

Gestión dinámica de líneas aéreas de distribución con conductores de alta capacidad

Luis Vejo Fernández

Mayo, 2025

Nuestra pasión por aprender es nuestra herramienta de supervivencia.

Carl Sagan.

RESUMEN

Esta tesis persigue alcanzar una gestión más eficiente y un ajuste más preciso en los cálculos de ampacidad a la hora de explotar las redes aéreas de transporte en alta tensión, mediante un enfoque experimental en situaciones reales de operación.

El trabajo presenta un análisis de las técnicas de evaluación de la capacidad de corriente (ampacidad) en líneas de transmisión aérea, basado en métodos para calcular la capacidad del conductor a través de análisis de clasificación de líneas estáticas y dinámicas. Se aplica específicamente a conductores de alta temperatura y baja flecha (HTLS), comparando resultados teóricos con mediciones empíricas obtenidas en tiempo real.

Se examinan las metodologías de cálculo de estándares internacionales como el IEEE Std 738 y el CIGRE TB 601, para evaluar el impacto de las condiciones meteorológicas en el rendimiento de las líneas de transmisión aérea. Los análisis teóricos se contrastan con resultados experimentales obtenidos mediante un prototipo de simulación física diseñado específicamente para este propósito. Se presenta un análisis comparativo que evalúa las desviaciones en las técnicas convencionales de cálculo de ampacidad basadas en la temperatura del conductor, comparándolas con su rendimiento en situaciones experimentales para conductores de alta temperatura y baja flecha bajo altas demandas de carga.

Los resultados analizan la precisión de las metodologías de cálculo bajo diferentes escenarios de carga y ambientales, identificando las condiciones con mayores desviaciones, con el objetivo de permitir una gestión más eficiente y segura en escenarios de alta demanda.

ABSTRACT

This thesis aims to achieve more efficient management and a more precise adjustment in ampacity calculations when operating high-voltage overhead transmission networks, through an experimental approach under real operating conditions.

This study presents an analysis of ampacity evaluation techniques in overhead transmission lines, based on methods for calculating conductor capacity through static and dynamic line rating analysis. It is specifically applied to high-temperature low-sag (HTLS) conductors, comparing theoretical results with empirically obtained real-time measurements.

International standards methodologies, such as those from IEEE and CIGRE, are examined to assess the impact of meteorological conditions on the performance of overhead transmission lines. Theoretical analyses are contrasted with experimental results obtained through a physical simulation prototype designed specifically for this purpose. A comparative analysis is presented that evaluates the deviations in conventional ampacity calculation techniques based on conductor temperature, comparing them with their performance in experimental situations for high temperature low sag conductors under high load demand.

This research offers an analytical perspective for optimizing the performance of transmission lines through the use of high density currents. The results analyze the accuracy of calculation methodologies under different load and environmental scenarios, identifying conditions with the highest deviations, to enable more efficient and secure management in high-demand scenarios.

AGRADECIMIENTOS

La idea más importante que subyace en este trabajo, es mi eterna gratitud a todos los que han estado a mi lado para que sea posible, y más aún para aquellos que no han podido estarlo.

Los que me acompañaron en la institución, gracias.

Gracias a mis directores, Pablo y Mario, por ser mis guías en este difícil y largo camino. Sin ellos seguiría avanzando sin saber hacia dónde, esta tesis nunca hubiese sido posible sin su ayuda y esfuerzo. Mi más sincero agradecimiento a todos los compañeros, por su ayuda en cada paso. Especialmente a Alberto Laso por su inestimable ayuda, y muy especialmente a Ramón Lecuna, quien nunca ha reparado en ponerse el buzo conmigo.

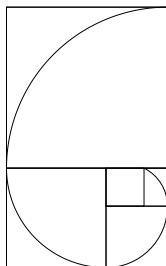
Los que me acompañaron en casa, gracias.

Gracias a mi familia, vuestra paciencia conmigo es más grande aún que mi curiosidad. Sin ellos no tendría motivos para avanzar. Gracias Saray por tu ánimo, paciencia y comprensión, pues esta tesis es tan tuya como mía. Especialmente a mis padres, ni esto, ni absolutamente nada que haya conseguido, sería posible sin vosotros. Sois mi ejemplo a seguir. Este trabajo es por y para vosotros.

Los que me acompañaron en la distancia, gracias.

Gracias a los que no han podido estar, pues esto es parte de todos. Nunca estaré solo ya que siempre estarás en mi corazón.

Finalmente, gracias a todos aquellos que no puedo listar, pues tengo tanto que agradecer a tanta gente que no caben estas líneas. Lo escrito sin esfuerzo es leído sin placer, espero que todos disfrutéis de este trabajo. Gracias.



Índice general

1. Introducción de la tesis	15
1.1. Introducción	15
1.2. Objetivo de la tesis	17
1.3. Estructura de la tesis	18
2. Estado del arte	21
2.1. Introducción	21
2.2. Conceptos previos	22
2.2.1. Principios fundamentales para los procesos de cálculo	23
2.2.2. Static line rating, SLR	25
2.2.3. Dinamic line rating, DLR	25
2.2.4. Últimos avances y actualidad	26
2.3. Normativa vigente	27
2.3.1. Normativa nacional española	27
2.3.2. Normativa y estándares internacionales	32
2.3.2.1. IEEE Standard 738	32
2.3.2.2. CIGRE 601	38
2.3.2.3. Limitaciones de los estándares	43
2.4. Tipos de conductores	49
2.4.1. Introducción	49
2.4.2. Conductores eléctricos convencionales	49
2.4.3. Conductores eléctricos de alta capacidad	51
2.4.3.1. Conductores HTLS ACCC	51
2.4.3.2. Conductores HTLS ACCR	52
2.4.3.3. Conductores HTLS ACSS	53
2.4.3.4. Conductores HTLS ZTAL Y ZTACIR	54
2.4.3.5. Conductores HTLS GZTACSR	55
2.4.4. Comparativa de los distintos tipos de conductores	56
3. Metodología e instrumentación	59
3.1. Planificación del proceso experimental	59
3.1.1. Introducción	59
3.1.2. Diseño del proceso de captura de datos	59
3.1.3. Proceso de cálculo	61
3.2. Diseño eléctrico y mecánico del prototipo	63
3.2.1. Introducción y descripción general	63
3.2.2. Ubicación del prototipo	64
3.2.3. Elementos y componentes del sistema eléctrico	65
3.2.3.1. Conductor Nexans ACSS/TW/AW 133/22	65
3.2.3.2. Cierre del lazo de intensidad	66

3.2.3.3. Transformadores toroidales	67
3.2.3.4. Autotransformador de salida variable	68
3.2.4. Diseño y montaje físico	68
3.2.5. Esquema eléctrico y funcionamiento del prototipo	69
3.3. Instrumentación y sensórica	72
3.3.1. Introducción y descripción general	72
3.3.2. Datos meteorológicos	72
3.3.2.1. Medida de la humedad relativa	72
3.3.2.2. Medida de la dirección y velocidad del viento	72
3.3.2.3. Medida de la radiación solar	73
3.3.3. Parámetros monitorizados del propio conductor	74
3.3.3.1. Sensores térmicos: El sensor PT100 y su conexión	74
3.3.3.2. Calibración de los sensores térmicos	78
3.3.3.3. Trafo de núcleo partido para la medida de la corriente	79
3.3.3.4. Transformador de aislamiento	80
3.3.4. Instrumentación y equipos de medida auxiliares	80
4. Resultados	83
4.1. Introducción	83
4.2. Calibración del prototipo y comprobaciones previas	84
4.2.1. Verificación de las mediciones del sistema	84
4.2.2. Análisis del efecto aleta	85
4.2.2.1. Preámbulo e introducción	85
4.2.2.2. Proceso y toma de datos	86
4.2.2.3. Análisis de los resultados y conclusiones	87
4.2.3. Análisis de la evolución dinámica de la temperatura	91
4.3. Análisis paramétrico del comportamiento de los conductores HTLS	96
4.3.1. Preámbulo e introducción	96
4.3.2. Influencia del diámetro del conductor	99
4.3.3. Influencia de la temperatura ambiente	100
4.3.4. Influencia del viento	102
4.3.4.1. Velocidad del viento	102
4.3.4.2. Dirección del viento	106
4.3.5. Influencia de la temperatura de operación	107
4.3.6. Influencia de la variación de la resistencia en corriente alterna	109
4.4. Propuestas de mejora de los procesos de cálculo	111
4.4.1. Mejora del cálculo de la influencia de viento en función del ángulo de ataque	111
4.4.2. Mejora del cálculo de la influencia del incremento de la resistividad en conductores aéreos	114
5. Conclusiones y líneas futuras	119
5.1. Conclusiones	119
5.2. Aportaciones e impacto de la tesis	120
5.3. Líneas de investigación futuras	121
6. Bibliografía	123
7. ANEXOS	131

Índice de figuras

2.1. Equilibrio térmico del conductor	23
2.2. Representación del desfase existente entre el cambio de la intensidad y el aumento de la temperatura	35
2.3. Efecto magnético del solenoide helicoidal en el núcleo de acero	44
2.4. Campos magnéticos inducidos en el interior conductor.	46
2.5. Composición de los campos magnéticos inducidos en el conductor.	46
2.6. Gráfica para el cálculo del ratio del efecto pelicular en función del radio del conductor	48
2.7. Imagen de un conductor ACSR del catálogo comercial de Southwire Conductors (Aluminum 1350-H19 wires)	49
2.8. Sección típica de un conductor ACSR	50
2.9. Sección de conductor ACCR con filamentos circulares y trapezoidales (3M™ Aluminum Conductor Composite Reinforced (ACCR), 2017)	52
2.10. Sección típica de un conductor ACSS/TW	53
2.11. Render de elaboración propia del conductor a ensayar Nexans ACSS/TW/AW 133/22	54
2.12. Representación de un conductor ZTACIR	55
2.13. Esquema propio y sección de un conductor HTLS Gap-Type	56
3.1. Distribución de puntos analizados en el experimento para cada parámetro de estudio. (a) Primera figura: Distribución de puntos analizados en función de la temperatura superficial (T_s). (b) Segunda figura: Distribución de muestras según la dirección del viento (W_{dir}). (c) Tercera figura: Distribución de puntos analizados en función de la velocidad del viento (W_s). (d) Cuarta figura: Distribución de muestras en función de la corriente medida (I_{real}).	60
3.2. Flujograma de trabajo para la evaluación del balance térmico utilizando los estándares IEEE y CIGRE: Comparación de cargas de corriente teóricas y reales.	62
3.3. Plano alzado de montaje CAD 2D	63
3.4. Fotografías del montaje y la instalación del prototipo de simulación. (a) Figura izquierda: Herrajes y aisladores. (b) Figura derecha: Conectores a los cuatro conductores RVK.	64
3.5. Ubicación de las instalaciones	64
3.6. Sección del Conductor Nexans ACSS/TW/AW 133/22	65
3.7. Características constructivas y dimensionales del conductor analizado	66
3.8. Características térmicas y eléctricas	67
3.9. Fotografías del montaje. (a) Figura izquierda: Acoplamiento de los cuatro toroidales. (b) Figura derecha: Fotografía del trafo de intensidad de núcleo partido.	68

3.10. Fotografía del soporte del conductor ACSS/TW/AW 133/22 con conectores para dos conductores RVK 240 mm ² Cu(0.6/1 kV)	69
3.11. Fotografía del lazo de intensidad en funcionamiento	70
3.12. Esquema de las instalaciones eléctricas	71
3.13. Sensor RTD PT100 de 3 hilos, sonda: Ø 6mm	75
3.14. Convertidor de PT-100 a Tensión 0-5V	76
3.15. Datos de calibración importados SQL en el servidor	78
3.16. Fotografía del trafo de medida de intensidad de núcleo partido. (a) Figura izquierda: Características técnicas. (b) Figura derecha: Instalación del trafo.	80
4.1. Esquema medidas efecto aleta	86
4.2. Cintas de PVC y cinta de alta temperatura instaladas cerca del herraje. (a) Figura izquierda capturada mediante una cámara convencional. (b) Figura derecha correspondiente a una fotografía con la cámara térmica.	87
4.3. Fotografía de los puntos de medición de temperatura instalados en el conductor. (a) Figura izquierda capturada mediante una cámara térmica. (b) Figura derecha correspondiente a una fotografía convencional.	88
4.4. Gráfica de evolución térmica lineal del conductor	90
4.5. Gráfica de evolución temporal de la temperatura en un día soleado sin viento	92
4.6. Gráfica de evolución temporal de la temperatura en un día frío y precipitaciones moderadas	93
4.7. Gráfica de evolución temporal de la temperatura con 14.5°C sin precipitaciones	94
4.8. Representación de todos los puntos de medición del prototipo. Comparación entre la relación corriente-temperatura real y la relación corriente-temperatura teórica en los puntos de medición.	96
4.9. Representación de todos los puntos de medición del prototipo. Análisis estadísticos de la desviación entre la corriente teórica y la corriente medida.	98
4.10. Análisis de la influencia del diámetro del conductor en el comportamiento térmico basado en un cálculo teórico según los estándares.	99
4.11. Análisis de la influencia de la temperatura ambiente en el comportamiento térmico basado en un cálculo teórico según los estándares.	100
4.12. Análisis de la influencia de la velocidad del viento en la refrigeración del conductor según los modelos teóricos.	102
4.13. Figura extraída del CIGRE 601, Sección 3.5, Figura 7. "Enfriamiento convectivo a bajas velocidades de viento y diversos ángulos de incidencia. Ejemplo para el conductor ACSR Drake a 100 °C, con una temperatura ambiente de 40 °C".	103
4.14. Análisis de la influencia de la velocidad del viento en el equilibrio térmico del conductor comparando el modelo real con los resultados teóricos esperados.	104
4.15. Análisis estadístico de la desviación del modelo real respecto el modelo teórico en función de la velocidad del viento.	105
4.16. Análisis estadístico de la desviación del modelo real respecto el modelo teórico en función de la dirección del viento, todos los casos.	106
4.17. Análisis de las desviaciones entre el modelo teórico y el prototipo de simulación en función de la temperatura superficial (T_s).	108
4.18. Análisis estadístico de las desviaciones obtenidas en función de la temperatura superficial (T_s).	109
4.19. Análisis de la influencia de la resistividad en el equilibrio térmico del conductor.	110

