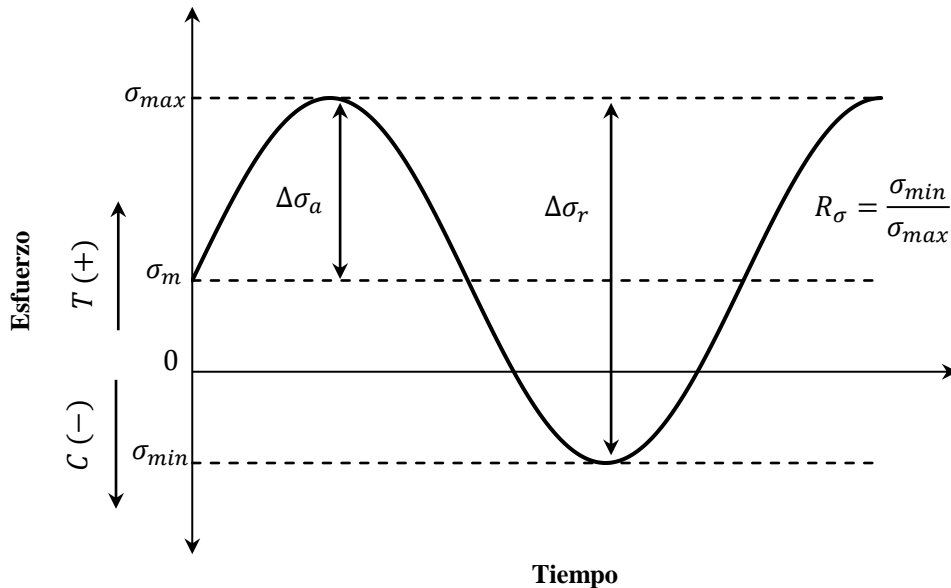


Figura 3.7. Elementos que caracterizan a los ciclos de esfuerzos

3.4.2. Procesamiento previo de la historia de esfuerzos

El método de conteo de esfuerzos de “Rainflow” requiere de un tratamiento previo de la historia de esfuerzos, el cual consta de tres etapas: el filtrado histerético, el filtrado de picos y valles, y el agrupamiento. Obsérvese la Figura 3.8 a), la historia de esfuerzos mostrada está compuesta por ciclos de esfuerzos de distinto orden. Cada ciclo de esfuerzo puede asociarse a un diagrama de histéresis, sin embargo, la energía contenida en los diagramas asociados a los ciclos más pequeños es despreciable y, por lo tanto, dichos ciclos pueden excluirse a través del denominado *filtro histerético*, tal como se muestra en la Figura 3.8 b). De igual manera, los métodos de conteo de esfuerzos solo caracterizan a los ciclos a través de sus valores extremos, por lo que los puntos intermedios no resultan relevantes para el análisis. De lo anterior, es posible aplicar un filtrado de picos y valles para que solo se trabaje con los valores de interés, la Figura 3.8 c) muestra el resultado. Finalmente, se realiza un agrupamiento, el cual consiste en discretizar el eje de los esfuerzos en franjas de una magnitud representativa, de manera que todos los puntos ubicados dentro de la franja adopten dicho valor representativo y los ciclos de esfuerzos identificados puedan tener amplitudes comunes.

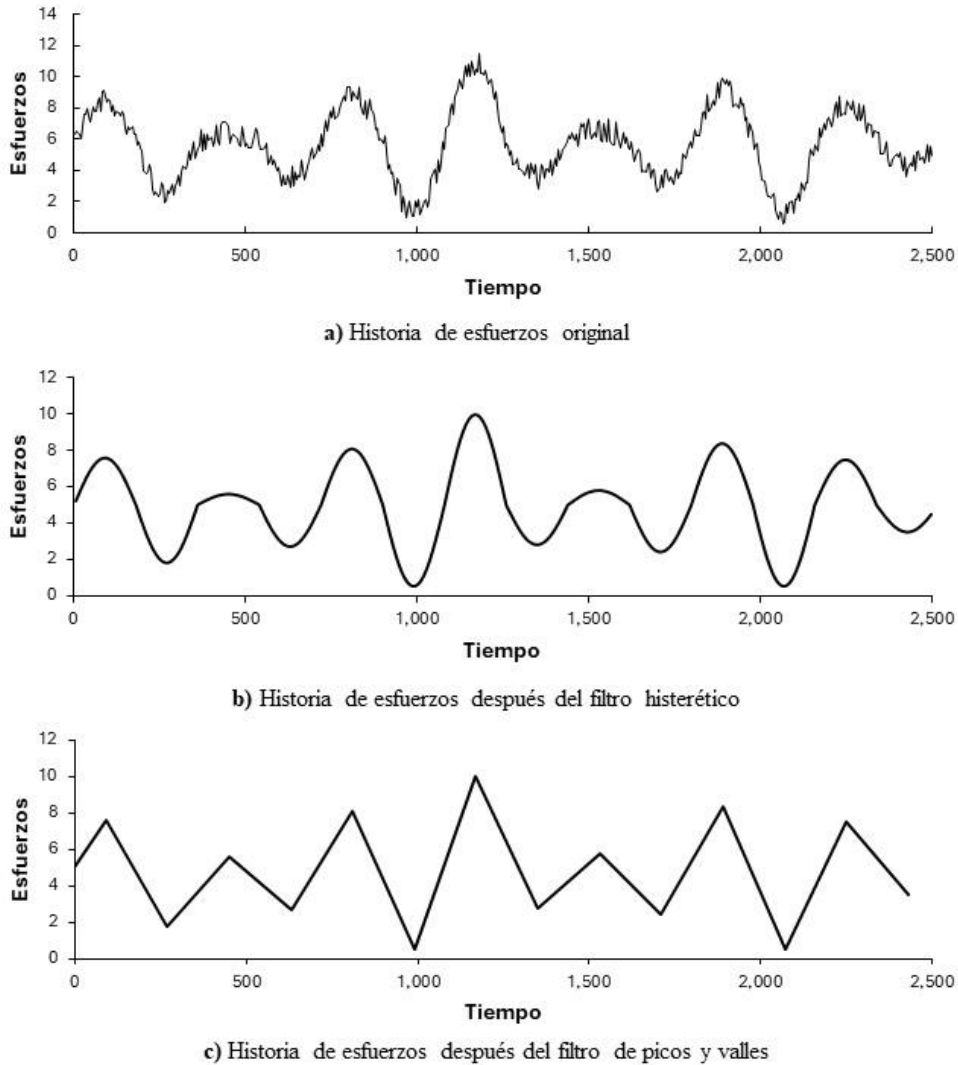


Figura 3.8. Tratamiento previo al conteo de Rainflow

3.4.3. Método de los techos de pagoda

El método de “Rainflow” fue desarrollado por Tatsuo Endo y M. Matsuishi en 1968. Debe su nombre a la similitud que tiene el método con el flujo de lluvia que escurre sobre los techos de una pagoda, como se muestra en la Figura 3.9. Este método se compone de una serie de reglas, las cuales se listan a continuación.

1. Rotar la historia de esfuerzos 90° en sentido horario, asimilando el techo de una pagoda.
2. Suponer que cada extremo es una fuente de flujo de lluvia que fluye por el techo de la pagoda.
3. Definir semiciclos de esfuerzos al dejar que el agua fluya desde las fuentes hasta que:
 - a. Caiga por debajo de todos los techos (alcance el final de la historia de esfuerzos).
 - b. Se encuentre con un flujo proveniente de un pico superior de mayor magnitud.
 - c. Caiga sobre un flujo proveniente de un pico con mayor magnitud

Nota: Este paso se debe realizar para fuentes de tensión y compresión por separado. Denominamos fuentes de tensión a los picos y de compresión a los valles.

4. Asignar a cada semiciclo identificado un rango igual a la diferencia de los valores de inicio y fin de sus flujos.
5. Emparejar cada semiciclo de tensión con su correspondiente de compresión de igual rango.

Es posible que al final del método haya semiciclos para los cuales no se haya encontrado su par opuesto. Sin embargo, una vez que se analizan todos los periodos que conforman la vida útil del elemento, estos semiciclos encuentran sus pares y los pocos que sobran terminan por tener un efecto despreciable en la vida completa del elemento. A continuación, se muestra gráficamente la aplicación de la metodología antes descrita.

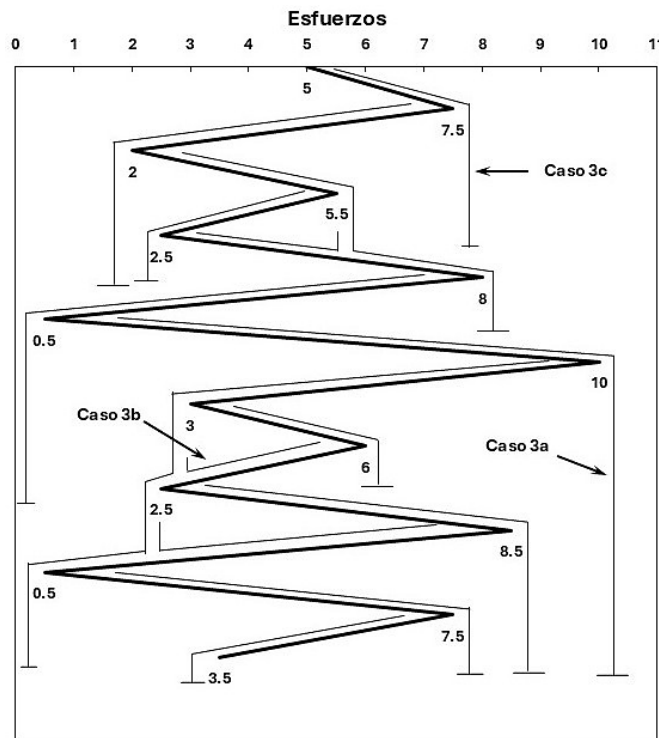


Figura 3.9 Método de los techos de pagoda

El resumen de resultados del ejemplo de la Figura 3.9 se muestra en la Tabla 3.1.

Tabla 3.1. Resultados del conteo de Rainflow a través del método de los techos de pagoda

Semiciclo	Origen	Destino	Desde	Hasta	Rango	Media
1	1	2	5	7.5	2.5	6.25
1	2	3	7.5	2	5.5	4.75
1	3	6	2	8	6	5
1	4	5	5.5	2.5	3	4
1	5	4	2.5	5.5	3	4
1	6	7	8	0.5	7.5	4.25
1	7	8	0.5	10	9.5	5.25
1	8	13	10	0.5	9.5	5.25
1	9	10	3	6	3	4.5
1	10	9	6	3	3	4.5
1	11	12	2.5	8.5	6	5.5
1	12	11	8.5	2.5	6	5.5
1	13	14	0.5	7.5	7	4
1	14	15	7.5	3.5	4	5.5

Del ejemplo mostrado, se observa que el método contó cuatro ciclos (resaltados en negritas) y seis semiciclos. En caso de que la historia de esfuerzos sea periódica, el método permite realizar un artificio numérico para contar únicamente ciclos completos. Dicho artificio consiste en iniciar la serie desde el extremo de mayor o menor magnitud en valor absoluto. Si dicho punto se encuentra en algún punto intermedio de la serie, la parte inicial de la historia antes del punto puede recorrerse hasta el final. El ejemplo de la Figura 3.10 muestra el artificio antes descrito para el mismo ejemplo de la Figura 3.9.

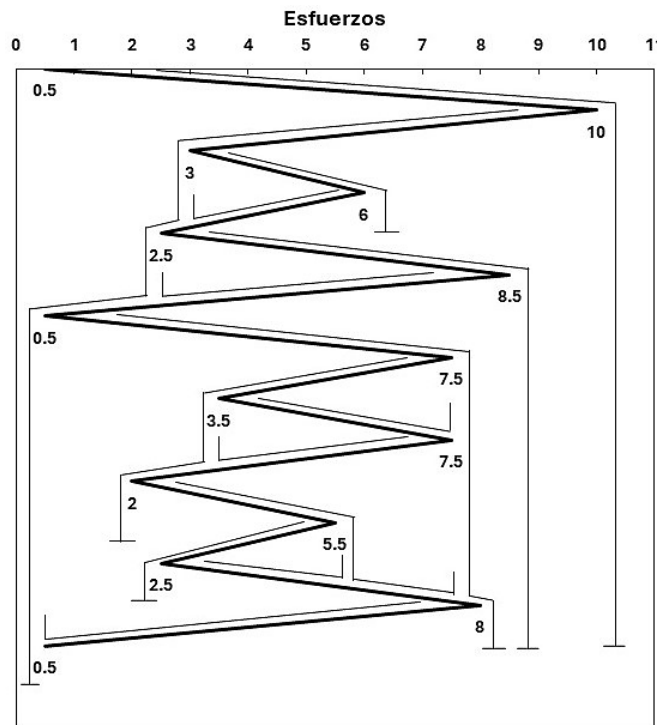


Figura 3.10. Método de los techos de pagoda para una historia periódica

Como se muestra en los resultados de la Tabla 3.2, el método cuenta únicamente ciclos completos. Así mismo, cabe destacar que, en la serie arreglada, entre los puntos 9 y 10, se omite el punto inicial con valor de 5 de la serie original, puesto que no tiene influencia en el resultado final del método.

Tabla 3.2. Resultados del método de los techos de pagoda para una serie periódica

Ciclo	Origen	Destino	Desde	Hasta	Rango	Media
1	1	2	0.5	10	9.5	5.25
1	2	7	10	0.5	9.5	5.25
2	3	4	3	6	3	4.5
2	4	3	6	3	3	4.5
3	5	6	2.5	8.5	6	5.5
3	6	5	8.5	2.5	6	5.5
4	7	14	0.5	8	7.5	4.25
5	8	11	7.5	2	5.5	4.75
6	9	10	3.5	7.5	4	5.5
6	10	9	7.5	3.5	4	5.5
5	11	10	2	7.5	5.5	4.75
7	12	13	5.5	2.5	3	4
7	13	12	2.5	5.5	3	4
4	14	15	8	0.5	7.5	4.25

3.4.1. Espectro de esfuerzos

Una vez realizado el conteo de esfuerzos de Rainflow, es práctica común presentar los resultados en un espectro de ciclos de esfuerzos, que no es más que un histograma que muestra cuantas veces se repitió determinado ciclo de esfuerzos. Este producto resulta importante, pues es la base de los modelos de daño que se emplean para estimar la vida de un elemento. Un ejemplo se muestra en la Figura 3.11. Cabe destacar que, el histograma suele ordenarse de manera que aquellos ciclos que se repiten con mayor frecuencia sean los primeros en aparecer, sin importar cual sea la amplitud y la media de los ciclos.

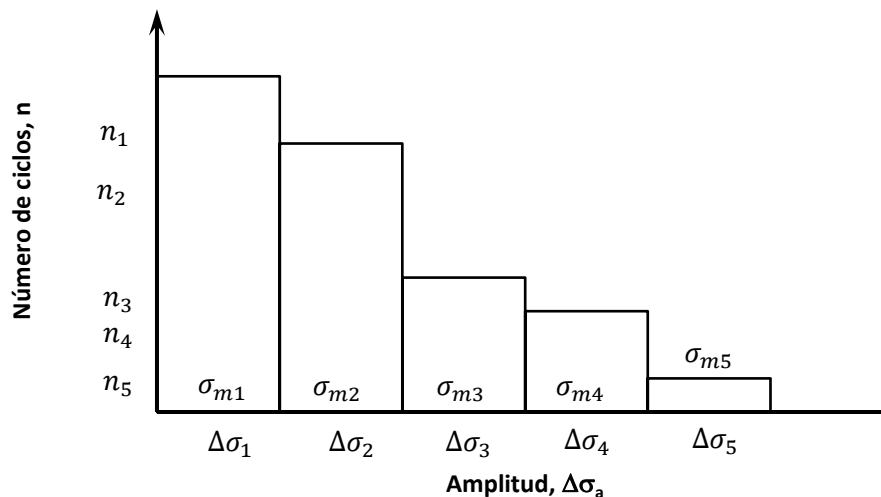


Figura 3.11. Espectro de esfuerzos

3.5. Modelo lineal de daño por fatiga

Uno de los primeros modelos para caracterizar el daño por fatiga fue el propuesto por Arvid Palmgren (1928). Dicho modelo se basa en la hipótesis de que si, en una curva S-N, el total de la vida del elemento se logra a los N ciclos, entonces la fracción de vida consumida después de n ciclos está dada por la relación n/N . Para el caso de una historia de esfuerzos de amplitud variable, la falla del elemento ocurriría cuando la suma de las fracciones de vida consumidas por cada tipo de ciclos sea igual a la unidad. Milton Miner (1945) estudió esta misma idea, pero a través de una base física; el autor supuso que el daño debido a la fatiga era una medida directa de la energía consumida por el material después de cada ciclo de esfuerzos, por lo que el daño necesariamente debía ser directamente proporcional a los ciclos, de ahí que se llame un modelo lineal de daño. La ecuación que describe el modelo comentado se conoce como la regla de Palmgren-Miner y se muestra a continuación.

$$D = \sum_{i=1}^m \frac{n_i}{N_i} \quad (3.9)$$

donde D es el daño acumulado y m el número de ciclos distintos a considerar del espectro de esfuerzos. Cabe destacar que, el valor de vida de fatiga (N_i) debe de obtenerse de curvas S-N asociadas a cada valor de esfuerzo medio que caracterice a los ciclos de esfuerzo o, en su defecto, a través de leyes de corrección que permitan obtener vidas equivalentes en una curva S-N de media cero, tal como las leyes de Goodman o Gerber descritas previamente en este capítulo.

Dentro de las limitantes de este método, tiene particular interés el hecho de que, para una historia de amplitud variable, el modelo considera que los ciclos con amplitud por debajo del límite de fatiga no generan daño alguno, pues las vidas infinitas que predicen las curvas S-N hacen que el parámetro de daño D tienda a cero. Ensayos experimentales han demostrado que, si previamente actúan ciclos con amplitud mayor al límite de fatiga, es posible generar una microgrieta la cual sí puede crecer bajo la influencia de ciclos menores, cuando la acción exclusiva de estos no lo haría posible. Para poder solventar esta problemática, se puede recurrir a la regla de Palmgren-Miner modificada, la cual consiste en aplicar el mismo modelo, pero extrapolando la curva S-N de donde se obtienen las vidas de fatiga.

Otra alternativa que ha demostrado ajustarse de mejor manera a datos experimentales es la regla desarrollada por Haibach en 1970 (Kondo, 2003), la cual, en lugar de extrapolar, contempla un segundo segmento lineal después del límite de fatiga con una pendiente menos pronunciada. La idea consiste en modificar la ecuación de Basquin, la cual considera a la curva S-N como una función lineal en un gráfico logarítmico, como lo describe la siguiente ecuación.

$$N \cdot \Delta\sigma_a^{k'} = C_B \quad (3.10)$$

donde k' y C_B son constantes que dependen del material. Haibach en 1970 (Kondo, 2003) propuso modificar el factor k' para el segundo segmento lineal por un factor $k'' = 2k' - 1$. Una representación gráfica del modelo de Haibach se muestra en la Figura 3.12.

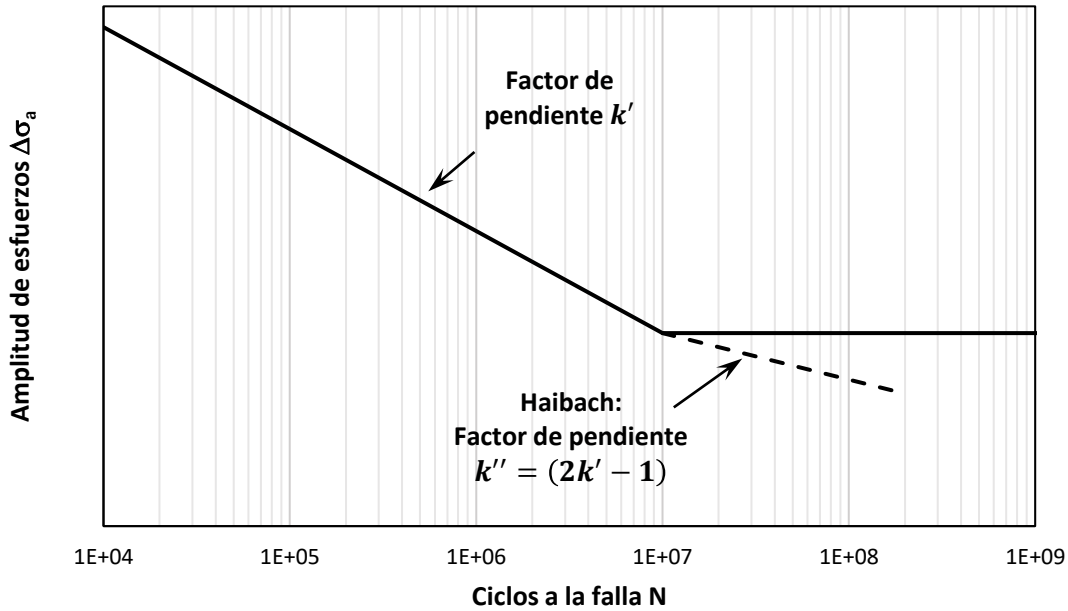


Figura 3.12 Modelo de Haibach

Cabe destacar que algunos estándares de diseño presentan sus curvas S-N en versiones extendidas para poder aplicar directamente el modelo de Miner, sin necesidad de tener que determinar las constantes del modelo de Haibach.

3.6. Modelo no lineal de daño por fatiga

Una de las grandes deficiencias que tiene el modelo de daño de Miner es considerar que la acumulación de daño se da de manera lineal. Es decir que, si bajo la acción de un cierto tipo de esfuerzo se ha consumido un determinado porcentaje de la vida de un elemento, el modelo asume que ese mismo porcentaje es el nivel de daño que tiene el elemento; sin embargo, algunos experimentos han demostrado que el daño no se acumula de manera lineal, tiende a ser lineal al inicio y durante la mayor parte de la vida del elemento, pero es en sus últimas etapas cuando ocurre la degradación del elemento, de manera exponencial. Así mismo, se ha comentado que la fatiga es un proceso que consta de distintas etapas, cada una de ellas es influenciada en mayor o menor medida en cómo se apliquen los ciclos de esfuerzos. El modelo de Miner no hace distinción sobre cómo se acumula el daño en el surgimiento de las grietas, durante su crecimiento y en el proceso de falla, los asume iguales. Finalmente, el modelo lineal de daño desprecia la secuencia en cómo se aplicaron los ciclos de esfuerzos, lo cual también es una deficiencia importante, pues no se tiene el mismo daño si se aplican ciclos pequeños que crecen progresivamente, que si se aplican directamente ciclos grandes, que decrecen progresivamente.

Aeran et al. (2017) propusieron un modelo de acumulación de daño a partir del concepto de transferencia de daño y la incorporación de un factor de interacción de esfuerzos. El modelo, a diferencia de otros propuestos, tiene la virtud de requerir como información de entrada acerca del comportamiento del elemento única y exclusivamente la curva S-N del material, pudiendo ser esta la curva convencional que proporcionan los estándares y códigos de diseño. La poca exigencia de información de entrada y la sencillez del método le dan la cualidad de ser fácil de

implementar en aplicaciones de la ingeniería. El modelo en cuestión se define por la siguiente expresión.

$$D_i = 1 - \left[1 - \frac{n_i}{N_i} \right]^{-1.25/\ln N_i} \quad (3.11)$$

Nótese que, si el exponente del modelo fuera igual a uno, se tendría el mismo modelo de daño que el de la regla de Palmgren-Miner. Posteriormente, para analizar el siguiente nivel de esfuerzos, es necesario transferir el daño obtenido al siguiente nivel por analizar. Lo anterior se logra a través del cálculo de un factor de interacción, el cual evalúa la transferencia del daño con base en la secuencia de los ciclos. Dicho factor se calcula con la ecuación siguiente.

$$\mu_{i+1} = \left(\frac{\sigma_i}{\sigma_{i+1}} \right)^2 \quad (3.12)$$

A partir del factor anterior, el modelo propone calcular el número de ciclos efectivos en el nuevo nivel de esfuerzos que causarían el mismo nivel de daño que con el nivel de esfuerzos previo. Para ello, se incluye el factor de interacción en la ecuación (3.11), se usa la vida de fatiga del nuevo nivel de esfuerzos y se mantiene el mismo nivel de daño, tal como lo muestran las siguientes ecuaciones.

$$D_i = 1 - \left[1 - \frac{n_{(i+1),eff}}{N_{i+1}} \right]^{-1.25/\ln N_i \mu_{i+1}} \quad (3.13)$$

$$n_{(i+1),eff} = \left[1 - (1 - D_i)^{-\frac{\mu_{i+1}}{1.25/\ln N_i}} \right] \cdot N_{i+1} \quad (3.14)$$

Finalmente, la suma del número de ciclos efectivos más el número de ciclos originales del nuevo nivel, dan como resultado el número de ciclos totales, el cual se emplea para calcular el daño acumulado con la ecuación (3.11) pero para el nuevo nivel de esfuerzos ($i + 1$). Este procedimiento se repite hasta que el daño acumulado D_i en valor absoluto sea igual a uno.

La diferencia de comportamiento entre los modelos lineal y no lineal de daño acumulado por fatiga se muestra en la Figura 3.13.

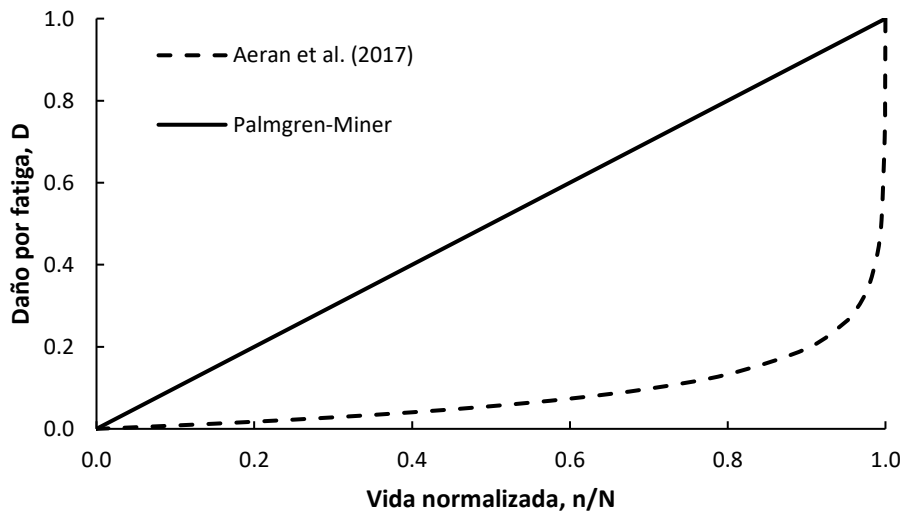


Figura 3.13. Modelos lineal y no lineal de daño acumulado por fatiga

Capítulo 4. Fragilidad estructural

4.1. Introducción

El diseño estructural de los aerogeneradores, al igual que el de cualquier otra estructura, debe cumplir con una serie de objetivos que garanticen su seguridad, economía, funcionalidad, durabilidad, resiliencia, sostenibilidad, entre otros. Ante el reto de satisfacer niveles particulares de estos objetivos, el diseño basado en desempeño (PBD, por su nombre en inglés: *Performance-Based Design*) destaca sobre el diseño prescriptivo por brindar mayor flexibilidad y libertad al diseñador de emplear distintas metodologías con el fin de cumplir, con un adecuado nivel de confianza, los niveles de desempeño deseados.

Se entiende por nivel de desempeño al resultado específico de un sistema estructural bajo la acción de un determinado sistema de cargas, el cual es definido y acordado por las partes involucradas en las etapas iniciales del proyecto. La definición de los niveles de desempeño debe considerar la posible comprensión incompleta del fenómeno a evaluar, las incertidumbres respecto a las propiedades de los materiales, posibles errores humanos en el procedimiento constructivo, la aleatoriedad de los efectos ambientales sobre la estructura, entre otros. Esto implica que el diseño basado en desempeño debe abordarse desde un enfoque probabilista en lugar de uno determinista.

De acuerdo con Petrini (2009), la metodología de la evaluación basada en desempeño aplicada a viento puede resumirse como lo muestra la Figura 4.1. Las etapas que la conforman son: el análisis del peligro que caracteriza al viento en un sitio particular, describiendo su distribución espacial, su frecuencia de ocurrencia y la variabilidad de sus medidas de intensidad (IM); el análisis aerodinámico que determina los parámetros aerodinámicos y aeroelásticos que caracterizan la interacción entre la estructura y el flujo del viento (IP); el análisis estructural que proporciona el parámetro de demanda que caracteriza la respuesta estructural (EDP); el análisis de daño que transforma la respuesta del sistema en medidas cuantificables del estado de daño (DM); y el análisis de pérdidas que convierte el daño en medidas de desempeño mediante variables de decisión (DV).

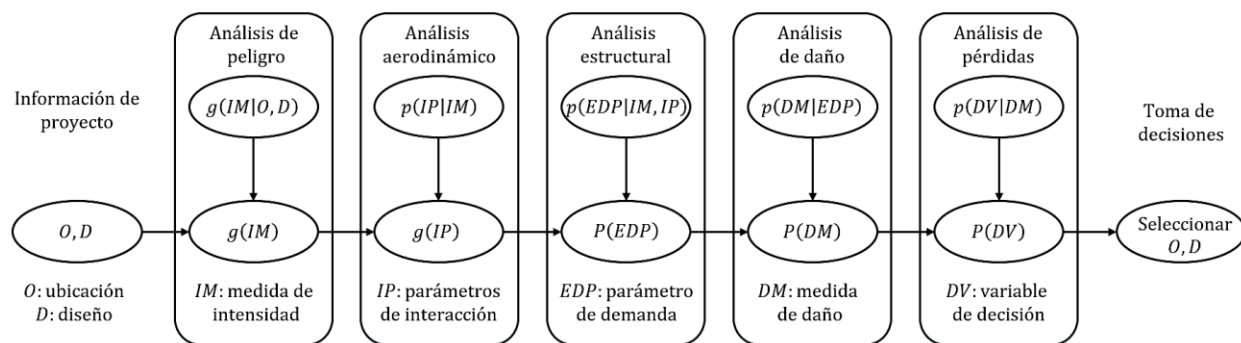


Figura 4.1 Ingeniería eólica basada en desempeño, adaptada de Petrini (2009)

El modelo de la Figura 4.1 muestra la dependencia que existe entre cada una de las etapas de la evaluación basada en desempeño. Las relaciones entre etapas pueden considerarse como modelos probabilísticos en los que el resultado de cada etapa está condicionado por los resultados obtenidos en las etapas previas. Para este punto es conveniente introducir a la función

de densidad de probabilidad, $f(x)$, la función de distribución acumulada, $F(x)$, y su complemento, $G(x)$, las cuales se relacionan como lo indica la ecuación 4.1.

$$f(x) = \frac{dF(x)}{dx} = \left| \frac{dG(x)}{dx} \right| \quad (4.1)$$

La aplicación del teorema de probabilidad total resulta de particular interés pues da la posibilidad de obtener la probabilidad de que se exceda un determinado nivel de desempeño con base en los resultados de las etapas previas de la metodología. El teorema dice que, a partir de una partición de eventos mutuamente excluyentes y colectivamente exhaustivos, se puede obtener la probabilidad de cualquier evento particular si se conoce la probabilidad de los eventos de la partición y la probabilidad condicional del evento particular con los eventos de la partición. Trasladado al dominio de las variables aleatorias continuas y adaptado para obtener la distribución acumulada complementaria, el teorema adopta la forma de la ecuación 4.2.

$$G(x) = \int_{-\infty}^{\infty} G(x|y) \cdot f(y) dy \quad (4.2)$$

Si se aplica el teorema de probabilidad total y la ecuación 4.1 para cada una de las etapas de la metodología y se combinan, es posible deducir la triple integral de la ecuación 4.3, la cual se presenta en su versión de modelo de tasa de ocurrencia, λ . Esta ecuación describe el modelo probabilístico de la ingeniería eólica basada en desempeño, la cual resulta ser una herramienta importante en el manejo del riesgo, pues proporciona información relevante a los tomadores de decisiones sobre las pérdidas esperadas. Con estos resultados, se pueden emplear acciones en las etapas iniciales del proyecto para minimizar los costos e incluso maximizar las utilidades.

$$\lambda(DV) = \int_0^{\infty} \int_0^{\infty} \int_0^{\infty} G(DV|DM) |dG(DM|EDP)| |dG(EDP|IM,IP)| f(IP|IM) |d\lambda(IM)| \quad (4.3)$$

En el contexto del diseño basado en desempeño, el desarrollo anterior involucra implícitamente a los conceptos de riesgo, peligro y vulnerabilidad, los cuales permiten evaluar el impacto de fenómenos naturales, como sismos y huracanes, en la infraestructura y cuantificar la probabilidad de que se excedan determinados estados límite que comprometan la funcionalidad o seguridad de las estructuras.

En términos generales el riesgo se define como la probabilidad de que ocurra una consecuencia no deseada, en cierto intervalo de tiempo, como resultado de una acción o actividad. Aplicado a la ingeniería estructural, el riesgo puede entenderse como la combinación de la probabilidad de ocurrencia de un evento potencialmente peligroso, sismo o viento, y sus consecuencias sobre la estructura. Matemáticamente, esto puede expresarse como la convolución de dos conceptos fundamentales, el peligro y la vulnerabilidad. En el diseño basado en desempeño, la disminución del riesgo implica la disminución del peligro o de la vulnerabilidad, siendo esta última la opción más viable.

En cuanto al peligro, este se refiere a la relación estocástica que existe entre el nivel de intensidad de una excitación ambiental y la probabilidad de que, en un sitio particular y en un periodo de tiempo determinado, se experimente al menos dicho nivel de excitación (Porter, 2021). Su estudio requiere de una caracterización integral de las acciones que potencialmente podrían desencadenar daño en la estructura a evaluar. Para ello, es necesario identificar las fuentes del

peligro, los mecanismos a través de los cuales se generan las excitaciones y la forma en cómo interactúan en el entorno con las estructuras. La correcta evaluación del peligro permite estimar los niveles de demanda a los que estarán sometidas las estructuras.

La vulnerabilidad se refiere a las pérdidas esperadas ante determinados niveles de demanda. En el diseño basado en desempeño, estas pérdidas representan el resultado no deseado y pueden tratarse de costos de reparación, vidas humanas, pérdida de funcionalidad, tiempos muertos, etc. La gestión de riesgos busca implementar acciones con el fin de reducir la vulnerabilidad de las estructuras. Una estructura con baja vulnerabilidad podría soportar cargas extremas sin comprometer sus objetivos de diseño, mientras que una con alta vulnerabilidad puede sufrir daños severos incluso ante niveles moderados de carga.

La vulnerabilidad se compone de dos conceptos clave, la exposición y la fragilidad. La exposición se refiere a la definición de los elementos sujetos al peligro y que, por lo tanto, son propensos a convertirse en pérdidas. Por otra parte, la fragilidad tiene que ver con la falta de capacidad de la estructura para resistir las demandas estructurales provenientes del análisis de peligro. En la presente tesis, el enfoque es en la evaluación de la fragilidad.