4.20. Análisis estadístico de la desviación del modelo real respecto el modelo teórico en función de la dirección del viento en casos con ángulos agudos y cercanos a las direcciones paralelas al conductor.	
	111
4.21. Análisis de la influencia de la dirección de viento en las desviaciones obtenidas, con el factor K_{angle} sin modificar.	112
4.22. Análisis de la influencia de la dirección de viento en las desviaciones obtenidas, con el factor K_{angle} modificado.	113
4.23. Representación conceptual de la evolución real de la resistividad en función de la temperatura frente a una interpolación lineal.	114
4.24. Representación del equilibrio térmico en función de la intensidad inducida.	116
4.25. Análisis de la influencia de la resistividad en alterna mediante interpolación lineal, frente a una resistividad ajustada matemáticamente para el conductor ensayado.	
	117

Índice de tablas

1. Simbología utilizada	13
2.1. Infraestructura de transmisión por nivel de tensión y región. Datos obtenidos del informe mensual actualizado de Red Eléctrica Española (Enero, 2025). . .	29
2.2. Comparativa de los principales parámetros de conductores aéreos. Datos obtenidos de la ficha técnica de los proveedores referenciados. ¹ Densidad de corriente basada en la superficie de aluminio y calculada con la carga máxima de corriente. ² Cálculos basados en el método IEC 61597 a 35°C, velocidad de viento transversal de 0.6 m/s, 1000 W/m ² , emisividad de 0.6 y absorción solar de 0.5. ³ Temperatura ambiente 40°C, velocidad del viento 0.5 m/s, dirección del viento: 0°, radiación solar 0.1 W/cm ² , absorptividad de la superficie del conductor 0.9. ⁴ Método de cálculo IEEE Std. 738-2006. Temperatura del aire: 40 °C. Velocidad del viento: 0.6 m/s. Ángulo entre el viento y el conductor: 90°. Elevación del conductor sobre el nivel del mar: 0 m. Radiación solar medida a 1000 W/m ² . Emisividad: 0.5 y absorptividad solar: 0.5. ⁵ Temperatura del conductor de 75°C, temperatura ambiente de 25°C, emisividad de 0.5, viento de 2 ft./s, en condiciones de sol. ⁶ Temperatura ambiente de 25°C, velocidad del viento de 0.6 m/s, dirección del viento: 0°, radiación solar de 900 W/mm ² , absorptividad de la superficie del conductor de 0.5.	56
3.1. Parámetros Característicos del Conductor ACSS.	61
3.2. Principales características técnicas del sensor de humedad	73
3.3. Principales características técnicas del anemómetro ultrasónico	74
3.4. Principales características técnicas del piranómetro	74
3.5. Principales características técnicas del convertidor	77
3.6. Temperaturas medidas tras el ajuste del sistema	79
3.7. Principales características del transformador de medida de intensidad de núcleo partido	80
4.1. Comparación entre la medida de campo y la medida monitorizada	84
4.2. Comparación de temperaturas medidas por sensores PT-100	84
4.3. Tabla de captura de datos de las mediciones	89
4.4. Captura de datos de las mediciones	92
4.5. Incrementos térmicos en la superficie del conductor en función de la corriente. Valores obtenidos mediante simulación teórica bajo condiciones de viento perpendicular de 1 m/s, radiación de 1000 W/m ² , emisividad de 0.6, y absorptividad solar de 0.5.	101
4.6. Influencia de la velocidad de viento en la temperatura superficial del conductor T _s . Valores obtenidos bajo condiciones de control de 1000 W/m ² de irradiación, emisividad de 0.6 y absorptividad de 0.5.	104

4.7. Análisis de la viabilidad de sobreexplotación de conductores comparando el	
modelo teórico con el modelo real. Datos extraídos de la Figura 4.15 para	
velocidades de viento bajas.	
	105
4.8. Desviaciones encontradas en función del ángulo predominante del viento.	
	107

Símbolo	Descripción	Unidades
D	Diámetro exterior del conductor	m
D_1	Diámetro del núcleo de acero	m
h_c	Coefficiente convectivo	$W/(Km^2)$
I	Corriente expresada en amperios	A
I_i	Corriente inicial antes de una variación de intensidad	A
I_f	Corriente final tras una variación de intensidad	A
I_{max}	Corriente estimada según los estándares de calculo	A
I_{real}	Corriente real medida en el prototipo	A
I_T	Intensidad de radiación global	$W/(m^2)$
K_{angle}	Factor corrector por dirección de viento	<i>Adimensional</i>
K_f	Conductividad térmica del aire de contorno	$W/m^{\circ}C$
k_{th}	Conductividad radial efectiva en el conductor	$W/(m^{\circ}C)$
N_{Re}	Número de Reynolds	<i>Adimensional</i>
Nu	Número de Nusset $Nu = h_c \cdot D/\lambda_f$	<i>Adimensional</i>
P_J	Calor producido por el efecto Joule (Cigre Tb601 Std.)	W/m
P_M	Calentamiento magnético (Cigre Tb601 Std.)	W/m
P_S	Calor por la radiación solar (Cigre Tb601 Std.)	W/m
P_i	Calor producido por el efecto corona (Cigre Tb601 Std.)	W/m
P_r	Refrigeración por radiación (Cigre Tb601 Std.)	W/m
P_T	Calor total ganado por metro lineal (Cigre Tb601 Std.)	W/m
P_C	Refrigeración por convección (Cigre Tb601 Std.)	W/m
P_w	Refrigeración por evaporación (Cigre Tb601 Std.)	W/m
q_c	Pérdida calorífica por convección y por metro	W/m
q_i	Ganancia calorífica por el efecto corona y por metro	W/m
q_j	Ganancia calorífica por el efecto Joule y por metro	W/m
q_m	Ganancia calorífica por calentamiento magnético por metro	W/m
q_r	Pérdida calorífica por radiación y por metro	W/m
q_s	Ganancia calorífica por radiación solar y por metro	W/m
q_w	Pérdida calorífica por evaporación y por metro	W/m
R	Resistencia del conductor	Ω/m
$R(T_{avg})$	Resistencia AC del conductor a temperatura media	(Ω/m)
T_a	Temperatura ambiental	$^{\circ}C$
T_{avg}	Temperatura media del conductor	$^{\circ}C$
T_{core}	Temperatura en el núcleo de un conductor	$^{\circ}C$
T_s	Temperatura superficial de un conductor	$^{\circ}C$
T_f	Temperatura final estable tras un cambio de condiciones	$^{\circ}C$
T_i	Temperatura inicial antes de un cambio de condiciones	$^{\circ}C$
α_S	Absortividad superficial del conductor	<i>Adimensional</i>
λ_s	Conductividad térmica del aire	$W/(m \cdot K)$
λ_r	Conductividad térmica radial	$W/(m \cdot K)$
λ_f	Conductividad térmica del aire (CIGRE)	$(W/m^{\circ}C)$
σ_B	Constante de Stefan-Boltzmann	$(5,6697 \cdot 10^{-8} W/m^2 K^4)$
ϵ_s	Emisividad de la superficie del conductor	<i>Adimensional</i>

Tabla 1: Simbología utilizada

Capítulo 1

Introducción de la tesis

1.1. Introducción

El crecimiento continuo de la demanda energética ha requerido la adaptación de los sistemas eléctricos convencionales para ser capaces de generar, transportar y distribuir esta energía hacia los centros de consumo. El actual proceso de transición hacia un modelo energético más eficiente, seguro y sostenible enfrenta desafíos en cada una de sus fases, abarcando la generación, transmisión, distribución y consumo de electricidad.

La configuración tradicional de los sistemas eléctricos se basa en una generación de energía a gran escala, seguida de su transporte a través de redes hasta los sistemas de distribución, desde donde se entrega a los consumidores finales. Esta arquitectura se consolidó como un estándar para la provisión de electricidad en respuesta al crecimiento demográfico y al aumento en la demanda de bienes y servicios. En este esquema, el flujo de energía es predominantemente unidireccional y los usuarios finales tienen un rol pasivo dentro de la cadena de suministro eléctrico. Sin embargo, la evolución tecnológica, inclusión de sistemas de generación distribuida, aumento de instalaciones de producción de mediana y pequeña escala de renovables, el proceso de industrialización y la creciente electrificación han propiciado una transformación en esta estructura, impulsando la incorporación de nuevos métodos de generación y consumo energético [1] [2]. La integración de tecnologías avanzadas y fuentes renovables [3] ha dado paso a un sistema más limpio y sostenible, pero también ha incrementado la complejidad en la gestión de la transmisión y distribución de la energía.

Por todo ello, la complejidad de las redes de distribución se encuentra en continuo crecimiento, existiendo numerosos factores que incrementan la dificultad operacional de las redes actuales.

Uno de los factores determinantes es el continuo aumento de la demanda energética, y concretamente, la energía eléctrica es la que posee un mayor crecimiento. La evolución de la tecnología, las demandas de la sociedad, la forma de consumo, el aumento de tecnologías de transporte eléctrico entre otros, incrementan cada vez más las necesidades de consumo de energía eléctrica, favoreciendo un papel más protagonista en el campo energético global, incluyendo una mayor demanda progresiva en las redes de transporte eléctricas.

Otro factor primordial se debe a la descentralización de la generación energética, donde se estructuraba en grandes centros generadores y una red ramificada hacia los consumidores, y se avanza hacia sistemas cada vez más descentralizados y heterogéneos. Este cambio de paradigma se debe principalmente a la incorporación de las energías renovables, que ocupan grandes y pequeños núcleos generadores. Para avanzar hacia un modelo energético más sostenible, no basta con mejorar los sistemas de generación y consumo; también es necesario optimizar los sistemas de transmisión, que a menudo representan los “cuellos de botella” en la renovación del modelo energético actual.

Por otro lado, se hace cada vez más necesario actualizar las redes actuales, debido no sólo al aumento de la demanda, si no al envejecimiento de la red existente.

La suma de todos estos factores consigue que el elemento limitante en la relación de generación, transporte y consumo, sean las propias líneas. La limitación del sistema debido a las líneas puede provocar la necesidad de reducir las producciones al no poder transportar toda la energía generada, por ejemplo, mediante una planta de generación renovable. Este tipo de situaciones provocan un gran descenso en la eficiencia del sistema, produciendo importantes impactos energéticos, y generando graves impactos medioambientales al no ser capaces de transportar esta energía “limpia”.

El continuo aumento de la demanda energética, y los costes constructivos para nuevas redes junto a la dificultad de conseguir permisos para la instalación de nuevas líneas, ha producido la necesidad de tratar de incrementar las capacidades de transmisión de las líneas existentes. Para incrementar la capacidad de carga existen diversas opciones. Una de las alternativas consiste en sustituir las líneas existentes por otras de mayores secciones, mayor número de conductores por fase, o bien con conductores de distinto tipo con mayor ampacidad. Independientemente de la solución, las líneas de transmisión aérea deben diseñarse adecuadamente para garantizar que la red pueda satisfacer la creciente demanda de energía sin incurrir en costos económicos significativos derivados de la construcción de nuevas infraestructuras [4]. La construcción de nuevas líneas es un proceso complejo y, a menudo, inviable debido a limitaciones económicas, ambientales, legislativas y políticas. Además, la ejecución de nuevas líneas a menudo no puede seguir el ritmo del aumento de la demanda de transmisión eléctrica. Incrementar la capacidad de las líneas también se puede lograr elevando el nivel de voltaje; sin embargo, estos métodos suelen implicar intervenciones más complejas y costosas, lo que hace que la mejora de la capacidad de transporte de corriente sea una opción más ventajosa y eficiente [5]. Un ejemplo de este tipo son los conductores de alta capacidad y baja flecha, o conductores “High Temperature Low Sag” (HTLS), diseñados para ser capaces de trabajar a mayores cargas y sobre explotar las líneas existentes.

Se entiende por ampacidad, en una línea de transporte, la intensidad máxima admisible con la flecha máxima tolerada del conductor sin que este sufra ningún tipo de deterioro de forma permanente. Esta capacidad del conductor depende de varios factores, como las condiciones ambientales, las condiciones operacionales de la propia línea, o el diseño y estructura del propio conductor.

El aumento de la ampacidad de una línea, se ha tratado de conseguir abordando el problema desde dos puntos de vista. En primer lugar, tradicionalmente se ha utilizado el método de cálculo de ampacidad estacionaria. Éste método de cálculo incorpora márgenes de seguridad al obtener valores en escenarios más desfavorables, obteniendo una ampacidad estática que suele ser inferior a la capacidad real de la línea en la mayoría de los momentos. Por este motivo se trata de incorporar el término de ampacidad dinámica, que calcula la capacidad de la línea en tiempo real al depender de condiciones variables. Con éste método se persigue sobre-explotar las redes existentes con una gestión no estacionaria de las mismas, tratando de calcular la ampacidad de manera dinámica para conseguir el mayor rendimiento de la línea en cada situación. Este concepto se conoce como “gestión dinámica de líneas aéreas”, y tiene como objetivo principal aumentar todo lo posible la capacidad de transporte de una línea. Si bien este método originalmente ha tenido complicaciones para predecir con precisión y certeza el comportamiento térmico de una línea [4], nuevos sistemas de medida [6], continuas mejoras en los sistemas de medida para gestión dinámica [7] y una mayor necesidad de incorporar estos sistemas de gestión, hacen necesaria y viable la implementación de los sistemas de gestión dinámica con conductores de mayor rendimiento. Por tanto, la gestión dinámica de las líneas aéreas, aprovecha el potencial infrautilizado de las líneas de energía, que tradicionalmente están sobredimensionadas al asumir condiciones climáticas conservadoras [8].