4.2. Generalidades sobre la fragilidad estructural

El concepto convencional de fragilidad se refiere a la cualidad de algún material o elemento de ser fácilmente dañado. En ingeniería, una función de fragilidad es una expresión matemática que define la probabilidad de que ocurra un evento no deseado dada una medida de una excitación ambiental. Típicamente, el evento no deseado corresponde al suceso de que se exceda un determinado estado límite, mientras que la excitación ambiental corresponde a la medida de intensidad de un fenómeno físico. Cabe destacar que es común que se refieran a estas funciones como curvas de fragilidad, sin embargo, el término más preciso es función, pues da lugar a que exista una relación entre la variable de salida con distintas variables de entrada, mientras que una curva no.

Existe una segunda definición de función de fragilidad planteada en términos de la capacidad estructural. Esta nos dice que una función de fragilidad representa la función de distribución acumulada de la capacidad de un elemento para resistir un estado límite no deseado (Porter, 2021). Es decir, la capacidad se mide a través del nivel de excitación ambiental para la cual se excede el estado límite no deseado. Dicho de otra manera, la posibilidad de que se exceda el estado límite dada una medida de intensidad es igual a la probabilidad de que la resistencia del elemento sea menor a la requerida para soportar dicho nivel de demanda.

Una forma de representar a una función de fragilidad es mediante la función de distribución acumulada lognormal, cuya forma es la que se define la ecuación 4.4.

$$F_d(x) = P(D \geq d | X = x) = \Phi \left(\frac{\ln(x/\theta_d)}{\beta_d} \right) \quad (4.4)$$

donde D representa al estado de daño, d es un valor particular de D , X es el parámetro de demanda, x es un valor particular de X , θ_d es la media de la capacidad del elemento para resistir el estado de daño d , y β_d es la desviación estándar del logaritmo natural de la capacidad.

Cabe destacar que la función de distribución lognormal no es la única opción para representar a una función de fragilidad. No obstante, dado que las variables que se suelen estudiar adoptan únicamente valores positivos, su uso es conveniente, ya que posee esta misma

característica. Adicionalmente, resulta conservador emplearla, pues esta distribución se basa en el principio de máxima entropía, lo cual quiere decir que, en ausencia de información adicional, se asume el menor conocimiento del fenómeno en cuestión.

4.3. Métodos para la obtención de funciones de fragilidad

Las funciones de fragilidad quedan definidas a partir de dos parámetros: la media, que es una medida de tendencia central; y la desviación estándar, que es una medida de dispersión. Existen distintos métodos para poder estimar estos parámetros, la elección de alguno de estos estará en función de la información experimental disponible, los recursos para poder realizar ensayos, la disponibilidad de expertos para poder evaluar el daño, el conocimiento de las propiedades de la estructura y las demandas para poder generar modelos numéricos precisos, etc. Estos métodos pueden agruparse en tres categorías principales: métodos empíricos, métodos basados en la opinión de expertos y métodos analíticos.

4.3.1. Métodos empíricos

Estos métodos se basan en la recopilación de resultados de ensayos experimentales para poder ajustar una función que se aproxime al comportamiento observado de los datos. En función de los resultados observados de los ensayos, Porter (2007) establece tres escenarios posibles y describe la metodología para estimar la media y la desviación estándar para cada caso. Los escenarios que define son los siguientes:

- a) Todos los especímenes fallan a un EDP observado.
- b) Solo algunos especímenes fallan y se conoce el mayor EDP experimentado.
- c) Ningún espécimen falla, pero se conocen los EDPs a los que fueron sometidos.

En este contexto, se considera que un espécimen falla cuando el daño observado excede el estado límite de daño establecido. La precisión del modelo dependerá tanto de la cantidad de ensayos realizados como de la calidad de los resultados.

4.3.2. Métodos basados en la opinión de expertos

Este enfoque consiste en acudir con especialistas en diseño estructural o evaluación de daños en las estructuras o componentes de interés y solicitar su juicio sobre la demanda necesaria para alcanzar un determinado nivel de daño. Para mejorar la confiabilidad de los datos, las metodologías actuales sugieren estandarizar el proceso de recolección de datos mediante formatos preestablecidos. Estos formatos deben:

- Definir con precisión el elemento a evaluar.
- Incluir imágenes de referencia para facilitar la interpretación.
- Especificar de forma inequívoca el nivel de daño objetivo.
- Establecer el parámetro de demanda de ingeniería (EDP) correspondiente.

Con esto definido, se solicita al experto proporcionar un valor promedio y un valor mínimo del EDP para los cuales considera que se alcanza el estado de daño definido. Además, se le pide autoevaluar su nivel de experiencia en una escala numérica, lo que permite ponderar las opiniones en el análisis para la obtención de los parámetros.

4.3.3. Métodos analíticos

Estos métodos se emplean cuando no se dispone de información experimental suficiente, pero sí de datos geométricos y propiedades de los materiales que permiten modelar el

comportamiento estructural mediante modelos numéricos. Así, es posible estimar analíticamente el nivel de demanda que conduce al estado de daño de interés. Se distinguen dos enfoques en función de si incorporan incertidumbres en el análisis, los deterministas y los probabilistas.

4.3.3.1. Enfoque determinista

Este método caracteriza la capacidad del elemento por medio de un único cálculo y se considera un valor predefinido de la desviación estándar por defecto. Para ello, se considera de forma determinista los parámetros de rigidez del elemento y los de demanda, es decir, se consideran valores promedio. Una vez definido el modelo, es usual apoyarse del análisis estático no lineal (“Pushover”) para estimar la capacidad resistente del elemento (De Anda 2020). Se entiende por curva de capacidad a la representación gráfica de la relación que existe entre la resistencia lateral de una estructura y el desplazamiento lateral característico. Con lo anterior, FEMA (2012) propone estimar la media (θ_d) de la capacidad C y la desviación estándar β_d conforme a las ecuaciones 4.5 y 4.6.

$$\theta_d = 0.92C \quad (4.5)$$

$$\beta_d = 0.40 \quad (4.6)$$

4.3.3.2. Enfoque probabilista

En este enfoque se consideran las incertidumbres que influyen de forma importante en la predicción de la capacidad de la estructura. Típicamente, se considera que las propiedades mecánicas de la estructura pueden representarse con suficiente precisión a través de sus valores medios. No obstante, la incertidumbre asociada a los parámetros que caracterizan a las acciones son tales que deben definirse por medio de variables aleatorias. De este modo, se puede emplear el método de Monte Carlo para simular las cargas que actuarán sobre la estructura y, a partir de análisis dinámicos no lineales, definir de forma probabilista la capacidad de carga del elemento.

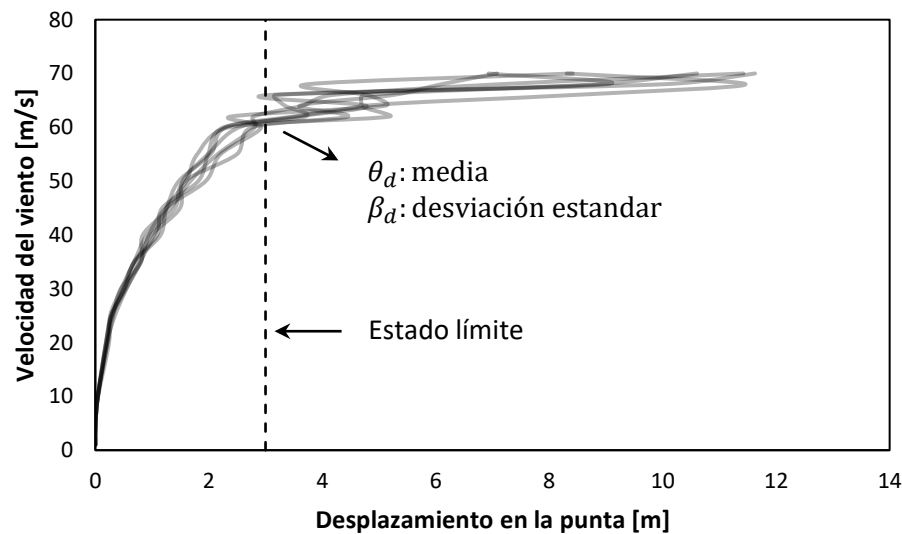


Figura 4.2 Determinación probabilista de los parámetros de fragilidad a partir de un estado límite y curvas ADI

La Figura 4.2 muestra de forma esquemática como a partir de la definición de un estado límite para un conjunto de resultados de curvas de capacidad dinámica se puede determinar la media y la desviación estándar para la definición de las funciones de fragilidad.

Capítulo 5. Metodología propuesta

5.1. Casos de estudio

Como muestra del desarrollo teórico que se presentó en los capítulos anteriores, en lo que sigue se realizará el análisis de fragilidad para cuatro modelos de torres de aerogeneradores. Estas torres se supondrán ubicadas en la zona de La Ventosa, Oaxaca, por tener un gran potencial eólico. Así mismo, para su análisis se tomarán en consideración los lineamientos del Manual de Diseño de Obras Civiles (MDOC) de la Comisión Federal de Electricidad (CFE) en su versión de diseño por viento del 2008 (MDOCV 2008). Además, se utilizarán como base ciertos parámetros y funciones que han demostrado caracterizar adecuadamente el comportamiento del viento en la zona de interés, según estudios previos.

5.1.1. Ubicación

La Ventosa es un poblado perteneciente al municipio de la Heroica Ciudad de Juchitán de Zaragoza en el estado de Oaxaca. Se encuentra ubicado al sur del Istmo de Tehuantepec, entre el puerto de Salina Cruz y la frontera con Chiapas. Gracias a su ubicación geográfica, la zona de La Ventosa goza de una alta actividad eólica, por lo que muchos de los proyectos eólicos del país se han desarrollado en esta región. Debido a lo anterior, se han realizado diversos estudios para caracterizar de mejor manera el recurso eólico en este sitio. Una de las investigaciones a destacar es la realizada por Jaramillo y Borja en el 2004, quienes analizaron datos históricos de velocidades de viento en La Ventosa para posteriormente definir los parámetros de la distribución de probabilidad que mejor se ajusta a las variaciones anuales de la velocidad del viento.

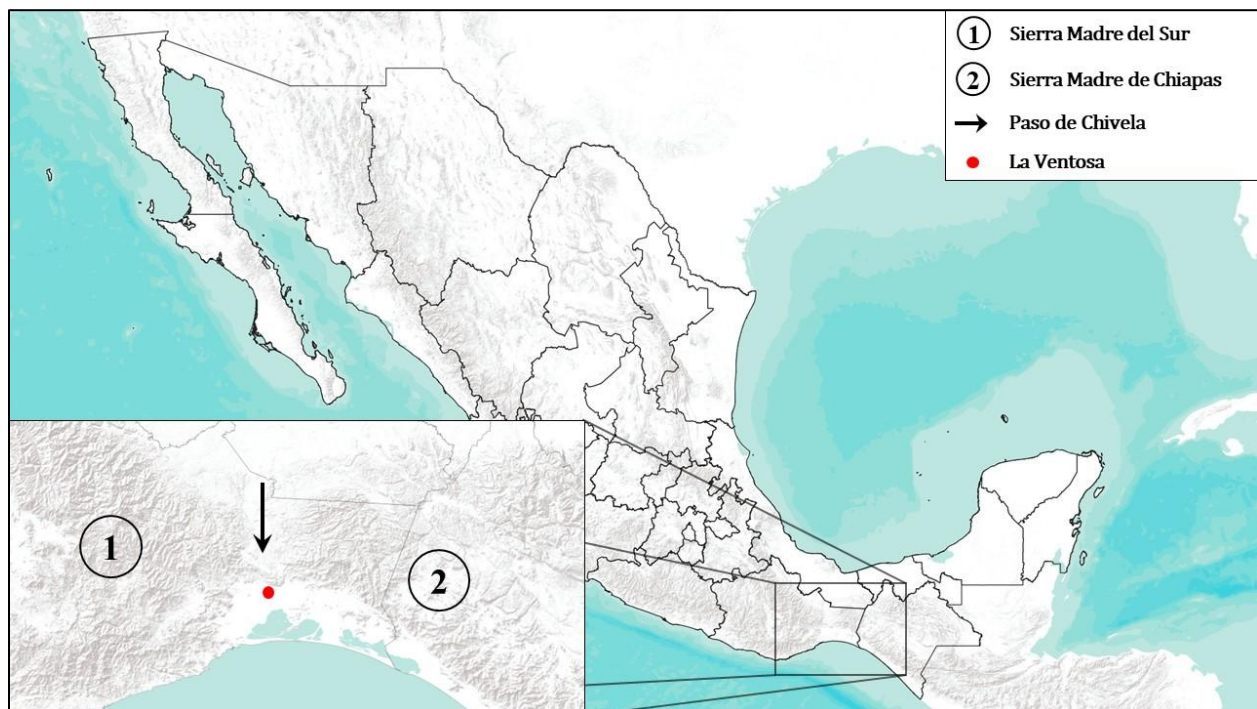


Figura 5.1. Orografía en la zona sur del Istmo de Tehuantepec.

De acuerdo con datos de velocidades de viento recolectados por el Instituto de Investigaciones Eléctricas (IIE) en La Ventosa durante los años de 2000 a 2003, Jaramillo y

Borja (2004) llegaron a la conclusión de que la distribución de frecuencias de velocidades del viento en esta zona no puede ser representada por una distribución Weibull, como muchos estándares internacionales sugieren. Por el contrario, la distribución que mejor se ajusta a los datos de esta zona es una distribución bimodal de tipo Weibull-Weibull, la cual se define mediante la siguiente expresión.

$$f_{WW}(U) = q \left[\frac{k_1}{c_1} \left(\frac{U}{c_1} \right)^{k_1-1} \exp \left[- \left(\frac{U}{c_1} \right)^{k_1} \right] \right] + (1 - q) \left[\frac{k_2}{c_2} \left(\frac{U}{c_2} \right)^{k_2-1} \exp \left[- \left(\frac{U}{c_2} \right)^{k_2} \right] \right] \quad (5.1)$$

donde c_1 y k_1 son los parámetros de escala y forma para la distribución izquierda, respectivamente; c_2 y k_2 son los correspondientes para la distribución derecha; y q y $(1 - q)$ son parámetros de ponderación para la distribución izquierda y derecha, respectivamente. Los valores que definen a dicha distribución se muestran en la Tabla 5.1.

Tabla 5.1. Parámetros de la distribución anual de velocidades de viento Weibull-Weibull a 32 m sobre la superficie

Distribución	c_i	k_i	q
Weibull 1	4.034	1.674	0.3799
Weibull 2	16.097	5.232	0.6201

La distribución de probabilidad de velocidades del viento puede observarse gráficamente en la Figura 5.2.

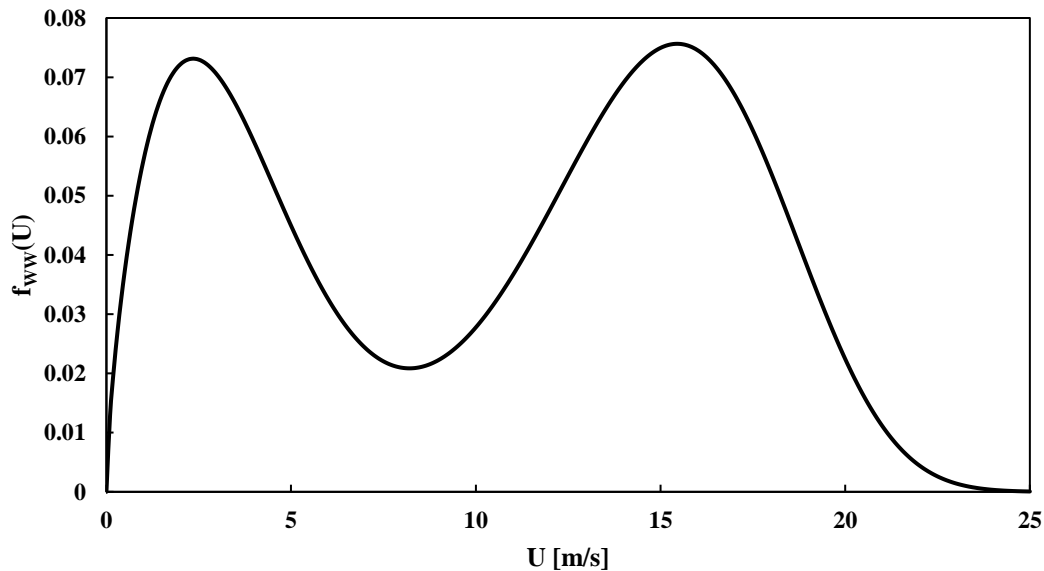


Figura 5.2. Distribución anual de velocidades de viento Weibull-Weibull a 32 metros sobre la superficie.

Como puede observarse en la Figura 5.2, este sitio tiene la particularidad de presentar dos picos en su distribución de probabilidad de velocidades. Lo anterior se debe principalmente a dos fenómenos que ocurren en esta región: la brisa oceánica y la presencia de una brecha montañosa.

Como se muestra en la Figura 5.1, La Ventosa se encuentra ubicada justo a la salida de una brecha montañosa denominada “Paso de Chivela”, la cual es formada por la Sierra Madre del Sur y la Sierra Madre de Chiapas. Esto provoca que los vientos alisios generados en el Golfo de México, desde la latitud 30°, se vean obligados a pasar a través de este estrechamiento, pues las

cadenas montañosas mencionadas con anterioridad funcionan como barreras que limitan el paso del viento. Como resultado, se logra tener una zona de gran aceleración local justo a la salida de esta brecha, donde se encuentra La Ventosa. Lo anterior queda representado en la parte derecha de la distribución de probabilidad de velocidades (Figura 5.2), en donde las mayores velocidades se logran en invierno, cuando se intensifica este fenómeno en lo que se denomina como “Tehuantepecer”.

Por otro lado, la parte izquierda de la distribución de probabilidad de velocidades está dominada por la brisa oceánica. Este fenómeno se caracteriza por la generación de vientos que corren desde el océano hasta varios kilómetros tierra adentro. Esto es causado por la diferencia de temperatura entre la superficie del océano y la del continente, la cual se intensifica en el verano, en donde el viento se mueve desde el frío océano hasta el interior de los continentes. En este caso en específico, desde el Golfo de Tehuantepec hasta La Ventosa.

5.2. Propiedades geométricas, mecánicas y aerodinámicas de los aerogeneradores

Como se mencionó anteriormente, serán cuatro modelos de torres de aerogeneradores los que se analizarán para fines de este trabajo. Las características geométricas de dichas torres se muestran en la Tabla 5.2.

Tabla 5.2. Propiedades geométricas de las torres de aerogeneradores.

Modelo	h [m]	d_1 [m]	d_2 [m]	t_1 [m]	t_2 [m]
70-36	70	4.50	2.25	0.032	0.020
75-36	75	4.49	2.28	0.034	0.020
80-41	80	4.50	2.44	0.035	0.020
85-32	85	4.49	2.75	0.036	0.020

Donde h es la altura de la torre, d_1 y t_1 son el diámetro y el espesor en la base, respectivamente; y d_2 y t_2 son los correspondientes en la punta. La Figura 5.3 muestra gráficamente las variables geométricas mencionadas.

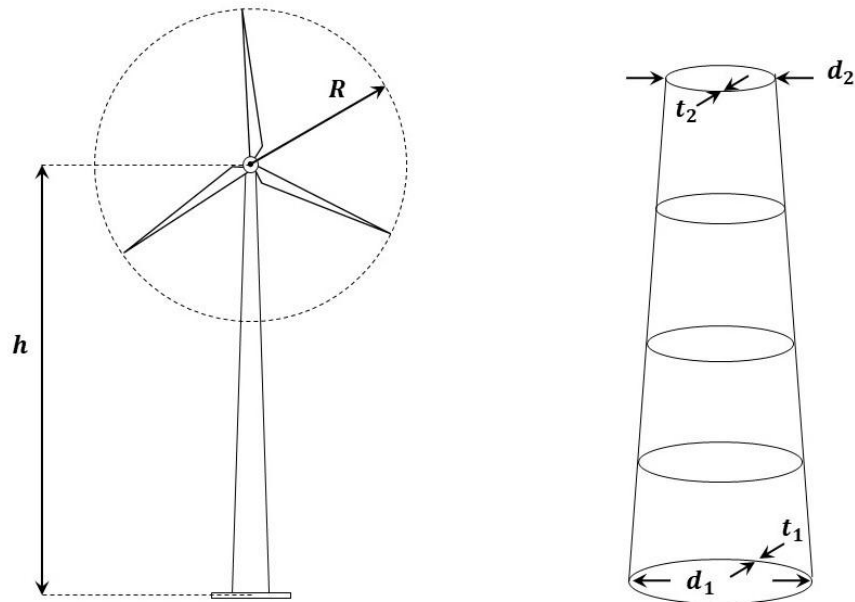


Figura 5.3. Geometría de la torre

Las torres de los aerogeneradores se consideraron fabricadas con acero estructural S355, cuyas propiedades mecánicas se definen en la Tabla 5.3, donde E es el módulo de elasticidad, ν es la relación de Poisson, f_y el esfuerzo de fluencia y γ el peso volumétrico.

Tabla 5.3 Propiedades mecánicas del material de la torre

Acero	E [GPa]	ν	f_y [MPa]	γ [kg/m ³]
S355	210	0.33	355	7850

En el caso del rotor, se empleará un único modelo para las cuatro torres, pues el análisis de fragilidad se realizará exclusivamente en la torre. Este estará compuesto por tres palas de 42.13 [m] de longitud (R) con distintos perfiles aerodinámicos en todo su largo. De igual manera, se hará variar su ángulo de inclinación (β) y la longitud de su cuerda (c) para tener una mayor eficiencia. Dichos valores se presentan en la Tabla 5.4.

Tabla 5.4 Perfiles aerodinámicos que componen a las palas del rotor.

r [m]	β [°]	c[m]	y/c (a x/c=0.0125)	Perfil
0	10.800	1.893	0.287	Circular
1	10.800	1.893	0.287	Circular
2	10.800	1.925	0.287	Circular
4	10.800	2.238	0.287	Circular
6	10.800	2.678	0.050	DU99
8	10.800	2.958	0.050	DU99
8.5	10.800	2.975	0.050	DU99
10	8.237	2.927	0.050	DU99
12	7.724	2.773	0.050	DU99
14	7.211	2.569	0.030	DU97
16	6.698	2.337	0.030	DU97
18	6.186	2.107	0.026	DU91
20	5.673	1.906	0.026	DU91
22	5.160	1.731	0.026	DU91
24	4.648	1.578	0.026	DU91
26	4.135	1.443	0.022	S814
28	3.622	1.32	0.022	S814
30	3.110	1.206	0.022	S814
32	2.597	1.097	0.022	S814
34	2.084	0.991	0.022	S814
36	1.571	0.893	0.022	S814
38.355	0.968	0.793	0.020	DU93
40.861	0.325	0.634	0.020	DU93
42.13	0.040	0.04	0.020	NACA64618

La relación de aspecto de cada uno de los perfiles aerodinámicos que componen las palas del rotor se muestra en la Figura 5.4. Por otra parte, la variación del coeficiente de sustentación (C_L) con respecto al ángulo de ataque (α) para cada uno de los perfiles aerodinámicos que componen al rotor se muestra en la Figura 5.5.

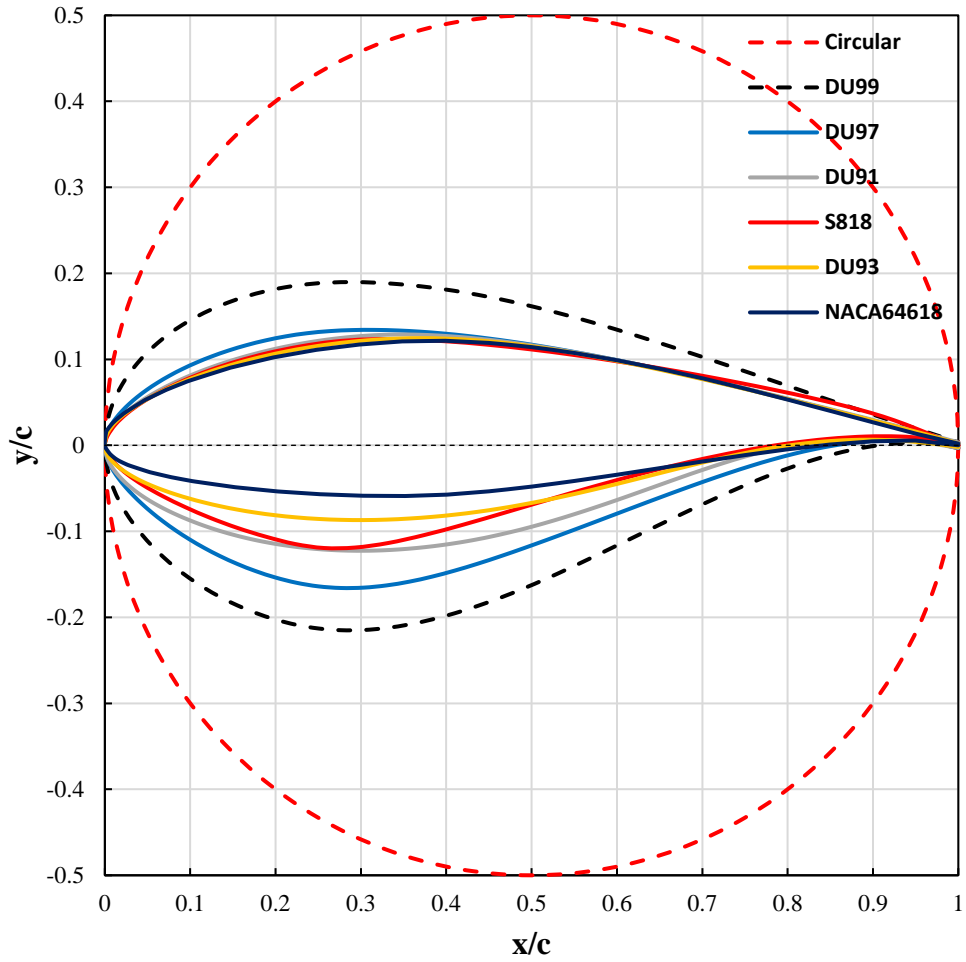


Figura 5.4 Relación de aspecto de los perfiles aerodinámicos que componen a las palas del rotor

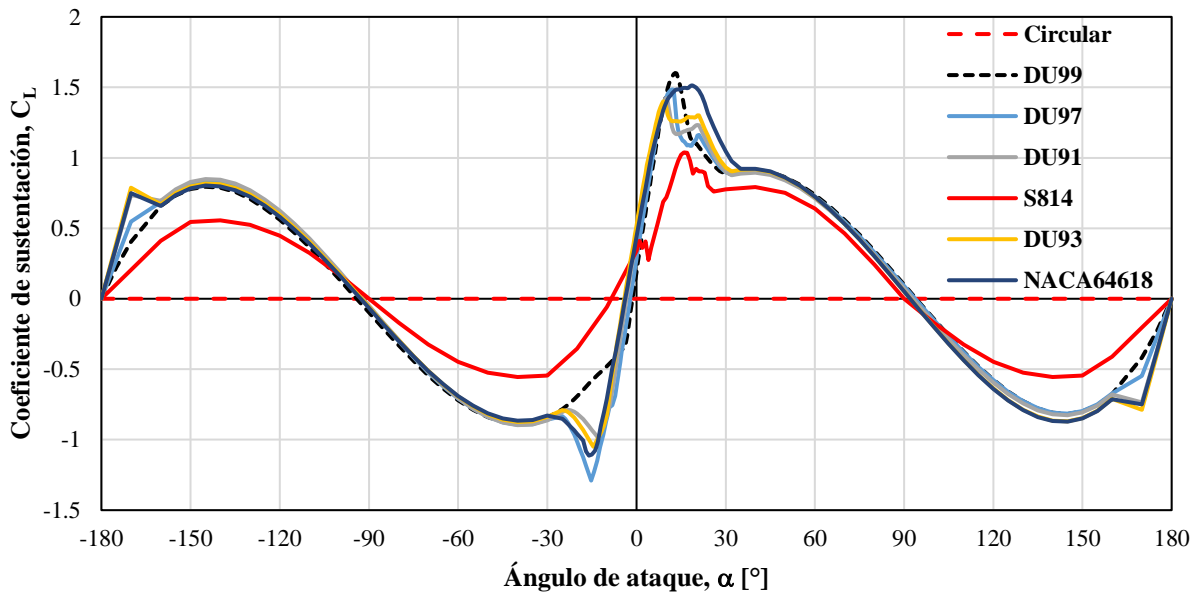


Figura 5.5 Coeficientes de sustentación para distintos perfiles aerodinámicos

Finalmente, el peso de cada uno de los componentes del rotor se define en la Tabla 5.5.

Tabla 5.5 Pesos de los componentes del rotor

Componente	Peso	Unidades
Rotor	15,200	kg
Góndola	52,300	kg
Pala (1)	5,900	kg

5.3. Consideraciones e hipótesis para el estudio

Como se ha mencionado en el marco teórico, los modelos físicos y matemáticos que se han presentado están sustentados en unas series de hipótesis, mismas que también se adoptarán para realizar este análisis. Además, dados los fines de este trabajo y los desafíos inherentes a la aplicación de estos modelos a una estructura con propiedades particulares y ubicada en un medio particular, se tomarán consideraciones adicionales convenientes, las cuales se mencionan a continuación.

- Se hace uso de un único modelo de rotor para las distintas torres a analizar, con el fin de simplificar su estudio.
- Dado que se hace uso de la ley de potencia proporcionada en el MDOCV 2008 de la CFE y con base en lo mencionado en el apartado 2.2.1.3 acerca del cálculo del perfil de velocidades medias del viento, se supone una atmósfera neutra en el área de estudio.
- Para las simulaciones de viento turbulento, se siguen las hipótesis convencionales de la teoría, las cuales consideran que la turbulencia puede suponerse como un proceso estacionario.
- Se asume que las historias de velocidades obtenidas para el perfil de velocidades con velocidad media en la punta de 1 [m/s] pueden escalarse linealmente para obtener simulaciones equivalentes para el resto de los perfiles, con el fin de ahorrar tiempo de cómputo.
- Se considera que las velocidades de operación de los aerogeneradores van de 5 a 25 m/s en la punta de la torre y que el rotor tiene una velocidad de rotación de 9 rpm mientras se mantenga en este intervalo. Para cualquier otra velocidad fuera de ese intervalo se considera que los aerogeneradores están detenidos.
- Se emplea el modelo “stress-life” para caracterizar el daño por fatiga mediante curvas S-N.
- Se emplea el modelo no lineal de daño acumulado por fatiga desarrollado por Aeran et al. (2017).
- En los análisis dinámicos incrementales se emplea el modelo constitutivo de endurecimiento cinemático multilineal para plasticidad.
- Las funciones de fragilidad se obtuvieron mediante un enfoque analítico-probabilista.

5.4. Fuerzas actuantes

El MDOCV 2008 de la CFE define las acciones del viento que deben considerarse en el análisis estructural, dependiendo del tipo de estructura que se tenga según su respuesta ante la acción del viento. La clasificación propuesta por el manual es la descrita a continuación:

- **Tipo 1:** Estructuras poco sensibles a las ráfagas y a los efectos dinámicos del viento. Aquellas cuya relación de esbeltez es menor o igual a cinco y con periodo natural de vibrar menor o igual a un segundo.
- **Tipo 2:** Estructuras que, por su alta relación de esbeltez o las dimensiones reducidas de su sección transversal, son sensibles a la turbulencia del viento. Aquellas cuya relación de esbeltez es mayor o igual a cinco o con periodo natural de vibrar mayor a un segundo.
- **Tipo 3:** Estructuras que cumplen con las características de las del Tipo 2 y, además, presentan oscilaciones importantes transversales al flujo del viento.
- **Tipo 4:** Aquellas que, por su forma y dimensiones, presentan problemas aerodinámicos inestables.

El manual establece las siguientes acciones, las cuales deben considerarse en el análisis de estructuras. Dependiendo del tipo de estructura que se tenga según su respuesta ante la acción del viento, las acciones que deben considerarse son las de su tipo equivalente en número romano y todas las anteriores a esta.

- **Acción I:** Empujes medios.
- **Acción II:** Vibraciones generadas por ráfagas turbulentas en la dirección del viento.
- **Acción III:** Vibraciones transversales al flujo y torsión.
- **Acción IV:** Inestabilidad aerodinámica

Según la clasificación anterior y acorde con lo estipulado en el manual, los aerogeneradores que se analizan en esta tesis son estructuras Tipo 2, y las acciones a considerar para este tipo de estructuras son los empujes medios y las vibraciones generadas por ráfagas turbulentas en dirección del viento.

5.4.1. Velocidad media

El manual hace uso de la ley de potencia descrita en el apartado 2.2.1.3 para la obtención de los perfiles de velocidades medias del viento. Esto mediante la siguiente ecuación:

$$V_D = F_T F_{rz} V_R \quad (5.2)$$

donde V_D es la velocidad básica de diseño, F_T es el factor de topografía local, F_{rz} es el factor de exposición y V_R es la velocidad regional de ráfaga.

5.4.1.1. Factor de exposición

La ley de potencia queda implícita en el factor de exposición, el cual establece la variación de la velocidad del viento con la altura, y se calcula de la siguiente manera:

$$F_{rz} = \begin{cases} c_z & , & z \leq 10 \\ c_z \left(\frac{z}{10}\right)^{\alpha_h} & , & 10 < z < \delta \\ c_z \left(\frac{\delta}{10}\right)^{\alpha_h} & , & z \geq \delta \end{cases} \quad (5.3)$$

El coeficiente de escala de rugosidad (c_z), el exponente de la ley de potencia (α_h) y la altura gradiente (δ), a partir de la cual la velocidad del viento puede considerarse constante, dependen del tipo de terreno que se tenga según su rugosidad, como lo muestra la Tabla 5.6.

Tabla 5.6. Valores de α_h , δ y c_z

Categoría del terreno	α_h	δ (m)	c_z
1	0.099	245	1.137
2	0.128	315	1.000
3	0.156	390	0.881
4	0.170	455	0.815

El MDOCV define a las categorías de terreno según su rugosidad como se muestra a continuación.

- **Categoría 1:** Terreno abierto, prácticamente plano, sin obstrucciones y superficies de agua (Ej. franjas costeras planas).
- **Categoría 2:** Terreno plano u ondulado con pocas obstrucciones (Ej. campos de cultivo).
- **Categoría 3:** Terreno cubierto por numerosas obstrucciones estrechamente espaciadas (Ej. áreas urbanas).
- **Categoría 4:** Terreno con numerosas obstrucciones largas, altas y estrechamente espaciadas (Ej. centros de grandes ciudades).

Según evaluaciones de impacto ambiental de proyectos eólicos desarrollados en la región, la zona de estudio es una planicie natural, por lo que la categoría más adecuada es la categoría 2.

5.4.1.2. Factor de topografía local

El factor de topografía local considera el efecto topográfico del sitio en donde se desplantará la estructura. El MDOCV 2008 establece tres características topográficas en las que se pueden clasificar los sitios, las cuales se definen a continuación:

- **Sitios protegidos:** Valles cerrados.
- **Sitios normales:** Terreno prácticamente plano.
- **Sitios expuestos:** Montes, cerros, lomas, etc.

Dado que el sitio no se encuentra rodeado por ninguna cadena montañosa, al contrario, se encuentra ubicado justo en el espacio libre que hay entre la Sierra Madre del Sur y la Sierra Madre de Chiapas, la clasificación más adecuada es la de un sitio con topografía normal, pues los vientos que llegan a la zona la recorren sin obstrucción alguna. Para esta clasificación, el manual recomienda un valor de F_T igual a la unidad.