Por otro lado, se busca aumentar la ampacidad de una línea atendiendo a los propios

conductores. Por este motivo, se trata de buscar conductores que sean capaces aportar mayores valores de ampacidad, es decir, mayores intensidades admisibles, que conlleven mayor generación de calor, respetando condiciones geométricas y sin sufrir deterioros en el conductor debido a estas mayores temperaturas de trabajo. Surge como una posible solución la incorporación de los conductores HTLS, ya que permiten llevar una corriente más alta, manteniendo valores bajos de flecha. Mediante el uso de este tipo de conductores, se pueden conseguir aumentos de los valores de la ampacidad del doble del valor que en conductores convencionales [9].

La relación entre ampacidad, las condiciones medioambientales y las condiciones físicas y eléctricas del conductor, determinan la distancia mínima que la línea tiene que mantener respecto al suelo. Principalmente se utilizan las ecuaciones propuestas por los estándares de cálculo IEEE Std. 738 [10] y CIGRE Tb.601 [11].

La presente tesis trata de abordar de manera conjunta estos dos métodos de trabajo. Por un lado, analizando y trabajando la gestión dinámica de redes de distribución mediante líneas aéreas atendiendo a los conceptos de ampacidad dinámica, que se desarrollarán en el apartado correspondiente, y por otro lado analizando los conductores de alta capacidad HTLS y su incorporación en este tipo de gestión operacional. Ambos enfoques se fusionan para abordar los objetivos principales de la tesis, desde un enfoque teórico basado en resultados de un test realizado en un prototipo de simulación diseñado para tal fin.

1.2. Objetivo de la tesis

El objetivo principal de esta tesis es analizar y proponer mejoras en los procesos de cálculo de la capacidad de transporte de las líneas aéreas de alta tensión mediante el uso de conductores de alta capacidad, en el marco de la gestión dinámica de redes.

Los estándares de cálculo actualmente empleados han sido desarrollados y validados para sistemas basados en el uso de conductores convencionales como los ACSR (por sus siglas en inglés “Aluminium Conductor Steel-Reinforced”, que significa de aluminio con acero reforzado), aunque se ha observado que presentan limitaciones significativas en las condiciones de operación habituales para el cálculo preciso de la ampacidad [12], resistividad [13], y la flecha del conductor [14] entre otros. Al utilizar nuevos materiales y nuevos diseños en conductores de alta capacidad, que permiten la operación a alta temperatura y elevada densidad de corriente, estas limitaciones se ven incrementadas, arrojando resultados con precisiones más bajas. Por ello, esta investigación tiene como objetivo determinar el impacto de estas desviaciones, identificar los parámetros críticos que influyen en su magnitud y desarrollar propuestas de mejora para los algoritmos de cálculo, con el fin de incrementar su precisión y fiabilidad.

El propósito último es optimizar los procedimientos de cálculo vigentes, permitiendo su aplicación eficiente a conductores de alta capacidad. Una mejora en la precisión del cálculo no solo conlleva un aumento en la capacidad de transporte de las líneas, sino que también proporcionaría una mayor seguridad y fiabilidad en la operación del sistema actual, y más concretamente en la gestión dinámica de redes. De esta manera, se busca avanzar hacia un sistema eléctrico más eficiente, seguro y sostenible.

Para sustentar el análisis teórico y validar los resultados obtenidos, se ha desarrollado un prototipo experimental diseñado específicamente para el ensayo de conductores aéreos de alta capacidad. Dicho prototipo, expuesto a condiciones climatológicas reales, permite evaluar empíricamente las modificaciones propuestas en los algoritmos de cálculo, tras la identificación de sus principales deficiencias. La instalación permite, además, regular la corriente inducida en el conductor, lo que posibilita el análisis de diferentes escenarios de carga y temperatura en función de los parámetros a estudiar, condiciones de trabajo que serían imposibles de replicar en una red operativa real. Por otro lado, se estudiará el conductor en

los límites máximos, con valores y rangos que resultan especialmente útiles para el estudio y conocimiento de su comportamiento, y posterior aplicabilidad, pero que entrañarían un riesgo intolerable en el trabajo real de una red operativa.

Para la consecución del objetivo principal, se han definido los siguientes objetivos específicos, fundamentales para el desarrollo de la tesis:

1. **Análisis de los estándares de cálculo existentes.** Revisión de la normativa vigente y de los estudios previos sobre el cálculo térmico de conductores convencionales, con especial énfasis en los modelos empleados por IEEE y CIGRE.
2. **Desarrollo de modelos numéricos para el análisis térmico de conductores.** Implementación de modelos matemáticos para el cálculo del equilibrio térmico en conductores en condiciones de operación convencionales, considerando las metodologías establecidas por IEEE y CIGRE.
3. **Diseño e implementación del prototipo de simulación.** Construcción física de la planta experimental, incluyendo la instalación de sensores para la monitorización de parámetros eléctricos, térmicos y climatológicos en tiempo real.
4. **Instalación del conductor de alta capacidad y desarrollo experimental.** Exposición del conductor a distintos regímenes de carga durante un período de un año, con registro continuo de mediciones a intervalos de un minuto, generando una base de datos exhaustiva para su posterior análisis.
5. **Análisis comparativo de modelos teóricos y datos experimentales.** Evaluación de las discrepancias entre los resultados obtenidos mediante los modelos teóricos y los datos registrados en el prototipo experimental, identificando las principales desviaciones y sus causas.
6. **Propuesta de mejoras en los modelos de cálculo.** Desarrollo de ajustes en los algoritmos para mejorar la precisión, capacidad y seguridad de operación de los conductores de alta capacidad en redes de transmisión aérea.

1.3. Estructura de la tesis

La tesis se estructura en cinco grandes bloques de contenido organizados en cinco capítulos.

En primer lugar, el Capítulo 1 la introducción de la tesis, resume los principios fundamentales sobre los que versa el trabajo, exponiendo las ideas básicas y estableciendo los objetivos de la misma.

El Capítulo 2 se centra en el análisis exhaustivo de la literatura relacionada con las líneas eléctricas, abordando sus principales avances tecnológicos, materiales innovadores y los estándares de cálculo más relevantes en la actualidad. En este capítulo se establecen los fundamentos teóricos y conceptuales indispensables para el desarrollo de la presente tesis doctoral, además de realizar un análisis detallado de las normativas aplicables, tanto a nivel nacional como internacional. Asimismo, se presentan y describen en profundidad los distintos diseños disponibles para diversos tipos de conductores, detallando sus parámetros más significativos y realizando una comparativa entre ellos, con el objetivo de identificar las propiedades y limitaciones de cada alternativa.

En tercer lugar, el Capítulo 3 establece los principales criterios y parámetros que rigen el análisis de los modelos teóricos desarrollados en la investigación. Además, se presenta una

descripción detallada de la instrumentación de medida utilizada, incluyendo los procesos de calibración y ajuste llevados a cabo para garantizar la precisión y fiabilidad de los datos obtenidos. Por último, se documentan los equipos empleados en el prototipo de simulación, abarcando desde los cuadros eléctricos y transformadores hasta el conductor HTLS, proporcionando una caracterización técnica completa de cada componente.

El Capítulo 4 se centra en el análisis de las principales discrepancias entre los modelos teóricos desarrollados y los resultados experimentales obtenidos a partir del prototipo de simulación. Inicialmente, se realiza un análisis general que permite identificar las diferencias más significativas. Posteriormente, se lleva a cabo un análisis paramétrico detallado con el objetivo de determinar los factores específicos que presentan las mayores desviaciones. A partir de estas discrepancias, se proponen ajustes y recomendaciones dirigidas a optimizar los estándares de cálculo existentes, los cuales son validados mediante los resultados experimentales obtenidos del prototipo de simulación.

El Capítulo 5 resume las principales conclusiones derivadas de los resultados obtenidos a lo largo del estudio, destacando los aportes más relevantes de la investigación. Asimismo, se proponen futuras líneas de investigación orientadas a profundizar en los aspectos abordados en esta tesis, con el objetivo de seguir avanzando en el desarrollo y optimización de los modelos teóricos en futuros estudios.

Capítulo 2

Estado del arte

2.1. Introducción

El funcionamiento eficiente de los sistemas eléctricos depende en gran medida de la capacidad de operación y gestión de las redes. A medida que la demanda energética aumenta y los modelos de generación van cambiando hacia sistemas más descentralizados, las redes de transporte y distribución se enfrentan a retos cada vez más complejos.

Las redes de transporte representan la conexión entre la generación y el consumo, pero también desempeñan un papel clave en la eficiencia energética global del sistema. Una red debe estar bien gestionada y dimensionada para poder reducir pérdidas, mejorar la estabilidad del suministro y, de este modo, maximizar el aprovechamiento de los recursos energéticos disponibles. Una infraestructura limitada o ineficiente puede convertirse en un factor restrictivo para el desarrollo del sector eléctrico, aumentando los costos operativos y reduciendo, en general, la fiabilidad del sistema. Prueba de ello son las continuas actualizaciones y mejoras de las infraestructuras, que plantean tanto nuevas líneas para instalar ampliando la red existente a largo plazo, como el mantenimiento y optimización de las instalaciones existentes.

Dado el papel tan relevante que desempeñan las redes de transporte en la eficiencia del sistema eléctrico, es imprescindible contar con metodologías de cálculo y normativas que permitan evaluar de manera precisa su comportamiento y capacidades. En este capítulo se pretende analizar el marco teórico actual vinculado a los aspectos fundamentales que definen el diseño, operación y optimización de las redes actuales.

En primer lugar, se presentan los conceptos generales necesarios para comprender la problemática abordada, incluyendo principios básicos vinculados al transporte de energía y su impacto en la estabilidad y eficiencia del sistema eléctrico. Posteriormente, se realiza un análisis de la normativa vigente a nivel nacional e internacional, revisando los estándares y regulaciones que rigen la planificación y operación de las redes de alta tensión. A continuación, se estudian los estándares de cálculo empleados en la estimación de capacidades térmicas y eléctricas de los conductores, identificando sus limitaciones y posibles áreas de mejora. Principalmente los estándares de cálculo de líneas aéreas, el IEEE Std. 738-2006 [10] y el CIGRE TB601 [11].

Finalmente, se examinan las tecnologías actuales de conductores desnudos para líneas de transmisión de alta tensión, analizando sus características, ventajas y desafíos en el contexto de la modernización y optimización de las redes eléctricas.

2.2. Conceptos previos

Para garantizar una estimación precisa de los parámetros físicos y eléctricos en líneas de transporte, se han desarrollado diversos estándares de cálculo, entre los que destacan, como se ha comentado previamente, el IEEE Std. 738 [10] y sus posteriores revisiones, y el CIGRE TB601 [11]. Estos estándares consideran tanto las condiciones ambientales como las eléctricas para definir la ecuación de equilibrio térmico del conductor, estableciendo límites operativos críticos, tales como temperaturas límite de operación y emergencia. Dichos parámetros han sido ampliamente estudiados en la literatura técnica, dada su relevancia en la planificación y gestión de redes eléctricas.

La optimización del cálculo preciso de las líneas de transmisión existentes es un aspecto clave para aumentar su capacidad de transporte de manera eficiente, segura y rentable. En este sentido, la ampacidad, definida como la corriente máxima admisible que una línea puede soportar sin exceder los límites térmicos o mecánicos establecidos en la normativa, resulta un concepto fundamental. Su cálculo puede realizarse mediante distintos enfoques metodológicos, que van desde la aplicación de condiciones meteorológicas deterministas [15] o probabilísticas [16], hasta estrategias más avanzadas como la monitorización en tiempo real de las condiciones del conductor [17] o el uso de nuevos sistemas de medición [18] y diagnóstico para líneas aéreas [6].

En este contexto, resulta imprescindible comprender el comportamiento térmico de los conductores de nueva generación, en particular los denominados conductores de alta temperatura y baja flecha (High Temperature-Low Sag, HTLS), así como evaluar la aplicabilidad de la normativa vigente a estos materiales en condiciones de operación a temperaturas elevadas. Dado que los conductores HTLS están diseñados para soportar temperaturas significativamente superiores a las de los conductores convencionales, su capacidad de transporte de corriente puede incrementarse al elevarse el límite térmico operativo de la red. No obstante, resulta fundamental validar la precisión de los modelos teóricos cuando se aplican a estos conductores, cuya densidad de corriente (A/mm^2) es notablemente mayor que la de los modelos tradicionalmente utilizados en los estándares de cálculo.

En el desarrollo de esta tesis, se utiliza de aquí en adelante el concepto de densidad de corriente, como la relación existente entre la corriente inducida en un conductor y la sección útil utilizada para transportar tal intensidad, expresado en amperios entre milímetros cuadrados (A/mm^2).

Resulta importante clarificar el concepto del funcionamiento de los conductores de alta capacidad y baja flecha para el desarrollo y comprensión de los resultados de esta tesis. Si bien su diseño permite manejar corrientes más elevadas en condiciones de seguridad, esto no implica necesariamente una reducción del calentamiento. En su lugar, estos conductores están optimizados para soportar temperaturas de operación más altas, alcanzando hasta $250^\circ C$ en ciertas condiciones de funcionamiento sin implicar un riesgo de operación. En algunos casos, la integridad estructural puede mantenerse incluso a temperaturas superiores a $300^\circ C$ antes de observarse una disminución significativa en la resistencia mecánica [19].

Esto sugiere que, para una misma capacidad de transporte de corriente, el comportamiento térmico de los conductores HTLS no se traduce en una menor generación de calor, sino en una mayor tolerancia a temperaturas elevadas sin comprometer su rendimiento eléctrico o mecánico. Es decir, que este tipo de conductores son capaces de soportar temperaturas mucho más elevadas, sin inducir dilataciones excesivas que provocarían elevadas flechas entre los vanos de los apoyos de las torres, ni provocar daños mecánicos en el propio conductor. A pesar de experimentar un incremento térmico bajo altas cargas, estos conductores mantienen su funcionalidad y durabilidad, lo que los convierte en una alternativa para la optimización de las redes de transmisión en escenarios de alta exigencia.