5.4.1.3. Velocidad regional de ráfaga

El MDOCV 2008 define a la velocidad regional de ráfaga como “la velocidad máxima que puede ser excedida en un cierto periodo de retorno, T_r , en una zona o región del país”. Estas velocidades corresponden a ráfagas de tres segundos y se presentan en mapas de isotacas regionales con valores normalizados a 10 metros de altura sobre la superficie. Estos mapas muestran isotacas regionales que son líneas que unen a puntos con la misma velocidad del viento. De esta manera, es posible obtener la velocidad máxima probable que puede esperarse en un determinado lugar del país dado un determinado periodo de retorno. El periodo de retorno a elegir dependerá del tipo de estructura que se tenga según su importancia. El MDOCV 2008 define los siguientes tres grupos.

- **Grupo A:** Estructuras con un grado de seguridad elevado (Ej. chimeneas).

- **Grupo B:** Estructuras para las que se recomienda un grado de seguridad moderado (Ej. viviendas).
- **Grupo C:** Estructuras para las que se recomienda un grado de seguridad bajo (Ej. estructuras temporales).

Los aerogeneradores que aquí se analizan pertenecen al grupo A. El MDOCV 2008 recomienda, para diseño, los periodos de retorno de 200, 50 y 10 años para estructuras de los grupos A, B y C, respectivamente. Por lo tanto, el periodo de retorno a seleccionar para las estructuras que aquí se analizan es de 200 años.

Para la obtención de la velocidad regional de ráfaga, se hará uso del programa Sistema de Viento V2.0 desarrollado por la CFE, el cual proporciona dicho valor a partir de las coordenadas del sitio de interés y el periodo de retorno correspondiente. En este caso La Ventosa está ubicada en las coordenadas 16.552778°, -94.947222°. La interfaz del programa y los parámetros ingresados pueden observarse en la Figura 5.6.

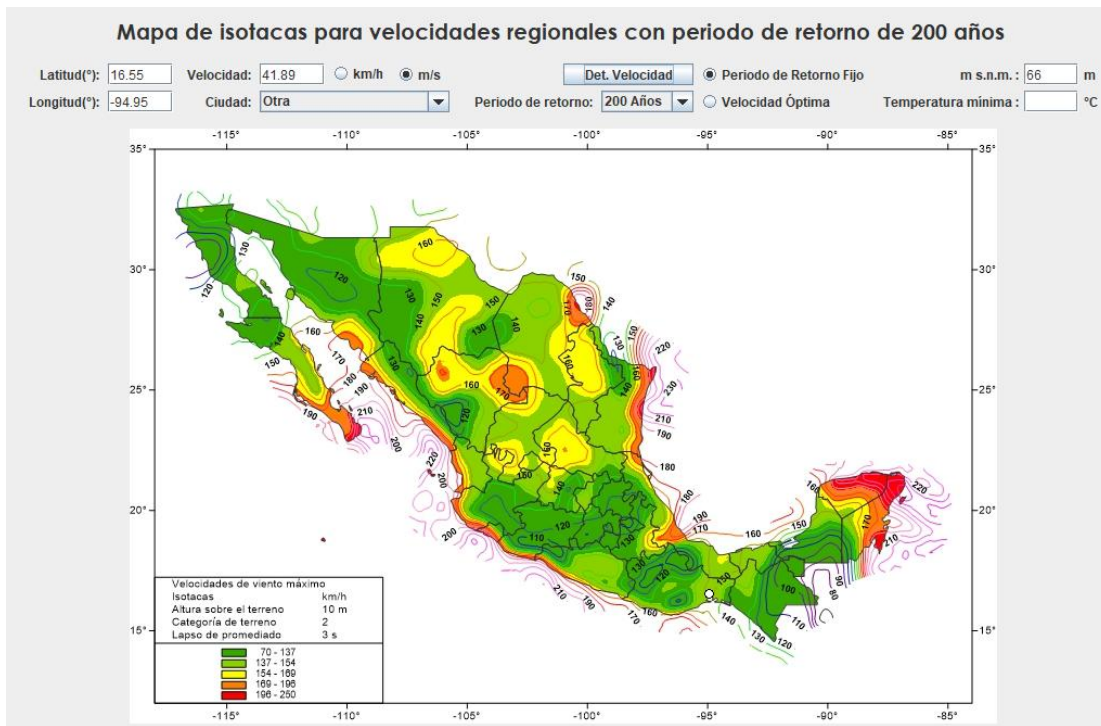


Figura 5.6. Velocidad regional de ráfaga en La Ventosa obtenida con el Sistema de Viento V2.0

Del Sistema de Viento V2.0 se obtiene una velocidad regional de ráfaga de 41.89 m/s a 10 metros sobre la superficie del terreno.

5.4.1.4. Perfiles de velocidades medias del viento

Dado que el objetivo es obtener funciones de fragilidad, se calcularon perfiles de velocidades medias del viento que van de 1 m/s a 80 m/s en la punta del rotor, de esta manera se podrá obtener información del comportamiento no lineal de la estructura. La Figura 5.7 muestra de manera representativa cuatro perfiles con velocidades en la punta de 20, 40, 60 y 80 m/s. Adicionalmente, también se muestra el perfil de diseño calculado con la velocidad regional de ráfaga. Todos estos perfiles con las velocidades en la punta mencionadas se replican para las cuatro alturas de torre que se están analizando.

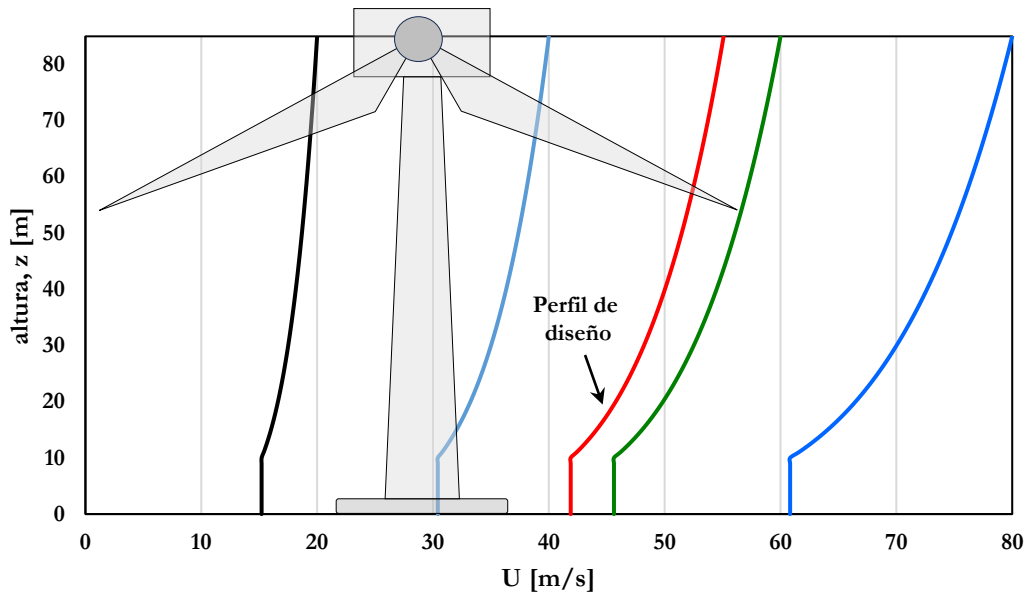


Figura 5.7. Perfiles de velocidades medias del viento para una torre de 85 [m] de altura

5.4.2. Viento turbulento en la torre

Para las simulaciones de viento turbulento en todo lo alto de la torre, se empleó el programa SVTpro V1.5 (Ortegón y Pozos, 2017; ver Figura 5.8), el cual fue desarrollado en el Instituto de Ingeniería de la UNAM y sirve para realizar simulaciones de viento turbulento, haciendo uso del modelo ARMA descrito en la sección 2.2.2.2. Como datos de entrada para el programa, se requiere proporcionar el perfil de velocidades del viento, el tipo de terreno que se tiene según su rugosidad (las equivalencias con el MDOCV 2008 son 1-D, 2-C, 3-B, 4-A), y la función de densidad de potencia espectral que se desea emplear (Kaimal, Hojstrup o Davenport).

Para el desarrollo de este trabajo se obtuvieron 15 simulaciones de viento turbulento para un terreno tipo C, empleando la función de densidad de potencia espectral de Kaimal. Dichas simulaciones se obtuvieron a cada metro de altura de la torre para cada modelo de interés, con una duración de 10 minutos y un paso de tiempo de 0.1 segundos. Así mismo, el intervalo de frecuencias empleado en el espectro fue de 0.001 Hz a 5 Hz. Cabe destacar que, para ahorrar tiempo de cómputo, únicamente se obtuvieron las simulaciones para el perfil de 1 m/s en la punta y a partir de este se escalaron linealmente las simulaciones para las velocidades restantes.



Figura 5.8. Programa para simulación de viento turbulento, SVTpro V1.5

En la Figura 5.9 se compara gráficamente una historia de velocidades simulada a partir de un perfil con velocidad en la punta de 4 m/s y una historia escalada a partir de una simulación obtenida de un perfil con velocidad en la punta de 1 m/s, las cuales muestran una fuerte similitud que nos da mayor confianza en este escalamiento.

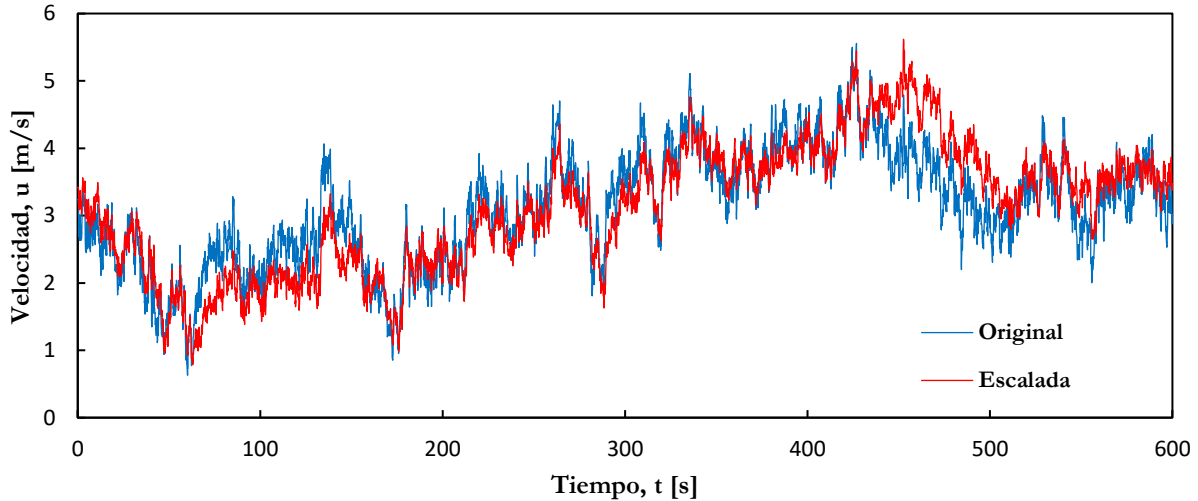


Figura 5.9. Comparación entre una historia simulada y una escalada.

5.4.3. Fuerzas en la torre

Calculadas las historias de velocidades, es posible obtener las historias de fuerzas que actúan en lo alto de la torre, de acuerdo con lo estipulado en la sección 2.3 y haciendo uso de la ecuación 2.16; sin embargo, aún se debe mencionar cómo obtener el coeficiente de arrastre que se utiliza en la fórmula. Para ello, se hará uso del código de diseño del “Comité International des Cheminées Industrielles” (CICIND, 2010), el cual establece que el coeficiente de arrastre está en función del número de Reynolds, como lo especifica la ecuación 5.4.

$$C_D = \begin{cases} 1.2 & , & Re < 2.5 \times 10^5 \\ 1.2 - 1.3(\log(Re) - 5.48) & , & 3 \times 10^5 \leq Re \leq 7 \times 10^5 \\ 0.7 & , & Re > 7 \times 10^5 \end{cases} \quad (5.4)$$

A su vez, el número de Reynolds es un coeficiente adimensional que relaciona las fuerzas de inercia de un fluido acelerado por un gradiente de presiones con las fuerzas viscosas que se oponen al movimiento. La fórmula básica de la mecánica de fluidos para calcular el número de Reynolds se presenta en la ecuación 5.5.

$$Re = \frac{\bar{U} \cdot d}{\nu_c} \quad (5.5)$$

donde d es el diámetro (dimensión transversal al flujo del viento), \bar{U} es la velocidad media del viento a la altura de análisis y ν_c es la viscosidad cinemática del aire, la cual tiene un valor estándar de 1.4548×10^{-5} [m²/s] a una temperatura de 15°C.

Una vez definidos todos los parámetros, se calcularon las historias de fuerzas a cada metro de altura para cada una de las 15 simulaciones, correspondientes a los 80 perfiles de

velocidades y las 4 alturas de los modelos estructurales de interés. La Figura 5.10 ejemplifica la aplicación de estas fuerzas en todo lo alto de las torres de aerogeneradores.

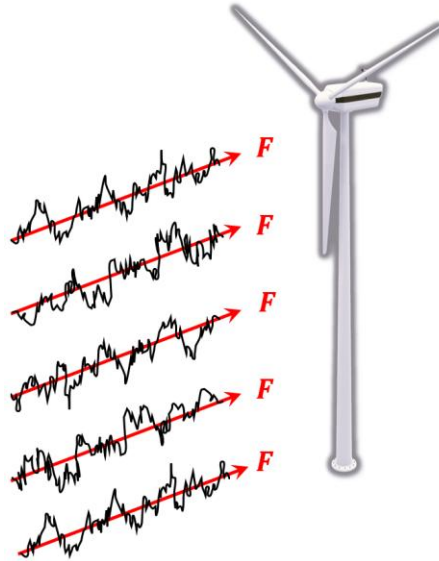


Figura 5.10. Historias de fuerzas en todo lo alto de la torre

5.4.4. Viento turbulento en el rotor

Para la simulación de viento turbulento en el rotor, se empleará el método Sandia descrito en el apartado 2.2.2.1. El primer paso por realizar es ubicar en el espacio cada uno de los puntos del rotor en los cuales se desea obtener una historia de velocidades. Para ello, emplearemos la discretización propuesta en la Tabla 5.4 y supondremos que una de las palas se encuentra de manera vertical, perfectamente alineada con la torre, mientras las dos restantes están separadas a $2\pi/3$ cada una respecto de las otras, como se muestra en la Figura 5.11. La ubicación de cada uno de los puntos mostrados se puede determinar con las siguientes ecuaciones para cada una de las palas ($i = 1,2,3$).

$$x_i = r \cdot \cos\left(\frac{\pi}{2} + \frac{2\pi}{3}(i - 1)\right) \quad (5.6)$$

$$y_i = h + r \cdot \sin\left(\frac{\pi}{2} + \frac{2\pi}{3}(i - 1)\right) \quad (5.7)$$

El siguiente paso consiste en determinar la velocidad media en cada uno de los puntos propuestos. En este caso se hará uso de la ley de potencia descrita en el apartado 2.2.1.3 y se calculará el exponente de la ley de potencia (ecuación 2.3) con la longitud de rugosidad propuesta por Jaramillo y Borja (2004) ($z_0 = 0.053$) y una altura igual al promedio de las alturas en el intervalo de análisis ($z = h$). Además, dichas velocidades medias se harán coincidir con las velocidades en la punta de los perfiles de velocidades medias calculados en la torre.

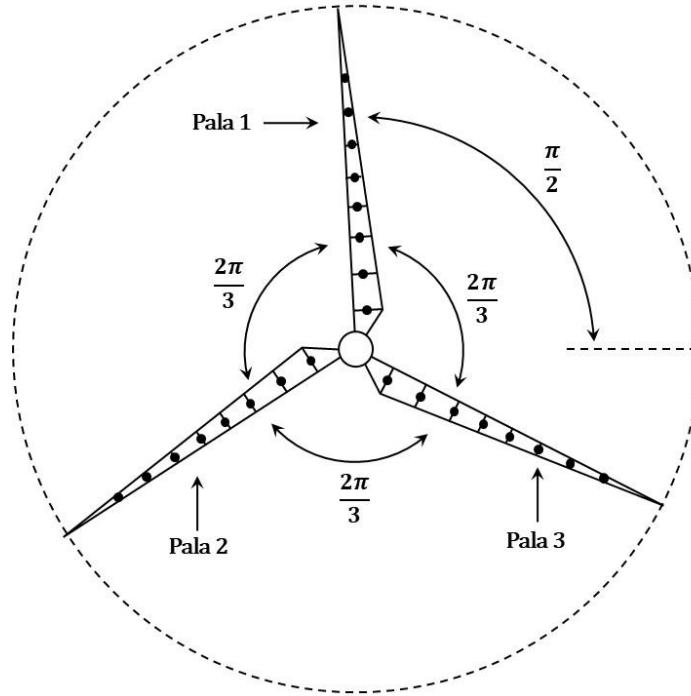


Figura 5.11. Posición de las palas del rotor

Previo a poder aplicar el método Sandia, se deben determinar las variables que definen a la FDPE (ecuación 2.4). Para ello, se seguirá lo estipulado en las guías de diseño del Engineering Sciences Data Unit (ESDU, 1975), especialmente la guía 86010, la cual propone calcular la longitud de escala integral de turbulencia de acuerdo con la ecuación 5.8.

$$L_u = 2.329 \cdot {}^x L_u \quad (5.8)$$

Donde ${}^x L_u$ se obtiene de la siguiente manera:

$${}^x L_u = \begin{cases} 280 \left(\frac{z}{z_i} \right)^{0.35} & , \quad z < z_i \\ 280 \text{ m} & , \quad z \geq z_i \end{cases}$$

z_i se calcula mediante la siguiente expresión:

$$z_i = 1000 \cdot z_0^{0.18}$$

Por otra parte, la desviación estándar de la componente longitudinal de la velocidad puede aproximarse a través de la ecuación 5.9 (ESDU, 1985).

$$\sigma_u = \frac{7.5\eta \cdot u^* \cdot (0.538 + 0.09 \ln(z/z_0))^\rho}{1 + 0.156 \ln(u^*/(f_c \cdot z_0))} \quad (5.9)$$

donde

$$\rho = \eta^{16}$$

$$\eta = 1 - \frac{6 \cdot f_c \cdot z}{u^*}$$

donde u^* la velocidad de fricción y f_c el parámetro de Coriolis, que se calculan con las ecuaciones 5.10 y 5.11.

$$f_c = 2\Omega_e \sin(|\psi|) \quad (5.10)$$

$$u^* = \bar{U} \cdot \frac{\kappa}{\ln(z/z_0)} \quad (5.11)$$

donde Ω_e es la velocidad angular de rotación de la tierra, ψ es la latitud y κ es la constante de Von Karman, que tiene un valor aproximado de 0.4.