2.2.1. Principios fundamentales para los procesos de cálculo

En la actualidad, los modelos de cálculo de capacidad de transporte de corriente se fundamentan en el análisis del equilibrio térmico teórico bajo condiciones de operación típicas de los conductores convencionales. En escenarios de carga estándar, caracterizados por bajas densidades de corriente y temperaturas de funcionamiento inferiores a 100°C (con valores máximos tradicionalmente en torno a los 75°C), los métodos desarrollados por los estándares, han demostrado ser eficaces para estimar y simular las condiciones de trabajo, arrojando resultados similares en la mayoría de escenarios [12].

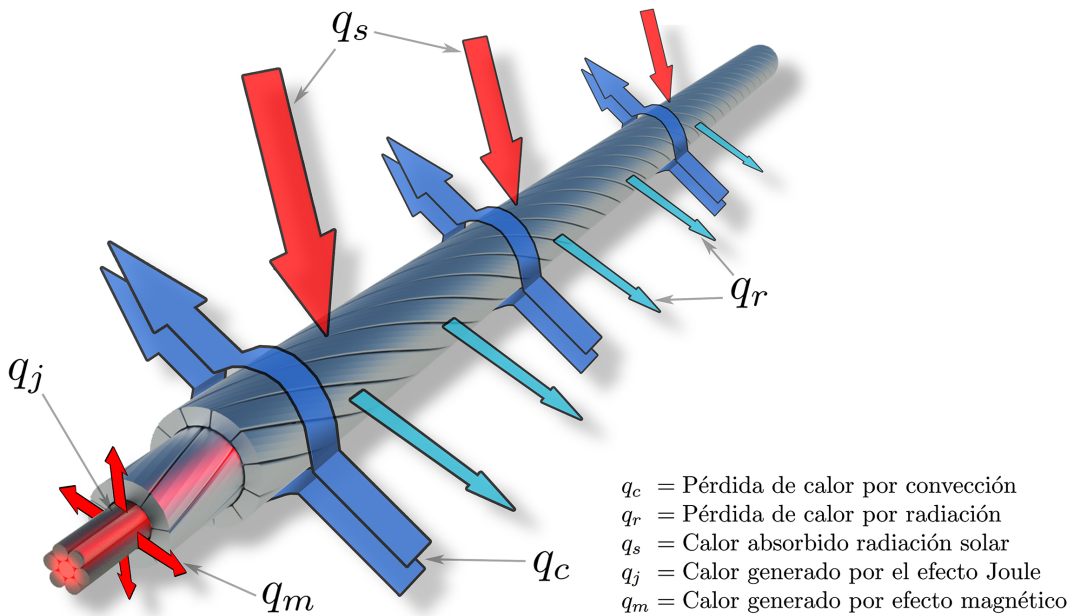


Figura 2.1: Equilibrio térmico del conductor

La figura 2.1 representa el equilibrio térmico planteado de un conductor eléctrico sometido a los diferentes mecanismos de absorción y pérdida de calor principales, comunes en ambos estándares. En la figura se identifican cinco componentes principales que van a influir en los mecanismos de intercambio térmico:

- q_c : Pérdida de calor por convección, representada por flechas azules dirigidas hacia el exterior del conductor.
- q_r : Pérdida de calor por radiación, indicada por flechas verdes.
- q_s : Calor absorbido por la radiación solar, mostrado con flechas rojas dirigidas hacia el conductor.
- q_j : Calor generado internamente debido al efecto Joule, representado por la emisión térmica del conductor como un degradado rojo.
- q_m : Calor generado por efecto magnético, localizado en el centro del conductor y señalado con flechas rojas.

Se han representado los cinco mecanismos principales, pero como se desarrollará en el análisis del presente capítulo, no serán los únicos a considerar. Otros, como los efectos de la evaporación del agua sobre el conductor o la influencia del efecto pelicular, se presuponen en

las normativas y los estándares de escasa influencia en comparación con los cinco expuestos previamente.

Aunque la literatura es extensa y se han desarrollado varios sistemas de cálculo, incluso en condiciones convencionales, diversos estudios han analizado las discrepancias entre los modelos teóricos y los datos experimentales, identificando desviaciones significativas en la predicción del comportamiento térmico de los conductores, aún en rangos de baja densidad de corriente [20]. En general, estos modelos tienden a ser conservadores, proporcionando márgenes de seguridad que, en numerosos escenarios, pueden dar lugar a una explotación subóptima de la capacidad de la red [8]. Para mitigar estas limitaciones y mejorar la precisión en la estimación de la capacidad de transporte, se han introducido estrategias avanzadas de gestión dinámica de líneas (Dynamic Line Rating, DLR), permitiendo una mayor flexibilidad operativa y optimización del sistema.

En primer lugar y a modo de introducción, se desarrollan los conceptos comunes principales de ambos estándares. Para el análisis de un conductor, ambos métodos utilizan el balance o equilibrio térmico del mismo, analizando el calor absorbido, o generado, y comparándolo con el calor disipado. En la aplicación de ambos métodos se utilizan los parámetros meteorológicos, los cuales influirán en el equilibrio térmico del conductor, entre los que se encuentran la velocidad media del viento, temperatura ambiente y la radiación solar.

La ecuación completa que se puede plantear para establecer el equilibrio general de los estándares de cálculo, es:

$$q_j + q_m + q_s + q_i = q_c + q_r + q_w \quad (2.1)$$

Donde:

- q_j = Calor producido por el efecto Joule (en función de la corriente)
- q_m = Calentamiento magnético
- q_s = Calor proveniente de la radiación solar
- q_i = Calor producido por el efecto corona
- q_c = Refrigeración por convección
- q_r = Refrigeración por radiación
- q_w = Refrigeración por evaporación

Ambos estándares simplifican la fórmula del equilibrio térmico, y omiten algunos de los términos descritos en la ecuación (2.1). Estos elementos suelen ser los menos representativos, al menos en conductores convencionales, como son el calentamiento magnético, el efecto corona y la refrigeración por evaporación, debido a los efectos prácticamente despreciables en el equilibrio térmico planteado.

Finalmente, la ecuación propuesta por los estándares para el cálculo estático (posteriormente también se desarrolla el dinámico) se simplifica obteniendo la ecuación reducida 2.2 tratando únicamente los parámetros con un mayor efecto en el equilibrio térmico:

$$q_j + q_s = q_c + q_r \quad (2.2)$$

En última instancia, para el equilibrio térmico en función de la corriente inducida en el conductor, se desarrolla el calor generado por el efecto Joule, y se establece la relación en función de la corriente. Por ejemplo, el IEEE resume el proceso de cálculo estático de la ampacidad de conductor, despejando la corriente de la ecuación anterior, y obteniendo el resultado de la ecuación descrita en el apartado desarrollado del IEEE, ecuación 2.5. A pesar de omitir estos elementos en la ecuación del equilibrio térmico en el IEEE, si que trata de valorar el efecto del calentamiento magnético al calcular las resistencias en alterna y los valores mínimos y máximos de la temperatura del conductor. Las particularidades de cada uno de los procesos de cálculo propuestos se resumen en sus subapartados correspondientes.

Un concepto de alta relevancia en ambos estándares y en el desarrollo de la tesis es la ampacidad de un conductor. **La ampacidad** puede considerarse como un valor estático o dinámico. La ampacidad estática asume siempre las condiciones más restrictivas tanto para el conductor como para su entorno. Este enfoque proporciona valores altamente conservadores, lo que conlleva una menor eficiencia en la operación de la red eléctrica.

Por otro lado, la ampacidad dinámica tiene en cuenta la variabilidad de las condiciones de la red y su entorno, incluyendo factores como la temperatura ambiente, la radiación solar y la velocidad del viento. De este modo, si los procesos de calentamiento y enfriamiento del conductor son monitorizados en tiempo real, es posible determinar la corriente máxima admisible en cada instante (ampacidad dinámica) sin superar el límite térmico establecido.

Debido a esta capacidad de adaptación a las condiciones reales de operación, la ampacidad dinámica se considera un parámetro de control más eficiente para la gestión de la red eléctrica en comparación con la ampacidad estática.

2.2.2. Static line rating, SLR

La evaluación estática de la capacidad de Línea (*Static Line Rating*, SLR) se refiere a la determinación de la capacidad máxima de corriente que una línea de transmisión, o un conductor, puede transportar de manera segura bajo condiciones ambientales predefinidas, que son fijas y conservadoras. Esta metodología asume escenarios de operación con las condiciones más adversas posibles, como altas temperaturas ambientales, velocidades de viento bajas o nulas, y ángulos de incidencia cuasi-paralelos al conductor, para garantizar la integridad térmica, mecánica y eléctrica del conductor. Debido a su naturaleza conservadora, la SLR puede conducir a una infravaloración de la capacidad real de las líneas de transporte, ya que no considera las variaciones ambientales que podrían permitir una mayor capacidad de carga en momentos específicos.

En el cálculo estático, y de modo genérico, la capacidad de un conductor se obtiene de manera simplificada (incluyendo en este caso el calor generado por el efecto magnético) según la ecuación [2.3](#).

$$q_c + q_r = q_s + q_j + q_m \quad (2.3)$$

Donde:

- q_c = Pérdida de calor por convección (W/m)
- q_r = Pérdida de calor por radiación hacia el entorno (W/m)
- q_s = Calor absorbido debido a la radiación solar (W/m)
- q_j = Calor generado por el efecto Joule (W/m)
- q_m = Calor generado por efecto magnético (W/m)

2.2.3. Dinamic line rating, DLR

La evaluación dinámica de la capacidad de línea (*Dynamic Line Rating*, DLR) es una metodología que ajusta en tiempo real la capacidad de una línea, considerando las condiciones ambientales en ese instante, como temperatura ambiente, velocidad y dirección del viento, y radiación solar, e incluso el estado e inercia térmica previos del conductor. Al monitorizar y analizar estos factores en tiempo real, la DLR permite optimizar la capacidad de carga de las líneas de transporte, incrementando su eficiencia y seguridad operativa. Esta aproximación permite operar con márgenes de capacidad adicionales que no se detectan con evaluaciones estáticas, facilitando una integración más efectiva de fuentes de energía renovable y mejorando la gestión de la red eléctrica al aumentar su eficiencia general.

En la gestión dinámica de redes, se utiliza el concepto de ampacidad dinámica. Si se considera la inercia térmica del conductor, el equilibrio térmico dinámico se expresa como indica la ecuación [2.4](#).

$$mc \frac{dT_c}{dt} = q_s + q_j + q_m - q_c - q_r \quad (2.4)$$

Donde:

m = Masa por unidad de longitud del conductor

c = Capacidad calorífica específica

T_c = Temperatura teórica del conductor

2.2.4. Últimos avances y actualidad

En la actualidad, la literatura especializada recoge avances significativos orientados a lograr una mayor precisión en el cálculo de la ampacidad de conductores HTLS, especialmente mediante la implementación de tecnologías de gestión dinámica de redes, como se ha descrito previamente, DLR.

Existe una gran cantidad de literatura actual, y los estudios sobre los sistemas de cálculo utilizados son numerosos. Los estándares principales que se van a explicar posteriormente, presentan desviaciones y errores significativos [20](#). Estos desarrollos refuerzan y justifican la necesidad de perfeccionar los modelos de cálculo existentes, con el fin de obtener resultados más fiables y ajustados a la realidad operativa.

Las aplicaciones y desarrollos recientes en torno a métodos de cálculo estáticos adaptativos —considerados como una aproximación preliminar al enfoque DLR— han puesto de manifiesto que, en un porcentaje significativo de los casos analizados, se alcanzan situaciones en las que se superan los límites de seguridad establecidos.

En el estudio presentado en [21](#), se realiza un análisis detallado de las suposiciones meteorológicas empleadas en el cálculo de la capacidad estática. La principal conclusión del trabajo es que el éxito del método estático —entendido como su capacidad para mantener la operación dentro de márgenes seguros al asignar una capacidad inferior al límite real— se debe en parte a un efecto de compensación entre diferentes magnitudes meteorológicas en situaciones combinadas. Estas situaciones mixtas se caracterizan porque algunas variables ambientales resultan favorables, mientras que otras son desfavorables. Las combinaciones más comunes corresponden a condiciones de baja velocidad del viento (desfavorable) junto con temperaturas del aire moderadas o reducidas y niveles de irradiación solar bajos (ambos favorables). Como resultado experimental relevante, se concluye que, en el caso de la línea piloto analizada, un 42,3 % de los escenarios observados presentan este tipo de situaciones mixtas.

Estudios recientes [22](#) ponen de manifiesto la necesidad de disponer de modelos de cálculo más precisos. La valoración dinámica de la capacidad de línea (Dynamic Line Rating, DLR) se presenta como una solución prometedora y rentable para incrementar la capacidad de transferencia de la infraestructura existente. No obstante, la literatura internacional no establece de forma clara ni describe con suficiente detalle cómo este método puede incidir directamente en la seguridad de las líneas de alta tensión. En dichos trabajos se describen escenarios en los que en algunos escenarios se superan los valores límite establecidos en la legislación. Este tipo de estudios demuestra que la implementación de la gestión dinámica aplicada a conductores HTLS, aunque puede contribuir directamente a la mejora de la seguridad de las líneas de transmisión además de aportar otros beneficios adicionales, como el incremento de la capacidad de transferencia, también puede incurrir en escenarios inseguros que deben ser analizados.

Otras líneas de investigación se centran en el análisis detallado de parámetros específicos, como la influencia de la resistividad en régimen de corriente alterna en función de la temperatura [13]. Estos estudios han evidenciado tanto el impacto significativo de dicho parámetro sobre el comportamiento eléctrico del conductor como la elevada complejidad que implica su determinación con niveles aceptables de precisión. Aunque los conductores trenzados pueden parecer elementos técnicamente sencillos, la realidad es sustancialmente más compleja: la resistencia eléctrica depende de múltiples factores, algunos de los cuales no son cuantificables directamente o presentan variabilidad entre distintos tipos de conductores. La conductividad eléctrica de los cables de aluminio ejerce una influencia determinante sobre la resistencia del conjunto, pero también intervienen otros aspectos, como la longitud de paso de las capas de aluminio, el área efectiva de la sección transversal del conductor o la resistencia de contacto entre los cables adyacentes, esta última condicionada por el estado de la capa superficial de contacto. Por otro lado, plantea que es razonable suponer que estos parámetros pueden evolucionar con el envejecimiento del conductor.