Una vez determinadas las variables de entrada para la FDPE y la función de coherencia, es posible obtener las simulaciones de viento turbulento en cada punto del rotor, siguiendo los pasos del método Sandia descritos en el apartado 2.2.2.1.

5.4.5. Fuerzas en el rotor (en operación)

El procedimiento de solución del método BEM, cómo se comentó en el apartado 2.4, requiere de estimar los factores de inducción axial (a) y tangencial (a') de forma iterativa hasta hacer converger el método. Moriarty y Hansen (2005) sugieren iniciar el proceso de iteración asumiendo un factor de inducción tangencial igual a cero y un ángulo de entrada del viento (ϕ) pequeño, de tal manera que el factor de inducción axial puede estimarse en primera instancia por medio de la ecuación 5.12.

$$a = \frac{1}{4} \left(2 + \pi\lambda_r\sigma_r - \sqrt{4 - 4\pi\lambda_r\sigma_r + \pi\lambda_r^2\sigma_r(8\beta + \pi\sigma_r)} \right) \quad (5.12)$$

donde λ_r es la velocidad local específica, que representa a la relación que existe entre la velocidad tangencial de un elemento pala ubicado a un determinado radio (r) entre la velocidad del viento, es decir $\lambda_r = \Omega r / U_\infty$.

Con un valor inicial de a y a' , se emplea el siguiente procedimiento iterativo.

1. Calcular $\tan \phi$ con la ecuación 5.13.

$$\tan \phi = \frac{(1 - a)}{\lambda_r(1 + a')} \quad (5.13)$$

2. Obtener el ángulo de ataque $\alpha = \phi - \beta$.
3. Estimar C_L en función del ángulo α obtenido, conforme a la variación que se muestra en la Figura 5.5.
4. Calcular C_T conforme a la ecuación 2.26.
5. Determinar el factor de corrección por pérdidas en la punta (F) utilizando la ecuación 2.38.
6. Si $C_T < 0.96F$, recalculer el factor de inducción axial con la ecuación 2.36. En cambio, si $C_T \geq 0.96F$, recalcularlo con la ecuación 5.14, la cual se obtiene de despejar a de la ecuación 2.39.

$$a = \frac{18F - 20 - 3\sqrt{12F(3F - 4) + C_T(50 - 36F)}}{36F - 50} \quad (5.14)$$

7. Calcular el factor de inducción tangencial con la ecuación 2.37.

La serie de pasos descritos se repite hasta que los factores de inducción axial y tangencial hayan convergido. Finalmente, el empuje total se obtiene de realizar una integración numérica para cada anillo diferencial descrito por los elementos pala, como lo establece la ecuación 5.15.

$$T = \int_0^R C_T \cdot \frac{1}{2} \rho U_\infty^2 \cdot 2\pi r dr \quad (5.15)$$

5.4.6. Fuerzas en el rotor (detenido)

De acuerdo con Golston et al. (2019) si bien los vientos fuertes pueden generar una gran cantidad de energía, su ocurrencia es poco frecuente. Por esta razón, diseñar aerogeneradores que puedan operar en condiciones extremas resulta financieramente inviable. En la mayoría de los casos, los aerogeneradores están diseñados para operar dentro de un intervalo de velocidades que van, típicamente, de 5 a 25 m/s.

Cuando la velocidad del viento a la altura del rotor no se encuentra dentro de su intervalo de operación, el aerogenerador se mantiene detenido. En este caso, las fuerzas que actúan sobre las palas pueden obtenerse del mismo modo que se calculan las fuerzas actuantes sobre la torre, por medio de la ecuación 2.16. La diferencia radica en que, dado que no hay una componente de velocidad tangencial, el ángulo de ataque del viento es grande, por lo que no es común encontrar los coeficientes de arrastre que se deben considerar para estos ángulos.

Timmer (2010) propone una expresión para estimar el coeficiente de arrastre máximo ($C_{d,max}$) de cualquier perfil en función de la relación y/c que se tiene a $x/c = 0.0125$. Dicha expresión y la que posibilita obtener el coeficiente de arrastre a partir de $C_{d,max}$, como lo establece la teoría de placas, se definen por las ecuaciones 5.16 y 5.17.

$$C_{d,max} = 1.980 - 5.203(y/c) \quad (5.16)$$

$$C_d = C_{d,max} \cdot \sin^2 \alpha \quad (5.17)$$

De este modo, es posible calcular la fuerza que actúa sobre cada elemento pala por medio de la ecuación 2.16. Las fuerzas obtenidas se suman para obtener la resultante que actuará sobre la punta de la torre.

5.5. Análisis de fatiga en torres de aerogeneradores

Para realizar el análisis de fatiga, cómo se describió en el Capítulo 3, es necesario conocer la respuesta en el tiempo de las estructuras a evaluar. De este modo, es posible obtener historias de esfuerzos que proporcionan los parámetros de entrada al modelo “stress-life” mediante el conteo de “Rainflow”. El procedimiento realizado se comenta a continuación.

5.5.1. Análisis modal

Un paso importante previo al análisis estructural de las torres consiste en caracterizar su comportamiento dinámico. Para ello, se realizó un análisis modal con el programa ANSYS APDL con el fin de determinar las frecuencias naturales de las estructuras y, a partir de ellas, calcular los coeficientes de amortiguamiento de Rayleigh que se utilizan en el análisis dinámico.

Para el modelado de las torres se consideraron las características geométricas y mecánicas que se definieron en la Tabla 5.2 y en la Tabla 5.3, respectivamente. La presencia del rotor se simuló considerando una masa concentrada en la punta de la torre igual a 85,200 kg, lo cual

equivale a la suma de los pesos de los componentes del rotor, mostrados en la Tabla 5.5. Finalmente, se supuso una condición de empotramiento en la base de las torres.

Con base en lo anterior, se obtuvieron las frecuencias naturales que se muestran en la Tabla 5.7, correspondientes a los dos primeros modos de vibrar de cada uno de los cuatro modelos analizados.

Tabla 5.7 Frecuencias naturales de los dos primeros modos de vibrar de las torres

Modelo	f ₁ [Hz]	f ₂ [Hz]
70-36	0.5103	3.4790
75-36	0.4700	3.0760
80-41	0.4377	2.7885
85-32	0.4109	2.5900

A partir de las frecuencias determinadas en el análisis modal, es posible determinar los coeficientes de amortiguamiento de Rayleigh que definirán a la matriz de amortiguamiento en el análisis dinámico. Para ello, se resuelve la ecuación 5.18, donde α_r y β_r son los coeficientes de amortiguamiento de Rayleigh, ω_i y ω_j son las frecuencias naturales circulares de los modos i y j , y ζ_i y ζ_j son los cocientes de amortiguamiento viscoso, cuyo valor típico para estructuras de acero es de 1%.

$$\frac{1}{2} \begin{bmatrix} 1/\omega_i & \omega_i \\ 1/\omega_j & \omega_j \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \alpha_r \\ \beta_r \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \zeta_i \\ \zeta_j \end{Bmatrix} \quad (5.18)$$

Los resultados correspondientes a cada modelo se muestran en la Tabla 5.8.

Tabla 5.8 Coeficientes de amortiguamiento de Rayleigh

Modelo	α_r [s ⁻¹]	β_r [s]
70-36	0.0559	0.0008
75-36	0.0512	0.0009
80-41	0.0475	0.0010
85-32	0.0446	0.0011

5.5.2. Análisis dinámico transitorio

Una vez completado el análisis aerodinámico y determinadas las propiedades dinámicas de la estructura, el siguiente paso para la evaluación del desempeño estructural de las torres consiste en realizar el análisis estructural. El modelo estructural se realizó de forma similar a como se realizó en el análisis modal, con la particularidad adicional de que se asignaron las historias de fuerzas obtenidas de los apartados anteriores a cada metro de altura, para las 15 simulaciones, para los 80 perfiles de velocidades y para los cuatro modelos de torres.

Como respuesta de la estructura, se determinó la historia de desplazamientos en la punta de las torres y la historia de esfuerzos normales por flexión en la base de las torres; estos corresponden a los lugares donde se registra la respuesta máxima tanto de desplazamientos como de esfuerzos. En la Figura 5.12 y Figura 5.13 se muestra una respuesta típica en términos de esfuerzos y desplazamientos, respectivamente, del modelo 70-36 ante una medida de intensidad correspondiente a una velocidad media del viento en la punta de 25 m/s.

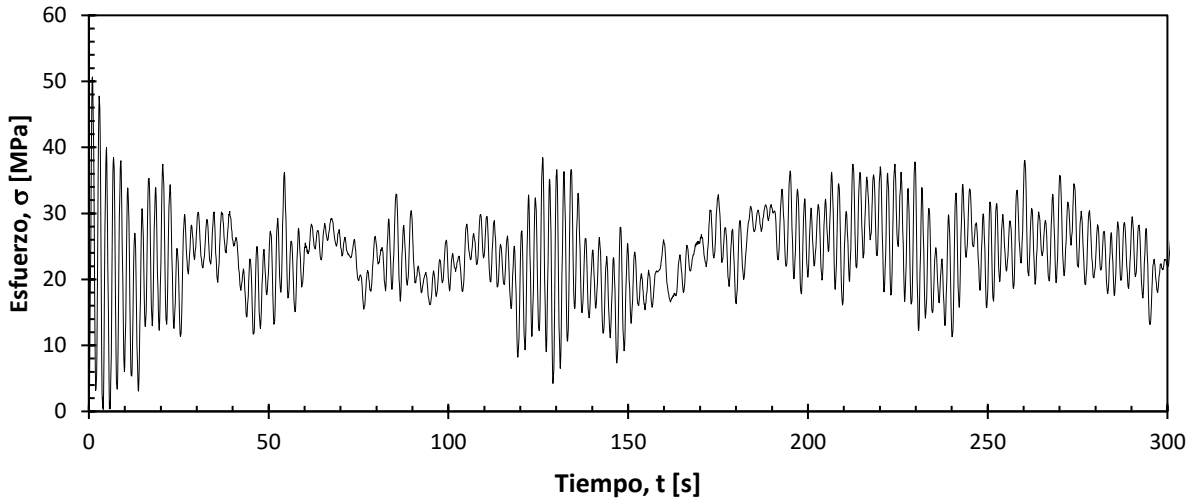


Figura 5.12 Esfuerzos en la base del modelo 70-36 para una velocidad de viento de 25 [m/s] en la punta.

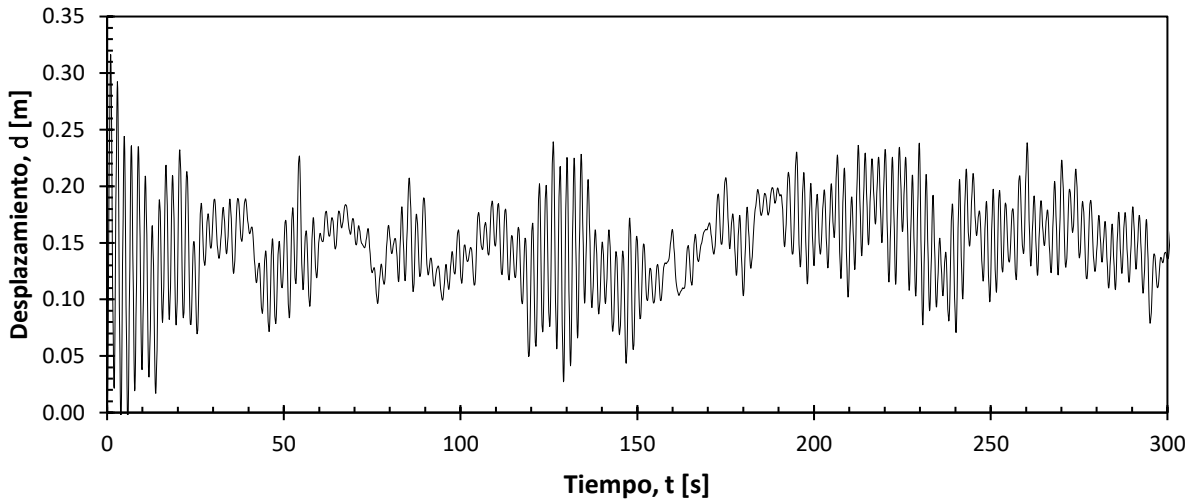


Figura 5.13 Desplazamientos en la punta del modelo 70-36 para una velocidad de viento de 25[m/s] en la punta.

5.5.3. Conteo de esfuerzos

A partir del total de historias de esfuerzos obtenidas del análisis estructural, se realizó el conteo de esfuerzos de “Rainflow”. Como primer paso, se realizó una traslación de la historia de esfuerzos original de modo que tuviera una media de cero. Posteriormente, se realizó el procesamiento previo de la historia de esfuerzos como se describió en el apartado 3.4.2. Enseguida, se aplicó el método de los techos de pagoda descrito en el apartado 3.4.3. Una vez que se realizó el conteo de esfuerzos y que se obtuvieron los parámetros que definen a los ciclos (media, rango y número de ciclos), cada historia de esfuerzos, representada por sus parámetros, se convirtió en una historia de esfuerzos equivalente que genera el mismo efecto. De acuerdo con Inzunza (2021), esta conversión se realiza por medio de la ecuación 5.19.

$$\Delta\sigma_{req} = \left(\frac{\sum \Delta\sigma_{ri}^{1/3} \cdot n_i}{\sum n_i} \right)^{1/3} \quad (5.19)$$

donde $\Delta\sigma_{r_i}$ es el rango de la categoría de ciclos i , n_i es el número de ciclos de dicha categoría y $\sum n_i$ es el número total de ciclos del conteo de “Rainflow”. Cabe destacar que esta equivalencia es posible porque los ciclos de esfuerzos obtenidos están asociados a una misma velocidad media, por lo que la diferencia entre ellos, en una curva S-N, es pequeña.

Se obtuvo un resumen de resultados por cada una de las 15 simulaciones realizadas para cada modelo de torre. La Tabla 5.9 muestra parte de los resultados que se obtuvieron para la primera simulación del modelo 70-36. La primera columna de la tabla indica la velocidad media a la altura del rotor, la cuarta columna indica el rango de esfuerzos equivalente obtenido con la ecuación 5.19, la quinta columna muestra el número de ciclos totales del conteo de “Rainflow”, la segunda y tercera columnas indican la media y la desviación estándar de los ciclos en cada historia de esfuerzos asociada a una velocidad media en la punta.

Nótese que las historias de esfuerzos equivalentes se definen de forma probabilista a partir de la media y la desviación estándar que se muestran en la segunda y tercera columna de la Tabla 5.9, respectivamente. Además, a pesar de que la historia de esfuerzos original se convirtió en una historia de media cero, los esfuerzos medios aquí presentados no son nulos, pues después de aplicar el filtrado de picos y valles, la historia de extremos no necesariamente queda con la misma media que la historia previa al filtrado. Esto explica el por qué los esfuerzos medios que se presentan tienen signo negativo; sin embargo, entre los resultados que no se muestran, también existen esfuerzos medios positivos.

Tabla 5.9 Resultados del conteo de esfuerzos para una determinada simulación

Velocidad media [m/s]	Esfuerzo medio [Pa]	Desviación estándar [Pa]	Rango de esfuerzos equivalente [Pa]	No. de ciclos
1	-5.25E+02	2.34E+03	1.81E+04	569
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
10	-5.41E+04	9.03E+05	2.81E+06	545
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
20	-7.38E+04	2.94E+06	1.37E+07	338
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
30	-7.12E+05	7.40E+06	4.03E+07	331
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
40	-8.18E+05	1.31E+07	6.50E+07	356
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
50	-5.73E+06	2.81E+07	1.30E+08	362
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
60	-1.47E+07	4.79E+07	2.06E+08	423

5.5.4. Simulación de velocidades medias del viento y de eventos huracanados

Conocidos los parámetros de entrada a los modelos de fatiga para cualquier periodo de análisis de 10 minutos asociados a una determinada velocidad media en la punta, es necesario simular la secuencia de velocidades medias que actuarán durante toda la vida de la estructura.

Para ello, se hará uso de la función de distribución anual de velocidades medias del viento desarrollada por Jaramillo y Borja (2004), la cual fue descrita en el apartado 5.1.1.

Es importante comentar que dicha función de distribución fue desarrollada para velocidades de viento a 32 metros de altura sobre la superficie. En este caso, se tienen que definir las funciones de distribución a la altura de rotor de cada modelo analizado. El procedimiento consiste en ajustar los parámetros de escala de la distribución mediante la relación que existe entre la velocidad a la altura de referencia de 32 metros y la que se tiene en la punta de las torres, dicha relación es la ley de potencia. Por tratarse de una distribución de tipo Weibull-Weibull, el ajuste de los parámetros de escala puede realizarse por medio de la ecuación 5.20.

$$c_i = \frac{\bar{U}(z_h)}{\Gamma\left(1 + \frac{1}{k_i}\right)} \quad (5.20)$$

donde $\Gamma\left(1 + \frac{1}{k_i}\right)$ es la función Gamma valuada en $1 + \frac{1}{k_i}$ y $\bar{U}(z_h)$ es la velocidad media a la altura del rotor. Los resultados para cada modelo de torre se muestran en la Tabla 5.10.

Tabla 5.10 Parámetros de la distribución anual de velocidades a la altura del rotor

Modelo	Distribución parte izquierda				Distribución parte derecha			
	$\bar{U}(z)$	c_1	k_1	q	$\bar{U}(z)$	c_2	k_2	$1 - q$
70-36	4.103	4.593	1.674	0.380	16.874	18.330	5.232	0.620
75-36	4.150	4.646	1.674	0.380	17.068	18.541	5.232	0.620
80-41	4.195	4.696	1.674	0.380	17.252	18.741	5.232	0.620
85-32	4.237	4.744	1.674	0.380	17.427	18.930	5.232	0.620

Definidos los parámetros que definen a la función de distribución, se generó una secuencia aleatoria de velocidades medias del viento durante un lapso de 50 años, tiempo suficiente para cubrir la vida útil de un sistema aerogenerador. Cada valor generado tiene asociada una historia de esfuerzos, por lo que también se define la secuencia de ciclos de esfuerzos a los que son sometidas las estructuras.

Adicionalmente, para considerar la ocurrencia de eventos huracanados durante el periodo de tiempo de análisis, se realizó una simulación de los tiempos de ocurrencia de huracanes para el sitio de interés. Para ello, se tomó información del *Atlas climatológico de ciclones tropicales en México* (Rosengaus et al., 2002), en el cual se tiene registrada una tasa de ocurrencia media anual de huracanes de 0.19 en las costas del Pacífico. El mismo documento sugiere emplear el MDOC CFE para determinar las velocidades de diseño, pues sus mapas de isotacas consideran mediciones de viento normal y viento generado por ciclones tropicales.

Empleando la ecuación 5.21, es posible simular los tiempos de ocurrencia entre eventos huracanado, la cual surge de la distribución exponencial, la cual sirve para modelar el tiempo esperado que transcurre entre dos ocurrencias sucesivas de un evento. En dicha ecuación, t representa al tiempo esperado entre ocurrencias, λ es la tasa de ocurrencias y $F(t)$ es la función de distribución acumulada.

$$t = -\frac{\ln(1 - F(t))}{\lambda} \quad (5.21)$$

A cada valor simulado se le asignó una velocidad media que estuviera entre el valor máximo de viento normal de la distribución anual de velocidades del viento, 30 m/s, y la velocidad máxima asociada a eventos huracanados en un periodo de retorno de 200 años, 54 m/s.

5.5.5. Obtención de curvas de daño por fatiga

Una vez conocidos los ciclos de esfuerzo que actúan durante la vida útil de la estructura y los parámetros que los caracterizan, es posible aplicar los modelos de daño por fatiga. Como se mencionó en el apartado 3.2, se empleará el modelo “stress-life”, en el cual la vida del elemento se estima mediante curvas S-N. Para este estudio, se utilizará el Eurocódigo EN 1993-1-9, que define distintas curvas S-N en función del tipo de acero seleccionado. Los parámetros que definen la curva empleada y su representación gráfica se muestran en la Tabla 5.11 y la Figura 5.14, respectivamente.

Tabla 5.11 Parámetros que definen la curva S-N de EN 1993-1-9

Límites	$\Delta\sigma_r$ [MPa]	N
R: Límite de deformaciones elásticas	350	1.00E+04
C: Referencia a dos millones de ciclos	133	2.00E+06
D: Límite de fatiga: amplitud constante	98	5.00E+06
L: Límite de fatiga: amplitud variable	54	1.00E+08

De acuerdo con Inzunza (2021), considerar un límite de número de ciclos a la falla de 5×10^8 para rangos de esfuerzos por debajo del límite de fatiga para amplitudes variables conlleva a una vida útil de la torre de soporte de aproximadamente 45 años, la cual es superior a la vida útil de los componentes del aerogenerador, que oscila entre 20 y 40 años, por lo que se considera aceptable acotar la curva a 5×10^8 N en esta región.

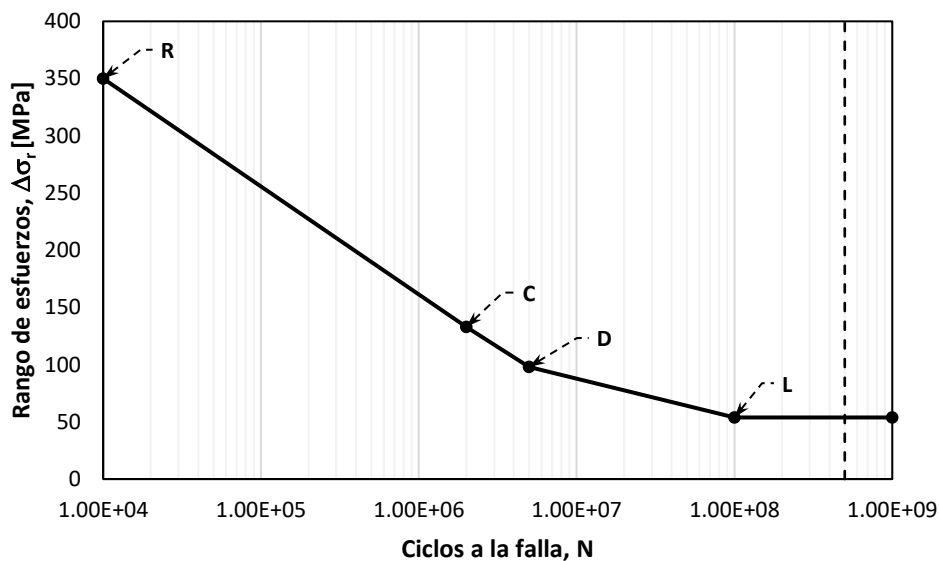


Figura 5.14 Curva S-N ajustada de EN 1993-1-9

Con base en la información anterior y los parámetros de entrada a los modelos de fatiga, se empleó el modelo no lineal de daño acumulado por fatiga descrito en el apartado 3.6 con el fin de obtener curvas de daño por fatiga que permitieran predecir la vida de las estructuras por

evaluar, considerando la evolución del daño en el tiempo. Los resultados se muestran en las Figura 5.15 a, b, c y d, correspondientes a los modelos 70-36, 75-36, 80-41 y 85-32, respectivamente.

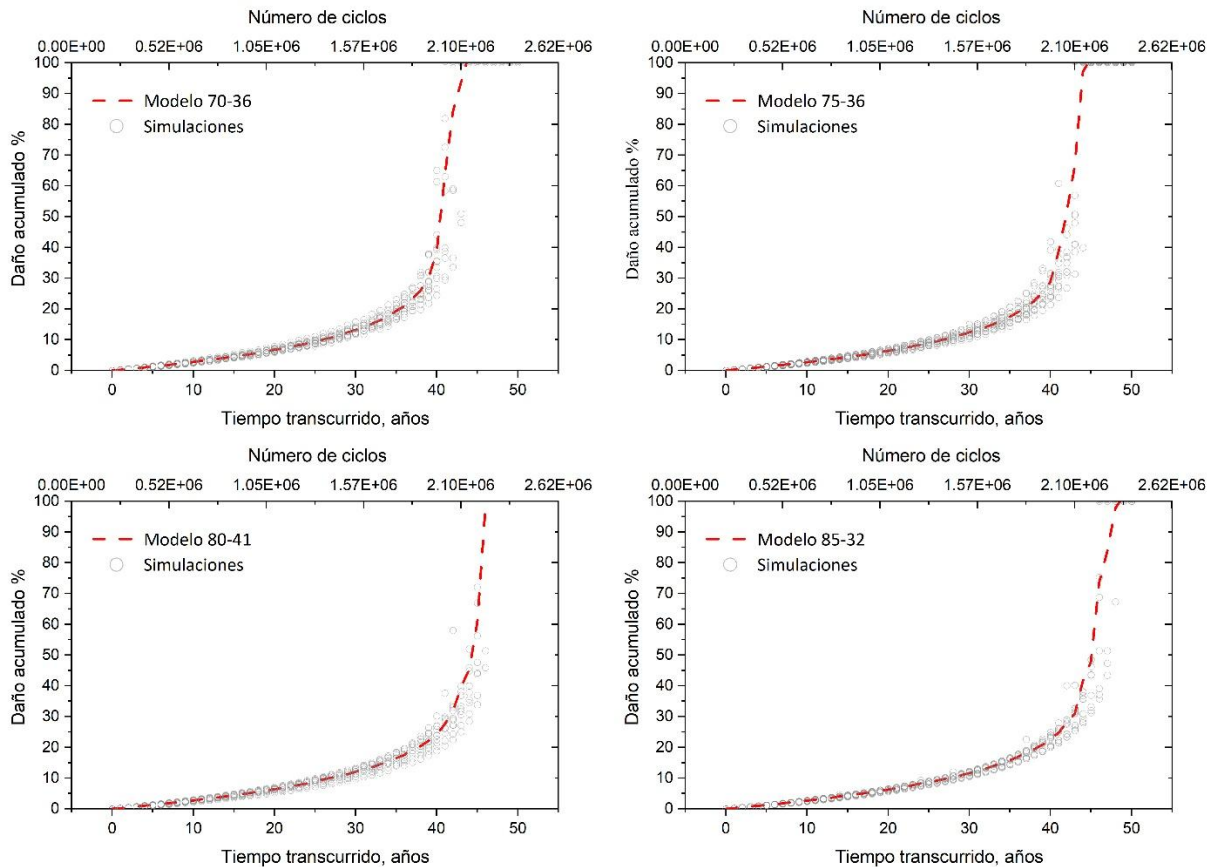


Figura 5.15 Curvas de daño acumulado por fatiga para torres de acero de aerogeneradores

Los resultados correspondientes al modelo no lineal de daño por fatiga muestran que para los cuatro modelos de torres se prevé una vida mayor a 40 años. Se observa una tendencia en el incremento del total de ciclos a la falla conforme aumenta la altura de las torres. Lo anterior puede explicarse desde el punto de vista de las frecuencias naturales, pues, como se muestra en la Tabla 5.7, las torres más altas tienen una frecuencia de vibración más pequeña, por lo que experimentan un menor número de ciclos de esfuerzos y, por lo tanto, acumulan menor daño en el tiempo. En la Tabla 5.12 se muestra el porcentaje de daño acumulado en el tiempo, para cada una de las torres estudiadas.

Tabla 5.12 Porcentaje de daño acumulado por fatiga en las torres de aerogeneradores en estudio

Daño \ Modelo	70-36	75-36	80-41	85-32
Daño en 15 años	4.5%	4.4%	4.4%	4.3%
Daño en 20 años	6.7%	6.4%	6.4%	6.3%
Daño en 30 años	13.2%	12.4%	12.0%	11.7%
Daño en 35 años	20.0%	17.5%	16.5%	16.0%

5.6. Análisis dinámico incremental en torres de aerogeneradores

Con el fin de obtener curvas de capacidad dinámica de las torres, se realizaron análisis dinámicos incrementales. Estos análisis consistieron en someter a las estructuras a una serie de historias de viento incrementales, permitiendo evaluar su respuesta no lineal hasta alcanzar un estado de falla. Para ello, se emplearon las historias de velocidades escaladas descritas en el apartado 5.4.2, donde las señales asociadas a una velocidad media (medida de intensidad) se escalaban linealmente hasta una velocidad media de 80 m/s, valor que se consideró suficiente para capturar el comportamiento no lineal de las torres.

El modelo estructural se desarrolló en el software ANSYS APDL (ANSYS Inc., 2024), de forma similar a lo descrito en el apartado 5.5.2, pero con la particularidad de que la torre se modeló con elementos del tipo PIPE20 en lugar de PIPE16. Estos elementos permiten modelar el comportamiento plástico del material y permite una mejor representación de la respuesta no lineal de la estructura. En ANSYS APDL se consideró el modelo constitutivo de endurecimiento cinemático multilínea (Multilinear Kinematic Hardening) para plasticidad mediante el comando TB KINH.

El modelo constitutivo seleccionado emplea la teoría de subcapas, en la que el material se considera compuesto por capas superpuestas, cada una sujeta a la misma deformación, pero con distintos límites de fluencia. Así, a partir de una respuesta esfuerzo-deformación simple, se puede representar un comportamiento complejo al ponderar el conjunto de todas las respuestas.

Se ejecutaron los análisis dinámicos incrementales para los modelos 70-36 y 85-32, sin considerar daño por fatiga y, alternativamente, considerando daño por fatiga a los 35 años. La caracterización del daño se realizó considerando una reducción del espesor de las secciones transversales hasta una altura de dos metros, siendo este porcentaje de reducción equivalente al porcentaje de daño que acumularon ambos modelos a los 35 años, como se indica en la Tabla 5.12. Las curvas de capacidad dinámicas se muestran en la Figura 5.16.

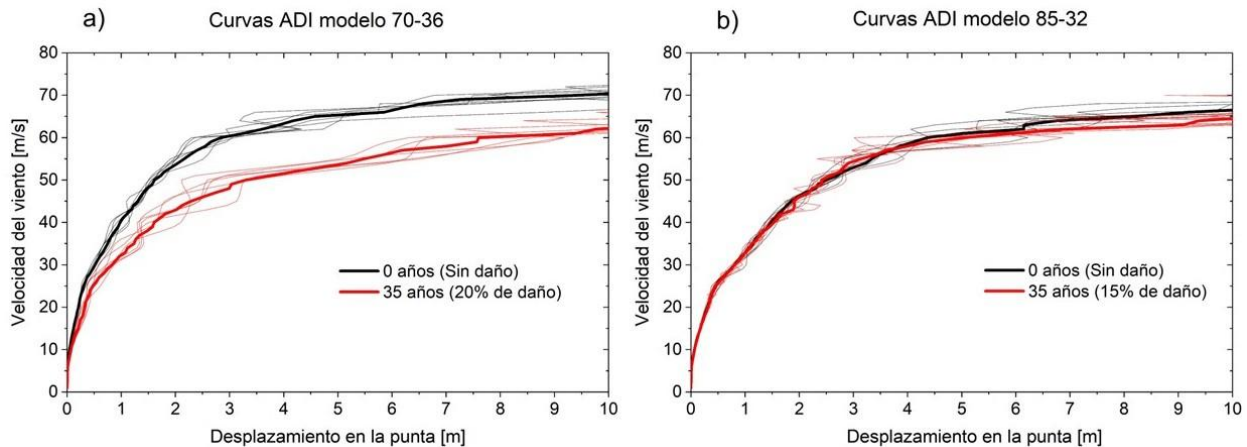


Figura 5.16 Curvas de capacidad correspondientes a torres de 70 y 85 m de altura

De la Figura 5.16 se puede observar que el modelo 70-36 tiene una mayor capacidad inicial que el modelo 85-32. No obstante, una vez considerado el porcentaje de daño por fatiga a los 35 años, se observa que el modelo 70-36 es más sensible a sus efectos, pues sufre un notable decremento en su capacidad, mientras que el modelo 85-32 presenta una mayor resistencia a la degradación. Esta cualidad del modelo 85-32 se atribuye a su frecuencia de vibración más

pequeña, que le permite experimentar un menor número de ciclos de esfuerzos y, por lo tanto, acumular menor daño por fatiga en el tiempo.

Adicionalmente, la Figura 5.16 muestra que ambos modelos comienzan a tener una degradación significativa en su rigidez a partir de una velocidad del viento de aproximadamente 25 [m/s], lo cual coincide con la velocidad límite de operación típica de los aerogeneradores.

5.7. Curvas de fragilidad

Para la obtención de las curvas de fragilidad, se definieron dos estados límite: uno de servicio y otro de diseño. Ambos estados límite se establecieron de acuerdo con el trabajo realizado por De Anda et al. (2024). Para definir estos estados límite De Anda et al. desarrollaron 15 análisis dinámicos incrementales (ADI) para 88 torres de aerogeneradores ubicados en la zona de “La Ventosa”. A partir de estos resultados se observó que la velocidad de viento en la zona de estudio para un periodo de retorno de 10 años corresponde a un desplazamiento en la punta de la torre de soporte del 0.013h, mientras que para un periodo de retorno de 50 años el desplazamiento en la punta de la torre fue en promedio de 0.030h. Los resultados que definen a los estados límite se muestran en la Tabla 5.13.

Tabla 5.13 Estados límite de servicio y diseño para aerogeneradores

Estado límite	T_r [años]	V_{max} [m/s]	d_{max} [m]
Servicio	10	38	$0.013 \cdot h$
Diseño	50	50	$0.030 \cdot h$

Siguiendo un enfoque probabilista en la metodología descrita en el apartado 4.2, se obtuvieron curvas de fragilidad para cada estado límite de la Tabla 5.13, mediante los resultados de capacidad obtenidos en el apartado 5.6. Las funciones resultantes se muestran gráficamente en la Figura 5.17 y la Figura 5.18, correspondientes a los estados límite de servicio y diseño, respectivamente. En ambos casos, se presentan tanto las curvas sin considerar daño por fatiga como considerando el daño acumulado por fatiga a 35 años.