El cálculo de la ampacidad mediante sistemas de gestión dinámica plantea escenarios en los que, como se ha señalado anteriormente, pueden producirse transiciones o imprecisiones en los modelos que conlleven situaciones de superación de los márgenes de seguridad establecidos. Asimismo, en otras circunstancias, esta metodología puede conducir a una subestimación de la capacidad real de la red. Investigaciones recientes [23] han abordado incluso la evaluación del riesgo de sobrecarga en líneas aéreas mediante el uso de metodologías basadas en gestión dinámica. La tecnología de gestión dinámica permite ajustar la capacidad de transporte de corriente de las líneas de transmisión en función de parámetros ambientales en tiempo real, desempeñando un papel crucial en la sobre-explotación del uso de la infraestructura. Sin embargo, la fuerte dependencia entre la capacidad dinámica y las condiciones ambientales incrementa la sensibilidad del sistema frente a múltiples incertidumbres, lo que complica de forma significativa la evaluación del riesgo de sobrecarga, pudiendo provocar situaciones inseguras como han comprobado estudios anteriores.

Cada vez son más numerosos los estudios que abordan el análisis de los parámetros influyentes con un nivel de detalle creciente. Algunos factores que, en el contexto del uso de conductores convencionales podían considerarse despreciables, adquieren una relevancia considerable al emplearse conductores de alta capacidad, como los HTLS.

En trabajos recientes [24], se analiza con especial detenimiento el efecto corona, desarrollando modelos específicos para evaluar la distribución de la temperatura del conductor a lo largo de la coordenada radial de la jaula de corona. Estos avances resultan especialmente valiosos para optimizar el diseño y la operación de líneas de transmisión de alta tensión, en particular en aquellos sistemas que incorporan conductores de alta capacidad, cuya respuesta térmica y eléctrica es sensiblemente diferente respecto a los conductores tradicionales.

2.3. Normativa vigente

Actualmente existen numerosas normativas y distintos procedimientos vinculados con el objeto de estudio del presente trabajo. Para abordar y describir las distintas normativas que afectan directamente a los conductores utilizados en las líneas aéreas de distribución eléctrica, el apartado se va a estructurar en normativa española y normativa o estudios internacionales.

2.3.1. Normativa nacional española

En cuanto a la normativa nacional, se articula en los reales decretos vinculados a alta tensión, como el Real Decreto 223/2008, de 15 de febrero, por el que se aprueban el Reglamento sobre condiciones técnicas y garantías de seguridad en líneas eléctricas de alta

tensión y sus instrucciones técnicas complementarias ITC-LAT 01 a 09. Por otro lado el Real Decreto 337/2014, de 9 de mayo, por el que se aprueban el Reglamento sobre condiciones técnicas y garantías de seguridad en instalaciones eléctricas de alta tensión y sus Instrucciones Técnicas Complementarias ITC-RAT 01 a 23. En este apartado, se describen muy brevemente sus principales implicaciones.

Reglamento sobre condiciones técnicas y garantías de seguridad en instalaciones eléctricas de alta tensión y sus instrucciones técnicas complementarias.

La normativa de obligado cumplimiento en España en cuanto a las instalaciones y elementos vinculados a la red de alta tensión, aparece reflejada en el Boletín Oficial del Estado Español (BOE), publicado a fecha lunes 9 de Junio de 2014. En dicho documento se establecen las disposiciones obligatorias en cuanto a las condiciones técnicas, y condiciones de seguridad en las instalaciones de alta tensión, que incluye las centrales de generación, subestaciones y los centros de transformación aprobadas en el Real Decreto 3275/1982.

Proviene y se basa en el anterior reglamento sobre condiciones técnicas y garantías de seguridad en líneas eléctricas de alta tensión y sus instrucciones técnicas complementarias. Las instalaciones de líneas eléctricas de alta tensión, aparecen reguladas por la normativa reflejada en el Boletín Oficial del Estado Español publicado a fecha miércoles 19 de Marzo de 2008, que establece las condiciones de obligado cumplimiento. A su vez, en dicho documento se hace referencia a dos legislaciones básicas previas, la Ley 54/1997, de 27 de noviembre, del Sector Eléctrico, y con carácter horizontal, pero especialmente en materia de seguridad, la Ley 21/1992, de 16 de julio, de Industria. Con esta normativa queda derogado el Decreto 3151/1968, de 28 de noviembre, por el que se aprueba el Reglamento de Líneas Eléctricas Aéreas de Alta Tensión.

En el artículo 3 del real decreto, se establecen cuatro grupos de tensión diferente para las redes. En este documento se clasifican las líneas eléctricas atendiendo a su tensión nominal (considerando en el caso de líneas con distintas tensiones, el valor mayor de todas ellas), divida en las siguientes cuatro categorías, comenzando por la categoría especial, cuya tensión nominal será igual o superior a 220kV. La siguiente serían las líneas de primera categoría, que incluyen las tensiones entre 220kV y 66kV, seguidas de las de segunda categoría, que tienen valores de tensión nominal entre 66kV y 30kV. Por último se establece la tercera categoría, cuya tensión nominal será inferior a 30kV y superior a 1kV. Según la propia información sobre las redes facilitada por Red Eléctrica Española (REE) [25], en la Península se configuran mayoritariamente a 400 kilovoltios (kV) y 220 kV y a 220 kV, 132 kV y 66 kV en Baleares y Canarias. Para tener unas cifras orientativas de la escala de la red, se puede generalizar su composición con más de 45000 kilómetros de circuitos de líneas de alta tensión con más de 700 subestaciones instaladas.

La inversión actual continúa incluyendo ampliaciones en 2023, por ejemplo, cuando se pusieron en servicio 157 kilómetros de circuito nuevo, finalizando la red de transporte nacional a comienzos de 2024 con 45223 kilómetros.

En la tabla 2.1, se realiza un resumen de los valores de la red de transporte en España, actualizada a comienzos de 2025, según los datos de los informes mensuales de la red de transporte de REE [25].

La planificación eléctrica es una herramienta regulatoria que define los requerimientos para la expansión de la red de transporte. En el marco de la Planificación 2021-2026, se han tratado de fortalecer las infraestructuras existentes y se han desarrollado nuevas instalaciones, permitiendo a España avanzar en la transición energética sin comprometer la seguridad del suministro. Según REE [25], este proceso se lleva a cabo con un enfoque prioritario en la protección ambiental y la optimización económica del sistema eléctrico.

Tabla 2.1: Infraestructura de transmisión por nivel de tensión y región. Datos obtenidos del informe mensual actualizado de Red Eléctrica Española (Enero, 2025).

	400 kV	≤ 220 kV			Total
	Península	Península	Baleares	Canarias	
Total líneas (km)	22216	19691	1988	1751	45646
Líneas aéreas (km)	22099	18858	1113	1380	43450
Cable submarino (km)	29	236	636	45	945
Cable subterráneo (km)	88	598	238	327	1.251
Subestaciones (nº)	1786	3438	721	721	6666
Transformación (MVA)	87315	1363	3998	4540	97216

- ITC-LAT 01: Terminología. Proporciona las definiciones de los términos utilizados en el reglamento, asegurando una comprensión uniforme de la terminología relacionada con las líneas eléctricas de alta tensión.
- ITC-LAT 02: Normas y especificaciones técnicas de obligado cumplimiento. Establece y lista las normas que deben cumplirse en el diseño, construcción y mantenimiento de las líneas eléctricas de alta tensión, garantizando su seguridad y funcionalidad.
- ITC-LAT 03: Instaladores autorizados y empresas instaladoras autorizadas para líneas de alta tensión. Define los requisitos y procedimientos para la autorización de instaladores y empresas instaladoras de líneas de alta tensión, asegurando que cuenten con la capacitación y medios técnicos adecuados.
- ITC-LAT 04: Documentación y puesta en servicio de las líneas de alta tensión. Detalla la documentación necesaria y los procedimientos que deben seguirse para la puesta en servicio de las líneas de alta tensión, incluyendo aspectos como las pruebas previas y certificaciones requeridas.
- ITC-LAT 05: Verificación e inspecciones. Especifica los procedimientos de verificación e inspección que deben realizarse en las líneas de alta tensión, tanto antes de su puesta en servicio como durante su vida útil, para garantizar su seguridad y correcto funcionamiento.
- ITC-LAT 06: Líneas subterráneas con cables aislados. Esta instrucción establece las prescripciones técnicas que deben cumplir las líneas eléctricas subterráneas de alta tensión con cables aislados. Incluye aspectos como las condiciones generales de los materiales, especificaciones de los cables y accesorios, y directrices para su correcta instalación.
- ITC-LAT 07. Líneas aéreas con conductores desnudos. Esta instrucción se refiere a las prescripciones técnicas que deben cumplir las líneas eléctricas aéreas de alta tensión con conductores desnudos. Abarca desde las prescripciones generales, materiales utilizados (conductores, cables de tierra, herrajes, accesorios, aisladores y apoyos), hasta los cálculos mecánicos y eléctricos necesarios. Además, establece las distancias mínimas de seguridad, así como las condiciones para los cruzamientos y paralelismos con otras infraestructuras.
- ITC-LAT 08. Líneas aéreas con cables unipolares aislados reunidos en haz o con conductores recubiertos. Establece, al igual que se hace en las ITCs 06 y 07, las condiciones para este tipo de instalaciones.

- ITC -LAT 09. Anteproyectos y proyectos. Esta instrucción detalla los requisitos y contenidos que deben incluirse en los anteproyectos y proyectos de líneas eléctricas de alta tensión.

La instrucción técnica complementaria (ITC) que más se relaciona con la presente tesis, es principalmente la ITC-LAT 07, que versa sobre conductores desnudos en las líneas aéreas.

ITC-LAT 07, Líneas aéreas con conductores desnudos

La instrucción técnica complementaria ITC-LAT 07, tiene a su vez ocho capítulos en los que se abordan los principales condicionantes de este tipo de líneas. Entre todos ellos, cabe destacar debido a la vinculación con la tesis, los aspectos relacionados con los materiales y las temperaturas de funcionamiento. De un modo resumido, esta ITC se estructura de la siguiente forma:

1. Prescripciones generales. En este capítulo se describen las prescripciones técnicas de obligado cumplimiento de las líneas aéreas de corriente alterna trifásica, a 50 Hz de frecuencia, con una tensión nominal entre fases superior a 1 kV, y con conductores desnudos.
2. Materiales: Conductores y cables de tierra, herrajes y accesorios, aisladores y apoyos. En este apartado se definen las condiciones mínimas que deben cumplir los elementos constituyentes de las líneas. Cabe destacar el apartado 2.1.5.3. Temperatura de servicio del conductor, donde se establece que *“Las temperaturas máximas de servicio (...) deben indicarse en las especificaciones del proyecto. Estas especificaciones define la temperatura máxima continua y la temperatura máxima de corta duración para tiempos especificados”* [26].
3. Cálculos mecánicos. Para este apartado se hace referencia a la normativa UNE-EN 50341-1 y UNE-EN 50423-1, para el cálculo de cargas y solicitaciones en las líneas y sus elementos.
4. Cálculos eléctricos. Define los parámetros para el cálculo de magnitudes en distintos regímenes de funcionamiento. Cabe destacar que en este apartado, se describen unos valores máximos para la densidad de corriente en los conductores en régimen permanente, pero en el apartado 4.2.2 establece que: *“Se admitirán como alternativa de cálculo, en el caso de realizarse en el proyecto el estudio de la temperatura alcanzada por los conductores, teniendo en cuenta las condiciones climatológicas y de la carga de la línea”*. La presente tesis se centra en la gestión dinámica de redes aéreas, por lo que se encuentra vinculada completamente al citado artículo de la normativa actual.
5. Distancias mínimas de seguridad. En este apartado se van a definir dos factores relevantes para el presente estudio, concretamente las distancias internas y externas. Las distancias internas hacen referencia a aquellas vinculadas con la capacidad de la línea para resistir sobretensiones. Las distancias externas tienen como objeto la seguridad con los objetos bajo la línea y en sus espacios próximos, y en las que se diferencian entre tres tipos de distancias:
 - Distancia de aislamiento en el aire mínima especificada, para prevenir una descarga disruptiva entre conductores de fase y objetos a potencial de tierra en sobretensiones de frente lento o rápido (D_{el}).
 - Distancia de aislamiento en el aire mínima especificada, para prevenir una descarga disruptiva entre conductores de fase durante sobretensiones de frente lento o rápido (D_{pp}).

- Valor mínimo de la distancia de descarga de la cadena de aisladores, definida como la distancia más corta en línea recta entre las partes en tensión y las partes puestas a tierra (a_{som}).
6. Derivaciones, seccionamiento y protecciones. En este apartado se definen las normas a aplicar en los elementos mencionados en el título.
 7. Sistema de puesta a tierra. En este apartado se define la normativa a aplicar para el diseño, el montaje y las pruebas para la instalación de la puesta a tierra
 8. Aseguramiento de la calidad. Se refiere a la ITC-LAT 06.

2.3.2. Normativa y estándares internacionales

Además de la normativa oficial publicada en el BOE para su aplicación en el territorio español, existen varias normativas y estándares de carácter internacional vinculadas con la gestión dinámica de las líneas aéreas, como aquellas relacionadas con el cálculo de la capacidad de los conductores en función de su temperatura, monitorización en tiempo real, o vinculaciones sobre el comportamiento térmico y eléctrico en los conductores.

Algunas de las normativas y estándares utilizados actualmente, y que afectan directamente al presente estudio, son los siguientes:

- **IEEE Standard 738, for Calculating the Current-Temperature Relationship of Bare Overhead Conductors.** Este estándar describe un modelo teórico que relaciona las temperaturas del conductor aéreo desnudo con la corriente eléctrica y las condiciones meteorológicas, tanto en estado estacionario como en casos transitorios para la gestión dinámica (DLR). El objetivo principal del estándar es proporcionar un método estandarizado para calcular la ampacidad de una línea en función de sus condiciones externas y parámetros del conductor. La última actualización de este estándar se publicó el 19 de diciembre de 2023.
- **CIGRE Technical brochure 601, Guide for thermal rating calculations of overhead lines.** La “Guía para cálculos de clasificación térmica de líneas aéreas” es una publicación técnica de CIGRE que proporciona herramientas para calcular la capacidad de líneas aéreas, incluyendo aquellas operadas a altas densidades de corriente y temperaturas. Además, aborda metodologías de cálculo de gestión dinámica que consideran las condiciones meteorológicas variables. La publicación más reciente de esta guía data de 2014.

En estudios e investigaciones previas se han comparado ampliamente ambos estudios. En estos análisis comparativos, se han obtenido como resultados que las variables más críticas en los balances térmicos de IEEE y CIGRE son la velocidad y dirección del viento, la temperatura ambiente y la radiación solar. Por otro lado, tal y como se describe en [12], ambos estándares ofrecen resultados similares, con pequeñas diferencias debido principalmente a la estimación de la radiación solar, y sobretodo a las pérdidas por convección.

Respecto al factor más influyente, el viento, ambos estándares mejoran la precisión de la temperatura estimada a medida que aumenta la velocidad del viento y el ángulo con la línea se acerca a 90°. Donde se obtienen los mayores errores son a bajas velocidades y direcciones de viento casi paralelos al conductor. En estas condiciones se alcanzan incrementos teóricos de temperatura del conductor de hasta 20°C respecto los resultados experimentales en conductores convencionales ACSR. Estos errores provienen de la dificultad de modelar con precisión el efecto de refrigeración por convección. Según estudios anteriores, la precisión con unos datos más exactos, puede aumentar hasta un 15 % [12], dejando un amplio margen de mejora.

2.3.2.1. IEEE Standard 738

En este estándar de IEEE [10], se presenta un método de cálculo para establecer las relaciones entre corriente y temperatura de líneas aéreas, en función de las condiciones medioambientales. Esta normativa pretende presentar un modelo numérico del comportamiento de las temperaturas en la sección de un conductor.

Para el análisis del comportamiento de los conductores, se definen unos conceptos previos útiles tanto en los estándares del IEEE como del CIGRE. Estos elementos o definiciones previas son los siguientes:

- **Temperatura del conductor (T_{avg}):** El concepto de temperatura de conductor se entiende por temperatura media, suponiendo que no hay variaciones axiales ni radiales de temperatura en el mismo. En el caso de conductores compuestos, con varios materiales dispuestos en su sección, existirá una variación térmica relevante.
- **Conductividad térmica efectiva radial:** La conductividad térmica efectiva expresa el valor de esta magnitud en un conductor como si éste se tratase de un medio continuo, sin tener en cuenta su estructura heterogénea formada por materiales distintos, huecos, y distintas distribuciones. Se utiliza para simplificar los procesos de cálculo.
- **Capacidad calorífica:** La capacidad calorífica de un conductor se define como dQ/dT , cuando la temperatura del conductor aumenta en dT como resultado de sumar una cantidad de calor dQ .
- **Calor específico:** Definido por el cociente de la capacidad calorífica entre la masa del conductor.
- **Número de Reynolds:** Representa un valor adimensional, Re , obtenido al multiplicar la velocidad del aire por su densidad y el diámetro del conductor, entre la viscosidad cinemática del aire. Normalmente se utiliza para diferenciar entre flujo laminar y turbulento.
- **“Steady-state thermal rating”:** Define la máxima corriente en régimen estacionario que mantiene el equilibrio térmico del conductor, en función de unas condiciones climáticas dadas y las características del propio cable, a la máxima temperatura permitida.
- **“Transient thermal rating”:** En las líneas eléctricas, los valores de corriente pueden aumentar o disminuir mucho más rápidamente que la temperatura del cable, por lo que esta demora térmica puede permitir corrientes más elevadas durante cortos periodos de tiempo sin exceder las temperaturas máximas. El “Transient thermal rating” representa esta corriente máxima, o corriente de emergencia, y se define como la corriente I_f que produce la máxima temperatura admisible en el conductor en un corto espacio de tiempo. Este tiempo es habitualmente inferior a 30 minutos, contados a partir de la variación del valor de la corriente desde su valor inicial I_i .
- **Tiempo de constante térmica “Thermal time constant”:** Cuando se produce un cambio en la corriente que transporta un conductor, la temperatura del mismo cambia de manera aproximadamente exponencial, hasta alcanzar la nueva temperatura de equilibrio. El tiempo de constante térmica, define el tiempo necesario para que la temperatura logre el 63.2 % de este cambio.
- **Condiciones climáticas y de carga variables:** Únicamente se van a considerar variables en los modelos de cálculo dinámico en tiempo real, mediante la gestión dinámica de redes. Los modelos de cálculo convencionales se basan en condiciones térmicas, climáticas, y condiciones de carga estacionarias. Existen modelos en los que se consideran las variaciones graduales de la corriente, pero mantienen constantes las condiciones climáticas.
- **Dirección del viento:** La dirección del viento se expresa de manera relativa al eje del conductor, suponiendo ambas direcciones contenidas en un plano paralelo al de la superficie. Se denomina viento paralelo cuando éste se encuentra paralelo al conductor, y un viento perpendicular cuando forma 90 grados con el eje del cable.

En el estándar de IEEE, se plantean distintos métodos de cálculo para la temperatura. Los modelos matemáticos propuestos comparten la diferenciación de los regímenes laminares y turbulentos mediante el número de Reynolds, Re , a partir de 1000.

Las temperaturas calculadas de los conductores se van a encontrar en función de:

- Propiedades conductoras del cable, como la conductividad eléctrica y propiedades geométricas del conductor, como el diámetro del mismo
- Condiciones superficiales del conductor, influirán en la emisividad y la absorptividad
- Condiciones climáticas
- Condiciones de carga del conductor, corriente inducida

Analizando los factores influyentes, se puede apreciar que las dos primeras propiedades del conductor son valores constantes y no variables. Las condiciones superficiales de conductor variarán a lo largo de su vida útil. La climatología dependerá de la estación y la hora, así como las condiciones de carga. Por todo ello, para unas condiciones dadas, será interesante conocer, en primer lugar, la temperatura que alcanzará un conductor conocida la carga que soporta (corriente). En segundo lugar, la corriente máxima que es capaz de transportar para una temperatura máxima permitida.

En el estándar de IEEE, se analizan tres casos distintos. El caso más sencillo consiste en un análisis estático, donde todos los valores son constantes (“Steady-State Case”). En el caso del régimen transitorio (“Transient Case”), las condiciones climáticas se mantienen constantes variando la corriente eléctrica. En este caso la temperatura del conductor aumenta o disminuye en una forma casi exponencial desde una temperatura inicial hasta que finalmente alcanza una nueva temperatura final. Y por último, el caso de la gestión dinámica (“Dynamic Case”), en el que todos los factores pueden ser variables.

Steady-State Case

Se basa en un método de cálculo iterativo, en el que las condiciones se consideran estacionarias. Es el método más sencillo, y se basa en la utilización de la fórmula de equilibrio energético [2.5](#).

$$q_c + q_r = q_s + I^2 R(T_{avg}) \quad (2.5)$$

Donde:

- q_c = Pérdida de calor por convección (W/m)
- q_r = Pérdida de calor por radiación hacia el entorno (W/m)
- q_s = Calor absorbido debido a la radiación solar (W/m)
- I = Intensidad en el conductor (A)
- $R(T_{avg})$ = Resistencia AC a la temperatura de trabajo (Ω/m)

El proceso realiza el siguiente sistema de cálculo:

- Comienza con la estimación del calor aportado por la radiación solar
- Asumiendo una temperatura inicial del conductor y una intensidad inicial, se calcula un valor de la resistencia para este valor
- Se calculan las pérdidas térmicas por radiación y convección en estas condiciones
- Estableciendo un balance energético calorífico, se calcula la intensidad de la corriente
- Se compara el valor de la intensidad obtenido con el inicial, y se repite el proceso hasta que la corriente calculada se iguala a la corriente estimada previa a la iteración

Transient Case

El valor de la temperatura en un régimen transitorio cambia dependiendo de la corriente y las condiciones climáticas, tal y como se ha comentado previamente. En este método de cálculo, las condiciones climáticas se suponen constantes, influyendo únicamente la variación de la corriente del conductor para el cálculo final.

Al analizar las variaciones de la corriente que influyen en las de la temperatura, hay que destacar que cambios repentinos en la intensidad implican cambios con desfase temporal en la temperatura del conductor.

$$\frac{dT_{avg}}{dt} = \frac{1}{m \cdot C_p} [R(T_{avg}) \cdot I^2 + q_s - q_c - q_r] \quad (2.6)$$

Donde:

- q_c = Pérdida de calor por convección (W/m)
- q_r = Pérdida de calor por radiación hacia el entorno (W/m)
- q_s = Calor absorbido debido a la radiación solar (W/m)
- I = Intensidad en el conductor (A)
- $R(T_{avg})$ = Resistencia AC a la temperatura de trabajo (Ω/m)
- T_{avg} = Temperatura media de trabajo en el conductor ($^{\circ}C$)
- t = Tiempo considerado (s)
- C_p = Calor específico ($J/kg^{\circ}K$)

Como se aprecia en la figura 2.2 en el instante previo al cambio de intensidad el sistema se encuentra en equilibrio para esta valor de corriente (I_i). En el instante siguiente al cambio de intensidad, la temperatura permanece en el mismo valor (T_i), pero aumentará el calor generado por la intensidad que ha cambiado instantáneamente a un valor mayor (I_f) debido al efecto Joule, aumentando la temperatura hasta el equilibrio final (T_f).

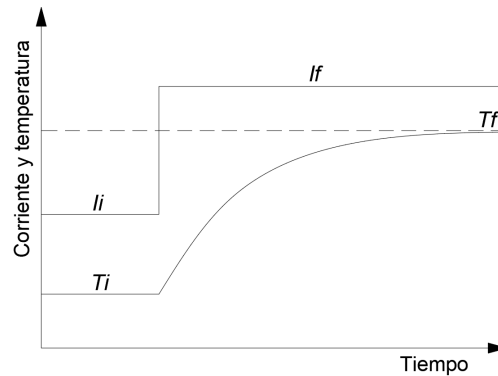


Figura 2.2: Representación del desfase existente entre el cambio de la intensidad y el aumento de la temperatura

Habitualmente el proceso de cálculo mediante este método, consiste en realizar los cálculos descritos en la norma para distintas intensidades finales (I_f), que permite conocer qué corriente produce el valor máximo de temperatura permitido para dicho conductor. Por otro lado se establece el concepto del cálculo de la intensidad de fallo ("Fault current calculations"). Estas intensidades se calculan de la misma manera, pero analizan incrementos de corriente muy amplios (mayores de 10000 A), por lo que los tiempos de respuesta son muy cortos (menores a 1 segundo), pudiendo alcanzar temperaturas críticas rápidamente. Éstas transiciones se consideran adiabáticas, ya que en periodos tan cortos de tiempo, las pérdidas por convección y radiación son insignificantes.

Dynamic Case

La temperatura de la línea se encuentra en constante cambio, dependiendo de los cambios en la corriente y en las condiciones climáticas. En el modelo propuesto por IEEE, el proceso de cálculo se realiza analizando estados en distintos periodos de tiempo, en los que las condiciones climáticas se mantienen con los valores del comienzo del cálculo, utilizando el método iterativo propuesto en el “Transient Case”.

La resistividad se calcula mediante una función lineal con la temperatura del conductor entre dos valores medidos conocidos y normalizados, que suelen encontrarse entre rangos de valores de 25°C y 75°C . La norma del IEEE, describe que pueden obtenerse desviaciones del 1 % cuando la temperatura del conductor se encuentra entre estos rangos conocidos, y sin embargo, puede ser una desviación muy importante en el caso de estudio de los conductores HTLS. Según la norma IEEE, al comparar los valores calculados con los medidos, pueden existir desviaciones del orden del 5 % cuando los valores de las temperaturas se encuentran entre 175°C y 500°C , calculando valores menores que los medidos realmente, por lo que se encontrarían situaciones no conservadoras. Este concepto se desarrolla en mayor detalle en el apartado de limitaciones de los estándares.

Otra de las limitaciones de los estándares, son los incrementos de resistencia teórica debidos al efecto pelicular. Debido a este efecto, el flujo de la corriente alterna tiende a situarse en las zonas exteriores del conductor, y depende de la frecuencia de la corriente. Con frecuencias de 60Hz y conductores de 30mm de diámetro, el efecto del aumento de la resistencia es del orden del 1 % al 2 %, incrementándose en conductores mayores. Lógicamente, los valores calculados serían menores para frecuencias europeas, al tratarse de redes con una frecuencia de 50Hz.

La norma analiza los efectos del núcleo magnético en conductores ACSR, aplicables también para los conductores trenzados HTLS. El concepto es que los hilos de aluminio que van trenzados sobre el núcleo de acero, son los responsables de llevar la mayor parte de la corriente. Al estar trenzados sobre el núcleo, producen un campo magnético sobre este como si de un solenoide se tratara. Se realiza una diferenciación en función del número de capas que envuelven al núcleo, ya que en los conductores de una sola capa se encuentran los mayores campos magnéticos, resultando unas pérdidas mucho mayores debido a la histéresis magnética y las corrientes de Foucault, aumentando los valores de la resistencia eléctrica hasta el 20 % para los mayores rangos de corriente. Los conductores de varias capas permiten reducir los valores, al generar trenzados en ambos sentidos y tratar de anular los campos magnéticos con el diseño del conductor.

Originalmente, los conductores convencionales tenían valores habituales de temperatura de 50°C o 60°C , en rangos de temperatura de trabajo que alcanzaban los 75°C como máximo. Con estos rangos de trabajo, el gradiente térmico de los conductores no presentaba un requerimiento de cálculo decisivo.