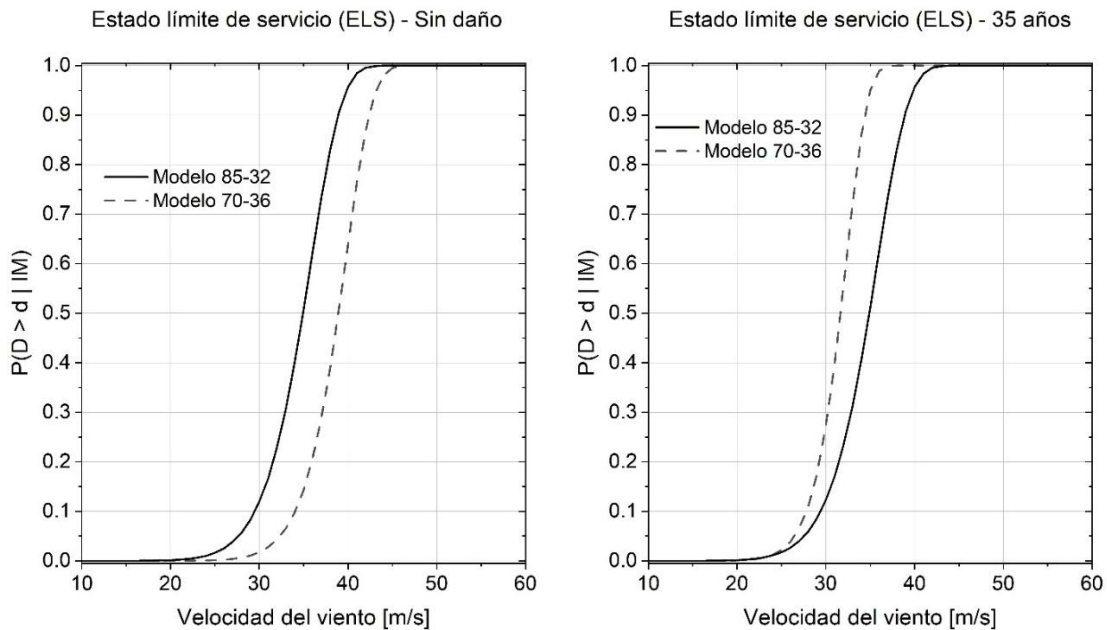


Figura 5.17 Curvas de fragilidad para un estado límite de servicio

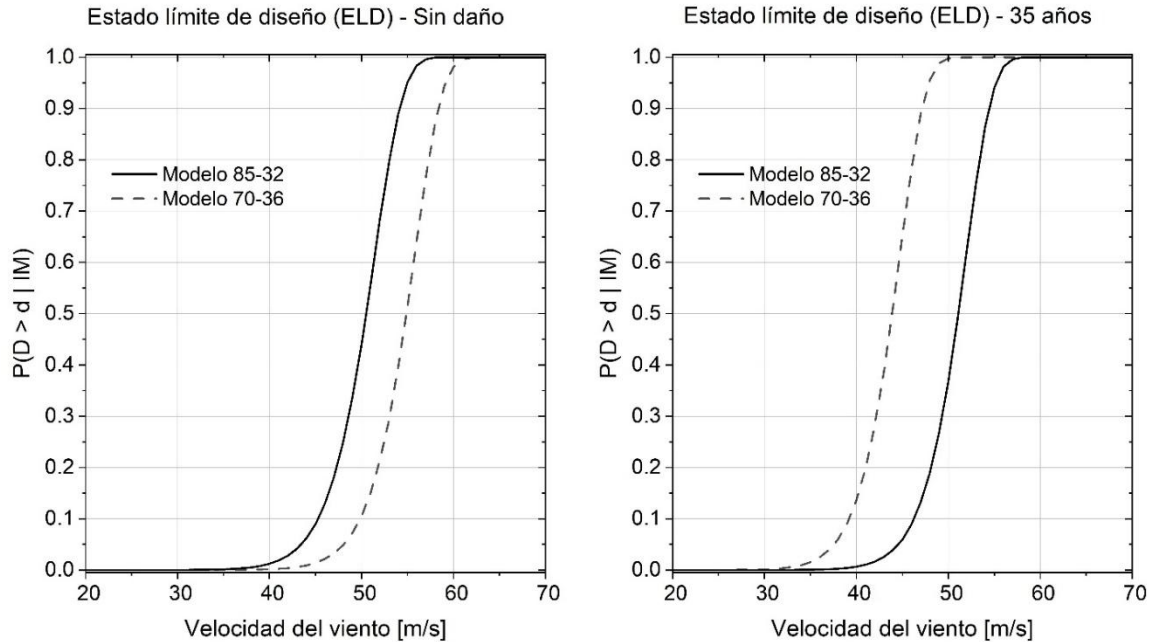


Figura 5.18 Curvas de fragilidad para un estado límite de diseño

Los resultados del análisis de fragilidad muestran un comportamiento similar al descrito en el apartado 5.6, en el que el modelo 70-36 pasa de tener una menor fragilidad al inicio de la vida del elemento, pero aumenta una vez que es considerado el daño acumulado por fatiga. Este comportamiento se manifiesta tanto para el estado límite de servicio como para el estado límite de diseño. No obstante, se observa un mayor cambio en la fragilidad del modelo 70-36 en el estado límite de diseño, lo cual se debe a su notoria degradación en su capacidad para resistir vientos más fuertes cuando se considera el daño fatiga, como se muestra en la Figura 5.16.

Capítulo 6. Conclusiones y recomendaciones

El presente trabajo tuvo por objetivo evaluar la fragilidad estructural de torres de acero de aerogeneradores mediante el desarrollo de funciones de fragilidad que consideraran la influencia del daño acumulado por fatiga en el tiempo. La evaluación se realizó en tres etapas: el análisis aerodinámico, el análisis estructural y el análisis de daño. Con base en los resultados de cada etapa y en el producto final de la tesis, las funciones de fragilidad, se emiten las conclusiones y recomendaciones siguientes:

1. La influencia del daño por fatiga en la fragilidad estructural de las torres de acero de aerogeneradores se considera que está estrechamente relacionada con las propiedades geométricas de las mismas, particularmente con la altura. Esto se debe a que dichas propiedades determinan su comportamiento dinámico, por lo que el número de ciclos de esfuerzos que experimenten durante su vida útil estará condicionado a estas. Una reducción en la cantidad de ciclos conllevará a un menor daño por fatiga, como lo evidenció el modelo 85-32.
2. Las curvas de daño por fatiga muestran que la vida estimada de las cuatro estructuras evaluadas supera los 40 años, lo cual es mayor a la vida útil típica de este tipo de estructuras (25 a 30 años). A pesar de ello, es posible que esta estimación (40 años) sea conservadora, pues en la definición de la curva S-N se condicionó a que se tuviera un número finito de ciclos a la falla en el dominio de vida infinita, aunque la teoría permite la ausencia de daño en esta región.
3. Las curvas de capacidad dinámica mostraron que una estructura con menor capacidad no necesariamente es más susceptible a acumular daño por fatiga. De hecho, se observó que una estructura con mayor capacidad inicial terminó con una capacidad inferior a otra tras considerar el daño por fatiga a los 35 años. Aun así, bajo la acción de la velocidad máxima de operación (25 m/s), las estructuras no ven comprometida su capacidad, incluso considerando el daño acumulado por fatiga, cumpliendo así con los estados límite definidos.
4. Las funciones de fragilidad y la evaluación del daño por fatiga a través de estas son herramientas valiosas dentro del diseño basado en desempeño, pues tienen el potencial de plantear en términos de probabilidad la excedencia de un determinado estado límite, lo cual puede traducirse en alguna variable decisión que permita plantear acciones a futuro, como lo son: planes de mantenimiento preventivo, reforzamientos, gestión de riesgos, etc.
5. Como recomendación para futuros trabajos, se sugiere desarrollar metodologías que superen las limitantes y simplificaciones expuestas en este estudio. Los trabajos venideros podrían orientarse hacia una representación más precisa de la realidad. Esto podría incluir el modelado completo del aerogenerador, abarcando tanto la torre como el rotor. Además, sería conveniente una representación más realista del campo de velocidades de viento, considerando las componentes transversales y los fenómenos de inestabilidad aeroelástica. Finalmente, podría realizarse una investigación en colaboración con empresas del sector eólico, para contar con datos fieles de los modelos estructurales existentes, así como mediciones de velocidades de viento en distintas regiones del país.

Bibliografía

- [1] Aeran, A., Siriwardane, S. C., Mikkelsen, O., & Langen, I. (2017). *A new nonlinear fatigue damage model based only on SN curve parameters*. *International Journal of Fatigue*, 103, 327-341.
- [2] AMDEE (2024). *Reporte anual 2024*. Recuperado de: https://amdee.org/es_es/project/informe-anual-amdee-2024/
- [3] ANSYS (2009) *Theory Reference for the Mechanical APDL and Mechanical Applications*.
- [4] ANSYS Inc. (2024). *Ansys Parametric Design Language (APDL)*. [Software]. Recuperado de: <https://www.ansys.com/>
- [5] Applied Technology Council, & National Earthquake Hazards Reduction Program (US). (2012). *Seismic performance assessment of buildings*. Federal Emergency Management Agency.
- [6] Berny, E. (2015) *Influencia del daño por fatiga en la confiabilidad de aerogeneradores*. Universidad Nacional Autónoma de México [Tesis de maestría].
- [7] Buhl Jr, M. L. (2005). *New empirical relationship between thrust coefficient and induction factor for the turbulent windmill state* (No. NREL/TP-500-36834). National Renewable Energy Lab. (NREL), Golden, CO (United States).
- [8] Burton, T., Jenkins, N., Sharpe, D., & Bossanyi, E. (2011). *Wind Energy Handbook*. John Wiley & Sons.
- [9] Callister Jr, W. D., & Rethwisch, D. G. (2020). *Materials science and engineering: an introduction*. John Wiley & sons.
- [10] CFE (2008). *Manual de Diseño de Obras Civiles: Diseño por Viento*. Comisión Federal de Electricidad.
- [11] Chopra, A. (2017) *Dynamics of Structures, Theory and Applications to Earthquake Engineering*. 5th Edition, Pearson Education.
- [12] CICIND, (2010) *Model Code for Steel Chimneys*. Comité International des Cheminées Industrielles
- [13] De Anda, G. (2020) *Vulnerabilidad sísmica de edificios construidos antes de 1985 en la Ciudad de México a raíz del sismo del 19 de septiembre de 2017*. Universidad Autónoma Metropolitana [Tesis de maestría].
- [14] De Anda, J., Ruiz, S. E., Bojórquez, E., e Inzunza-Aragon, I. (2023). *Towards optimal reliability-based design of wind turbines towers using artificial intelligence*. *Engineering Structures*, 294, 116778, noviembre.
- [15] De Anda, J., Ruiz, S., Salbitano, G., Silva, F., Inzunza, I., Barraza, M., y Fisher, H. (2024) *Curvas de fragilidad para torres de aerogeneradores, considerando daño acumulado por fatiga*. Sociedad Mexicana de Ingeniería Estructural, XXIV Congreso Nacional de Ingeniería Estructural. Cancún, Quintana Roo.

- [16] Do, T. Q., van de Lindt, J. W., y Mahmoud, H. (2015). *Fatigue Life Fragilities and Performance-Based Design of Wind Turbine Tower Base Connections*. Journal of Structural Engineering, 141(7), julio.
- [17] El Khchine, Y., & Sriti, M. (2017). *Tip Loss Factor Effects on Aerodynamic Performances of Horizontal Axis Wind Turbine*. Energy Procedia, 118, 136–140. <https://doi.org/10.1016/j.egypro.2017.07.028>
- [18] Emeis, S. (2018). *Wind energy meteorology: atmospheric physics for wind power generation*. Springer.
- [19] ESDU, (1975). *Characteristics of atmospheric turbulence near the ground. Part III: Variations in space and time for strong winds (neutral atmosphere)*. ESDU 86010, Engineering Sciences Data Unit, UK.
- [20] ESDU, (1985). *Characteristics of atmospheric turbulence near the ground. Part II: Single point data for strong winds (neutral atmosphere)*. ESDU 85020, Engineering Data Sciences Unit, UK.
- [21] Frost, W., Long, B. H., & Turner, R. E. (1978). Engineering handbook on the atmospheric environmental guidelines for use in wind turbine generator development (No. NASA-TP-1359).
- [22] Golston, L., Davies, G., Edwards, R., Miller, M., Momen, M., Nealon, T., ... & Socolow, R. (2019). *Wind power*. Andlinger Center for Energy and the Environment at Princeton University, 5.
- [23] Hall, N. (2022–24) *Beginners Guide to Aeronautics*. NASA Glen Research Center. <https://www1.grc.nasa.gov/beginners-guide-to-aeronautics/learn-about-aerodynamics/> (consultado el 24 de julio 2024).
- [24] Inzunza, I. (2021) *Cálculo de factores parciales de seguridad para el diseño por fatiga de torres de aerogeneradores*. Universidad Nacional Autónoma de México [Tesis de doctorado].
- [25] Inzunza-Aragón, I., y Ruiz, S. E. (2020). *Capacity and Demand Factors changing over time. Application to wind turbine steel towers*. Engineering Structures, 206 (110156), marzo.
- [26] Jaimes, M. A., García-Soto, A. D., Martín del Campo, J. O, y Pozos-Estrada, A. (2020). *Probabilistic risk assessment on wind turbine towers subjected to cyclone-induced wind loads*. Wind Energy, 23(3), marzo, pp. 528-546.
- [27] Jaramillo, O. A., & Borja, M. A. (2004). *Wind speed analysis in La Ventosa, Mexico: A bimodal probability distribution case*. Renewable Energy, 29(10), 1613–1630. <https://doi.org/10.1016/j.renene.2004.02.001>
- [28] José, D. (2016) *Evaluación de la confiabilidad de torres de aerogeneradores sujetas a viento turbulento*. Universidad Nacional Autónoma de México [Tesis de maestría].
- [29] Kaimal, J. C., Wyngaard, J. C. J., Izumi, Y., & Coté, O. R. (1972). *Spectral characteristics of surface-layer turbulence*. Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society, 98(417), 563-589.

- [30] Kondo, Y. (2003). *Fatigue under variable amplitude loading*. En I. Milne, R. O. Ritchie, & B. Karahaloo (Eds.), *Comprehensive structural integrity* (pp. 253-279). Pergamon. <https://doi.org/10.1016/B0-08-043749-4/04029-5>
- [31] Lee, Y. L., Barkey, M. E., & Kang, H. T. (2011). *Metal fatigue analysis handbook: practical problem-solving techniques for computer-aided engineering*. Elsevier.
- [32] Ma, Y., Martinez-Vazquez, P., & Baniotopoulos, C. (2019). *Wind turbine tower collapse cases: A historical overview*. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Structures and Buildings*, 172(8), 547-555.
- [33] Martín del Campo, J. O., y Pozos-Estrada, A. (2017). *Análisis multipeligro para la obtención de curvas de fragilidad de aerogeneradores*. Sociedad Mexicana de Ingeniería Sísmica, Memorias XXI Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica, Guadalajara, Jalisco.
- [34] Martín del Campo, J.O., Pozos-Estrada, A., y Pozos-Estrada, O. (2021). *Development of fragility curves of land-based wind turbines with tuned mass dampers under cyclone and seismic loading*. *Wind Energy*, 24(7), diciembre, pp.737-753.
- [35] Mertz, D. R. (2012). *Steel bridge design handbook: Design for fatigue* (No. FHWA-IF-12-052). United States. Federal Highway Administration. Office of Bridge Technology.
- [36] Ortegón, J., y Pozos, A. (2017). *Educational software for wind engineering applications on structures*. 6th Structural Engineers World Congress, Cancún, México.
- [37] Owen, D. R. J., Prakash, A., & Zienkiewicz, O. C. (1974). *Finite element analysis of non-linear composite materials by use of overlay systems*. *Computers & Structures*, 4(6), 1251-1267.
- [38] Paris, P. C., Gomez, M. P., & Anderson, W. E. (1961). *A Rational Analytical Theory of Fatigue*, *The Trend in Engineering*. U. of Washington, Seattle, Wa, 13(1).
- [39] Patil, A., Jung, S., y Kwon, O.-S. (2016). *Structural performance of a parked wind turbine tower subjected to strong ground motions*. *Engineering Structures*, 120, agosto, pp. 92–102.
- [40] Porter, K., Kennedy, R., & Bachman, R. (2006). *Developing fragility functions for building components for ATC-58*. A Report to ATC-58. Applied Technology Council, Redwood City, CA, US.
- [41] Porter, K., Kennedy, R., & Bachman, R. (2007). *Creating fragility functions for performance-based earthquake engineering*. *Earthquake spectra*, 23(2), 471-489.
- [42] Porter, K. (2015). *A beginner's guide to fragility, vulnerability, and risk*. *Encyclopedia of earthquake engineering*, 2015, 235-260.
- [43] Quilligan, A., O'Connor, A., y Pakrashi, V. (2012). *Fragility analysis of steel and concrete wind turbine towers*. *Engineering Structures*, 36, marzo, pp. 270–282.
- [44] Rosengaus, M., Jiménez, M. & Vázquez, M. (2002). *Atlas climatológico de ciclones tropicales en México*. CENAPRED, Ciudad de México.
- [45] Schijve, J. (2003). *Fatigue of structures and materials in the 20th century and the state of the art*. *International Journal of fatigue*, 25(8), 679-702.

- [46] SENER (2024) *Balance Nacional de Energía 2023*. Recuperado de: <https://www.gob.mx/sener/articulos/balance-nacional-de-energia-296106>
- [47] Sheng, C., y Hong, H. P. (2023). *Assessment of Onshore Wind Turbine Fatigue Damage Subjected to Tropical Cyclone*. 14th International Conference on Applications of Statistics and Probability in Civil Engineering, Dublin, Irlanda, julio, pp. 9-13.
- [48] Solari, G. (1987). *Turbulence modeling for gust loading*. Journal of Structural Engineering, 113(7), 1550-1569.
- [49] The European Union Per Regulation (2005). *Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-9: Fatigue* (EN 1993-1-9).
- [50] Timmer, W. A. (2010). Aerodynamic characteristics of wind turbine blade airfoils at high angles-of-attack. TORQUE 2010: The science of making torque from wind, 71-78.
- [51] Veers, P. S. (1988). *Three-dimensional wind simulation* (No. SAND-88-0152C; CONF-890102-9). Sandia National Labs., Albuquerque, NM (USA).
- [52] Wehner, T., & Fatemi, A. (1991). *Effects of mean stress on fatigue behaviour of a hardened carbon steel*. International Journal of Fatigue, 13(3), 241-248.