La incorporación de los conductores de alta temperatura y baja flecha (HTLS, High-Temperature Low-Sag)), con rangos de 150°C a 250°C , hace que los gradientes térmicos de los conductores sean mucho más elevados, y ya no sean un aspecto despreciable. En términos generales, la superficie en cables trenzados tiene una temperatura menor que el núcleo, y la temperatura promedio del conductor por tanto será mayor que la temperatura superficial. A grandes rasgos, la norma del IEEE establece que si la temperatura promedio es mayor de 10°C que la de la superficie, la resistencia total será un 4 % mayor aproximadamente.

Los conductores de alta capacidad, suelen estar diseñados para permitir trabajar con temperaturas superficiales de hasta 250°C , y densidades de corriente de $5\text{A}/\text{mm}^2$. El calor interno generado, debe ser disipado en la superficie, por lo que el núcleo del conductor se supondrá a mayor temperatura.

Este gradiente térmico en los conductores HTLS, dependerá de varios factores, entre los cuales la norma IEEE define los siguientes:

- Forma de los conductores: Redondos, trapezoidales y otros
- Corriente de trabajo
- Resistencia eléctrica del conductor
- Número de capas del trenzado de aluminio
- Envejecimiento del conductor
- Área de contacto entre las capas y los conductores de aluminio

Para conductores convencionales, con gradientes térmicos menores a 5°C al trabajar con densidades menores de 1A/mm^2 , el efecto de este gradiente puede ser despreciable. Sin embargo, al trabajar con conductores HTLS, pueden existir incrementos de 10°C a 25°C .

En la norma, se establecen dos ecuaciones para el cálculo del incremento de las temperaturas del conductor, las cuales se muestran a continuación:

$$T_{core} - T_s = \frac{I^2 R(T_{avg})}{4\pi k_{th}} \quad (2.7)$$

$$T_{core} - T_s = \frac{I^2 R(T_{avg})}{2\pi k_{th}} \cdot \left[\frac{1}{2} - \frac{D_{core}^2}{D_0^2 - D_{core}^2} \left(\ln \frac{D_0}{D_{core}} \right) \right] \quad (2.8)$$

Donde:

- T_{core} = Temperatura del núcleo ($^{\circ}\text{C}$)
- T_s = Temperatura superficial ($^{\circ}\text{C}$)
- I = Intensidad en el conductor (A)
- $R(T_{avg})$ = Resistencia AC a la temperatura de trabajo (Ω/m)
- k_{th} = Conductividad térmica radial del conductor ($\text{W/m}^{\circ}\text{C}$)
- D_{core} = Diámetro del núcleo (m)
- D_0 = Diámetro total del conductor (m)

En base a las fórmulas establecidas existe un parámetro, K_{th} , que representa la conductividad térmica radial, del que no existe un acuerdo formal en la literatura. Según el IEEE, este parámetro se ha demostrado que alcanza valores entre 4 y $0,5 \text{ W/ms}$ mediante demostraciones empíricas. La normativa del CIGRE 207 recomienda valores de 2 W/ms . Según la normativa IEEE, este valor es razonable para conductores ACSR, y de $1 \text{ W/m} - \text{s}$ cuando no existen tensiones internas en las capas de aluminio. No aparece ningún detalle concreto sobre conductores HTLS.

La capacidad calorífica del conductor se define como el producto del calor específico y la masa por unidad de longitud, tal y como se expresa en la ecuación 2.9. Para conductores formados por varios materiales, como es el caso de los ACSR y los HTLS, establece una diferencia en función del tiempo de faltas. Cuando son menores de 60 segundos, la norma establece que no se debe despreciar la diferencia de temperatura del núcleo de acero, aunque para los cálculos se puede obviar la capacidad calorífica del mismo. Cuando son mayores de 60 segundos, se debe incluir la capacidad calorífica del núcleo.

$$mC_p = \sum m_i \cdot C_{pi} \quad (2.9)$$

Por último, la normativa IEEE define ecuaciones para: propiedades del aire (viscosidad dinámica, densidad y temperatura conductividad); ángulos de calentamiento solar relativos al conductor (altitud solar y azimut solar); e intensidad solar o flujo de calor, incluido un ajuste por altitud. La normativa incorpora además, tablas de propiedades del aire, las relaciones de los ángulos solares con la latitud y la hora del día, la intensidad de la radiación solar y el ajuste para la altitud.

2.3.2.2. CIGRE 601

Partiendo de la necesidad de incrementar el flujo de la corriente en las líneas eléctricas, se necesita conocer cuales son las limitaciones existentes para aumentar estas intensidades. La potencia máxima en general está limitada por la temperatura máxima del conductor, vinculada al mismo tiempo por la flecha del mismo. En la normativa del CIGRE [11] se presenta un método general para el cálculo térmico en líneas, y sirve como actualización de un modelo previo “Cigré Technical Brochure 207”, que únicamente tomaba en cuenta valores de temperatura inferiores a 100°C y en condiciones estáticas. El avance de la gestión de líneas y de la investigación ha permitido tener un mayor conocimiento de los gradientes de temperatura radiales y longitudinales. Por otro lado, en conductores que trabajen a altas temperaturas con una gestión dinámica, algunos de los parámetros fundamentales van a ser las condiciones climáticas. El objetivo principal del estándar de CIGRE consiste en desarrollar unos modelos numéricos para los regímenes estacionarios y transitorios, en función de la corriente y las condiciones climáticas.

Calentamiento por el efecto Joule

En la normativa del CIGRE se plantea el cálculo de la energía generada debido al paso de la corriente, y por otro lado tiene en cuenta la resistencia de corriente continua y el efecto pelicular (“Skin Effect”). El efecto pelicular implica un aumento de la resistencia debido a la tendencia de la corriente alterna a situarse cerca de las superficies externas del conductor, y se define con la ecuación [2.10]

$$P_j = k_{sk} \cdot I^2 \cdot R_{dc} \quad (2.10)$$

donde P_j representa el calor generado por el efecto Joule, incluyendo un factor k_{sk} que contempla el efecto pelicular. El efecto “skin” aumenta con el diámetro del conductor y con la frecuencia, siendo habitual el uso de 1.08 para conductores mayores de 45mm de diámetro. Para conductores con varios materiales, se realiza una conversión a un diámetro de un solo material. Sin embargo, el efecto “skin” decrece con la temperatura, por lo que podría ser interesante su estudio en los conductores HTLS.

Calentamiento por los efectos magnéticos

En los conductores compuestos, las capas externas trenzadas en espiral sobre el núcleo, pueden producir calentamientos del conductor debido a que los campos magnéticos generados provocan redistribuciones de las corrientes. La norma propone un proceso de cálculo, pero establece que únicamente tiene efectos relevantes con conductores que tienen el núcleo de acero y un número de capas de uno (incrementos de hasta el 20 % de la resistencia efectiva) o tres (incrementos del 5 %), anulándose parcialmente en los de dos capas. En resumen, el calentamiento debido a los efectos magnéticos se debe al calentamiento del núcleo por los efectos magnéticos P_{core} , y el calentamiento producido por las corrientes en los hilos de la periferia no ferrosos, P_{redis} , según la ecuación [2.11]

$$P_M = P_{core} + P_{redis} \quad (2.11)$$

Habitualmente, se incluyen los valores del calentamiento magnético por incremento de la resistencia del conductor, por lo que pueden ser comúnmente obviados. Cabe destacar que en el proceso de diseño de los conductores con núcleo de acero, no se suelen tener en cuenta sus condicionantes magnéticos.

Calentamiento por radiación solar

El calentamiento del conductor debido a la radiación solar, es directamente proporcional al diámetro exterior del conductor, la absorptividad de la superficie del conductor, y la intensidad de radiación global, tal y como expresa la normativa en la siguiente ecuación:

$$P_S = \alpha_S \cdot I_T \cdot D \quad (2.12)$$

Donde:

P_S = Calor por la radiación solar (W/m)
 α_S = Absorptividad superficial del conductor (adimensional)
 I_T = Radiación solar global (W/m²)
 D = Diámetro externo del conductor (m)

El coeficiente α_S , tiene valores que varían en función del estado del deterioro de la superficie del conductor, con valores de 0,2 para conductores nuevos y 0,9 cuando pasa un año. Para el cálculo de la radiación solar I_T , tiene en cuenta las radiaciones directas, difusa y las reflejadas por el terreno, especificando cómo se calcula cada parámetro.

Refrigeración por convección

La refrigeración por convección es la más importante a la hora de estudiar el comportamiento térmico de las líneas aéreas, por lo que las situaciones más críticas son las que implican bajos coeficientes convectivos, como velocidades de viento nulas. En el estándar del CIGRE [11], se estudia la convección natural (velocidad del viento nula) y la convección forzada (depende de la velocidad y la dirección del viento). La variabilidad del viento hace que el cálculo térmico a lo largo de la línea tenga valores muy diferentes incluso en los mismos tramos del cable. Para ello, actualmente se están desarrollando estudios mediante análisis estadístico, o cálculos mediante la variable "velocidad efectiva del viento".

De forma general, la refrigeración de un conductor aéreo desnudo depende del coeficiente convectivo, h_c . El coeficiente y la pérdida de calor debido a la refrigeración por convección se calcula según la ecuación propuesta 2.13

$$P_c = \pi \cdot \lambda_f \cdot (T_s - T_a) \cdot Nu \quad (2.13)$$

La ecuación desarrollada, a su vez, se encuentra en función de la conductividad térmica del aire (λ_f) que depende directamente de la temperatura superficial del conductor (T_s), tal y como se describe en la ecuación 2.14

$$\lambda_f = 2,368 \cdot 10^{-2} + 7,23 \cdot 10^{-5} \cdot T_f - 2,763 \cdot 10^{-8} \cdot T_f^2 \quad (2.14)$$

Donde:

P_c = Refrigeración por convección (W/m)
 T_s = Temperatura del aire (°C)
 T_s = Temperatura superficial del conductor (°C)
 T_f = Temperatura de la película de aire superficial (°C)
 Nu = Número de Nusselt $Nu = h_c \cdot D / \lambda_f$ (Adimensional)
 λ_f = Conductividad térmica del aire (W/m°C)
 D = Diámetro externo del conductor (m)

Además de esta aproximación general, el estándar CIGRE [11], propone una serie de casos de análisis en los que se estudia la convección forzada con distintos escenarios. En un

flujo perpendicular, analizando el número de Reynolds (Re) y el de Nusselt (Nu), se obtiene que la rugosidad superficial del cable incrementa la refrigeración del mismo en velocidades de viento elevadas, pero es inapreciable en velocidades bajas.

La dirección del viento hace que la refrigeración sea mayor cuanto más tienda a la perpendicularidad con el eje axial del cable, pero al ser algo tan variable se trabaja con el concepto de "velocidad efectiva". Por último, la normativa advierte que con valores de velocidad de viento muy bajos, se pueden obtener errores considerables por no ser capaces de evaluar el comportamiento del viento.

En cuanto a la convección natural, el número de Nusselt cobra una mayor relevancia, al medir el aumento de la transmisión de calor desde la superficie por la que un fluido discurre comparada con la transferencia de calor por conducción. Este factor depende a su vez del producto del número de Grashof (Gr) y el de Prandtl (Pr).

Refrigeración por radiación

Para la refrigeración por radiación se analiza el calor emitido hacia el terreno y alrededores, y por otro lado el calor emitido hacia el cielo. CIGRE propone las ecuaciones de Stefan-Boltzmann, que se adaptan al conductor obteniendo la ecuación 2.15

$$P_r = \pi \cdot D \cdot \sigma_B \cdot \epsilon_s \cdot [(T_s + 273)^4 - (T_a + 273)^4] \quad (2.15)$$

Donde:

- P_r = Refrigeración por radiación (W/m)
- T_s = Temperatura del aire ($^{\circ}\text{C}$)
- T_a = Temperatura superficial del conductor ($^{\circ}\text{C}$)
- D = Diámetro externo del conductor (m)
- σ_B = Constante de Stefan-Boltzmann ($5,6697 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2 \text{ K}^4$)
- ϵ_s = Emisividad de la superficie del conductor (*adimensional*)

De esta fórmula se puede apreciar que el calor radiado es mayor cuanto mayor es la temperatura operacional del conductor, por lo que este factor tendrá una mayor influencia en los conductores que operen a altas temperaturas, como los conductores HTLS.

Distribución térmica en el conductor

Para analizar la temperatura y la flecha del conductor se deben tener en cuenta los gradientes térmicos radiales y longitudinales, máxime cuando la densidad de corriente es elevada (mayor de 2 o 3 A/mm^2). Conocer la temperatura superficial e interna es muy importante ya que la flecha del conductor depende de la temperatura del núcleo, y por otro lado se pueden producir efectos de "recocido" de los materiales. De manera experimental, en conductores con densidades de 4 A/mm^2 , se obtienen gradientes desde 10°C a 30°C [27].

El calor generado en las zonas internas del conductor se transfiere por fenómenos de conducción, convección y radiación a las zonas superficiales. Esta transmisión depende de muchos factores como los espacios entre los conductores, su estado de deterioro, la presión de contacto entre ellos, etc. El cálculo de este parámetro es un término complejo, pero existe un proceso de cálculo simplificado [28], asumiendo que la generación interna de calor es uniforme, resultando que en un conductor cilíndrico el gradiente se define como expresa la ecuación 2.16 en conductores de varios materiales (como ACSR o HTLS) y según la ecuación 2.17 para conductores cilíndricos mono material ($D_1 = 0$).

$$T_c - T_s = \frac{P_r}{2 \cdot \pi \cdot \lambda} \cdot \left[\frac{1}{2} - \frac{D_1^2}{D^2 - D_1^2} \cdot \left(\ln \frac{D}{D_1} \right) \right] \quad (2.16)$$

$$T_c - T_s = \frac{P_T}{4 \cdot \pi \cdot \lambda} \quad (2.17)$$

Donde:

- T_c = Temperatura del núcleo ($^{\circ}\text{C}$)
- T_s = Temperatura superficial ($^{\circ}\text{C}$)
- P_T = Intercambio térmico total por metro (W/m)
- λ = Conductividad térmica radial ($\text{W/m}^{\circ}\text{C}$)
- D_1 = Diámetro del núcleo de acero (m)
- D = Diámetro externo del conductor (m)

Para el parámetro de la conductividad térmica radial λ , la norma establece que existen valores desde $0,5 \text{ W/m} \cdot \text{K}$ hasta $7 \text{ W/m} \cdot \text{K}$.

En general, la transmisión de calor radial es relativamente baja, con gradientes de temperatura pequeños para conductores convencionales. Sin embargo, ambos estándares subrayan la necesidad de valorar dicho factor en los conductores HTLS. En cambio, los gradientes de temperatura longitudinal si que pueden mostrar mayores incrementos, tal y como se ha estudiado por diversos autores cuando se trabaja con líneas de gran longitud [29]. Sin embargo, el gradiente longitudinal no será objeto del experimento realizado, centrándose el test en el estudio térmico radial y el equilibrio térmico específico del conductor.

Modelos numéricos planteados en el CIGRE TB 601

Al igual que se ha realizado en el análisis del IEEE-738 Std., finalmente se describen brevemente los modelos numéricos planteados.

Balances térmicos planteados en régimen estacionario

El primero de los modelos numéricos planteados es el régimen estacionario (Steady-State Case), que se calcula de manera similar al IEEE. Conocidos los parámetros constantes medioambientales, se establece un equilibrio térmico y se obtiene la intensidad de corriente, teniendo en cuenta los parámetros fijados. Al igual que el modelo anterior, para altas condiciones de carga (intensidades elevadas), es necesario estudiar el gradiente térmico radial.

En primer lugar plantea una ecuación de equilibrio térmico, al igual que el IEEE. En este caso, la normativa del CIGRE plantea la relación completa de todas las transmisiones caloríficas en la ecuación 2.18. En el caso del CIGRE, la nomenclatura de las unidades no utiliza la letra “q” minúscula, si no que utiliza las letras “P” para los balances energéticos. En el desarrollo de este apartado, para lograr una mejor compresión se mantiene la nomenclatura propia propuesta por el CIGRE.

$$P_J + P_s + P_M + P_i = P_c + P_r + P_w \quad (2.18)$$

Donde:

- P_J = Calor producido por el efecto Joule (W/m)
- P_M = Calentamiento magnético (W/m)
- P_s = Calor por la radiación solar (W/m)
- P_i = Calor producido por el efecto corona (W/m)
- P_r = Refrigeración por radiación (W/m)
- P_T = Calor total ganado por metro lineal (W/m)
- P_C = Refrigeración por convección (W/m)
- P_w = Refrigeración por evaporación (W/m)

El efecto corona es habitualmente despreciado debido a que la influencia térmica es mucho menor que el resto de factores, así como la refrigeración por evaporación. Por otro lado, la normativa establece que el calentamiento magnético suele estar considerado al incrementar el valor de la resistencia del conductor debido a este factor, por lo que también puede ser omitido para obtener una ecuación simplificada [2.19](#)

$$P_j + P_s = P_c + P_r \quad (2.19)$$

Balances térmicos planteados en régimen transitorio

El segundo modelo planteado representa el que corresponde a una gestión dinámica o análisis en régimen transitorio (Transient-State Case). Se propone una formulación para cambios en la temperatura del conductor basándose en la ecuación de equilibrio térmico [2.20](#)

$$m \cdot c \cdot \frac{dT_{avg}}{dt} = P_j + P_M + P_S - P_c - P_r \quad (2.20)$$

En un régimen transitorio, las condiciones ambientales y la carga del conductor se encuentran en continuo cambio, por lo que el equilibrio térmico puede no alcanzarse antes de alcanzar nuevos valores de carga o variaciones ambientales. Para el análisis de este estado, el estándar de CIGRE establece la ecuación [2.21](#)

$$Q_{acumulado} = Q_{ganado} - Q_{perdido} \quad (2.21)$$

El calor acumulado en el conductor produce una variación de temperatura a lo largo del tiempo que busca alcanzar las condiciones de equilibrio. Para cálculo de condiciones de fallo en corto-circuito se consideran condiciones adiabáticas, en las que el calor disipado es despreciado. El estándar muestra el proceso iterativo de cálculo para condiciones dinámicas, calculando las temperaturas en distintos intervalos de tiempo, de unos 10 o 15 minutos.

Análisis del modelo adiabático

Finalmente, el último modelo planteado, el modelo de comportamiento adiabático, representa un proceso en el que el sistema no pierde ni gana calor (definición propia del concepto de adiabático). Se trata de un caso concreto conocido en el estándar como el Adiabatic Case, en el que se tiene un escalón en el valor de la corriente muy fuerte y en muy poco tiempo, pudiendo considerar constantes las condiciones ambientales previas.

La ecuación de equilibrio propuesta queda simplificada en [2.22](#)

$$m \cdot c \cdot \frac{dT_{avg}}{dt} = P_j \quad (2.22)$$

Donde:

- P_j = Calor producido por el efecto Joule (W/m)
- m = Masa por unidad de longitud (kg/m)
- c = Calor específico del conductor (J/kg°C)
- T_{avg} = Temperatura promedio del conductor (°C)
- t = Intervalo de tiempo (s)

2.3.2.3. Limitaciones de los estándares

En los dos estándares de cálculo se establecen una serie de aclaraciones y notas en las que los estándares advierten de posibles errores y desviaciones. Éstas resultan clarificadoras de los resultados obtenidos en el presente estudio, corroborando la necesidad de realizar ciertos análisis con una mayor precisión, y reforzando los resultados de la presente tesis.

Limitaciones y advertencias en el estándar del IEEE-738 Std.

Refrigeración por convección y el efecto del viento, cálculo de la convección forzada.

La pérdida de calor por convección se divide en dos tipos: convección natural y convección forzada. Este estándar utiliza las ecuaciones de convección para cilindros recomendadas por McAdams. En este estándar, se recomienda calcular tanto la pérdida de calor por convección natural como por convección forzada y utilizar el mayor de los dos valores. La convección natural tiene una capacidad de enfriamiento muy baja en comparación con la convección forzada, siendo similar a esta última solo cuando la velocidad del viento es inferior a 0.2 m/s (valor que coincide con el establecido en el CIGRE TB-601).

La ecuación 2.23 se propone para velocidades de viento bajas, pero subestima la convección forzada a altas velocidades del viento. Por otro lado, la ecuación 2.24 es precisa en escenarios con altas velocidades del viento, pero subestima la convección forzada cuando la velocidad del viento es baja. Este estándar recomienda calcular la pérdida de calor por convección con ambas ecuaciones y utilizar el mayor de los dos valores obtenidos.

$$q_{c1} = K_{angle} \cdot \left[1,01 + 1,35 \cdot N_{Re}^{0,52} \right] \cdot k_f \cdot (T_s - T_a) \quad [\text{W/m}] \quad (2.23)$$

$$q_{c2} = K_{angle} \cdot 0,754 \cdot N_{Re}^{0,6} \cdot k_f \cdot (T_s - T_a) \quad [\text{W/m}] \quad (2.24)$$

Donde:

- q_{c1} = Refrigeración por convección (W/m)
- K_{angle} = Factor corrector por dirección de viento (Adimensional)
- N_{Re} = Número de Reynolds (Adimensional)
- K_f = Conductividad térmica del aire de contorno (W/m°C)
- T_s = Temperatura superficial (°C)
- T_a = Temperatura ambiente (°C)

Refrigeración por convección y el efecto del viento, cálculo de la convección natural.

Cuando la velocidad del viento es prácticamente cero, se plantea valorar la convección natural, y la de pérdida de calor se calcula según la ecuación 2.25.

$$q_{cn} = 3,645 \cdot \rho^{0,5} \cdot D^{0,75} \cdot (T_s - T_a)^{1,25} \quad [\text{W/m}] \quad (2.25)$$

El estándar plantea que a bajas velocidades del viento, el enfriamiento por convección debería calcularse utilizando la suma vectorial de la velocidad del viento real y una velocidad de viento "natural". Sin embargo, se recomienda utilizar únicamente el mayor valor entre las tasas de pérdida de calor por convección forzada y convección natural a bajas velocidades del viento, ya que esto proporciona un proceso de cálculo conservador.

Dificultad de cálculo de la Resistencia CA del conductor, efecto SKIN.

El flujo de corriente alterna dentro de un conductor metálico tiende a migrar hacia la superficie del conductor debido al flujo interno dentro de las capas que lo componen, fenómeno conocido como efecto skin o efecto pelicular. A una frecuencia de 60 Hz, el aumento de la resistencia debido al efecto piel en un conductor de aluminio con un diámetro total de 30 mm es del orden de 1 % a 2 %. El estándar deja un margen de error que posteriormente no incluye en los procesos de cálculo propuestos. Para conductores de mayor tamaño, por ejemplo con diámetro externo de 46,5 mm, el incremento de la resistencia debido al efecto piel es del orden del 8 %.

Dificultad de cálculo de la Resistencia CA del conductor, efectos magnéticos.

En conductores de aluminio con núcleo de acero, como los ACSR (por sus siglas en inglés Aluminium conductor steel-reinforced) la corriente en alterna fluye principalmente a través de las capas exteriores de aluminio. Ocurre de igual modo para conductores con núcleo de acero reforzado de alta capacidad ACSS (en inglés Aluminum Conductor Steel Supported). Dado que estas capas están enrolladas helicoidalmente alrededor del núcleo en direcciones alternas, se genera un flujo magnético en el núcleo de acero, similar a una bobina arrollada sobre un núcleo de acero, cuyo valor aumenta con la corriente. La influencia de este efecto depende de la composición y el diseño del conductor a utilizar:

- Para conductores ACSR/ACSS de múltiples capas el flujo magnético en el núcleo generado por la corriente en cada capa se anulan parcialmente al ir alternando la dirección del arrollamiento, siendo el flujo magnético final en el núcleo bastante bajo. Se puede apreciar un esquema de comportamiento en la figura 2.3
- Para conductores ACSR/ACSS de una sola capa, el flujo magnético en el núcleo de acero es elevado, lo que provoca pérdidas por histéresis magnética y corrientes de Foucault en el núcleo, pudiendo incrementar la resistencia con intensidades elevadas hasta en un 20 %.
- Caso específico tricapa: Para conductores de tres capas, hay una cancelación parcial del campo magnético en el núcleo de acero. Sin embargo, el efecto magnético acopla las corrientes en las capas, generando densidades de corriente desiguales y aumentando la resistencia en corriente alterna del conductor hasta en un 5 %.

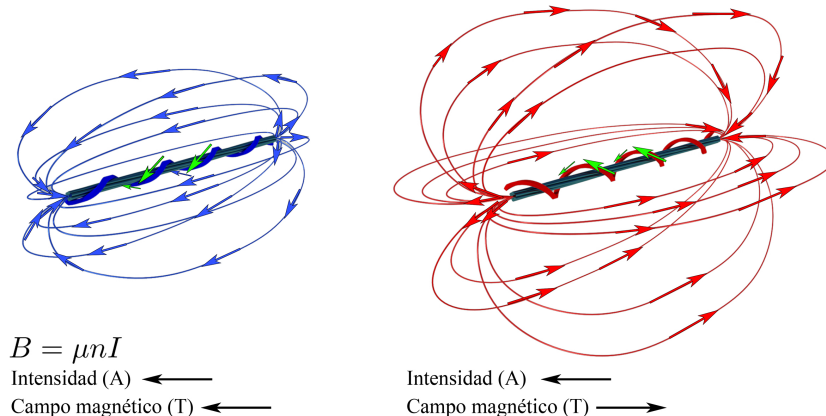


Figura 2.3: Efecto magnético del solenoide helicoidal en el núcleo de acero

Como se puede observar, el estándar del IEEE ya establece unos márgenes elevados de variabilidad de la resistencia del conductor. Estos márgenes propuestos se someten a prueba en el apartado de resultados y conclusiones, mediante el experimento realizado con el prototipo de simulación en un conductor ACSS con dos capas exteriores helicoidales de aluminio. La dificultad de conseguir unos valores precisos de la resistencia efectiva en alterna es muy elevada, tal y como describen ambos estándares y recientes estudios [13].

Por lo tanto, en un conductor compuesto por múltiples capas helicoidales de hilos, como el que se analiza, los efectos magnéticos se ven influidos por la geometría del arrollamiento. Debido a que las capas están dispuestas en direcciones opuestas, los campos magnéticos generados por cada una tienden a contrarrestarse entre sí, aunque no llegan a anularse completamente. Estos efectos se representan de manera individual en la figura 2.3

Además, el núcleo del conductor, compuesto por cables de acero, también contribuye a la generación de un campo magnético. Sin embargo, este efecto es menos significativo debido a la distribución de la corriente en el material conductor principal, la cual se ve afectada por el efecto skin. Este fenómeno provoca que la mayor densidad de corriente se concentre en la superficie del conductor, en las capas de aluminio, reduciendo la contribución del núcleo al campo magnético resultante.

El cálculo de estos campos magnéticos se puede calcular utilizando la ley de Ampere. La Ley de Ampere establece que la circulación del campo magnético $\vec{B}$ a lo largo de un camino cerrado C es proporcional a la corriente total enlazada I_{enz} por dicho camino. Matemáticamente, se expresa mediante la ecuación 2.26

$$\oint_C \vec{B} \cdot d\vec{l} = \mu_0 \cdot I_{enz} \quad (2.26)$$

Donde:

- $\oint_C$ indica la integral de línea a lo largo del camino cerrado C .
- $\vec{B}$ es el campo magnético (T , Teslas).
- $d\vec{l}$ es un elemento diferencial de longitud en la trayectoria cerrada (m , metros).
- μ_0 es la permeabilidad magnética del vacío, con un valor de $4\pi \times 10^{-7} T \cdot m/A$.
- I_{enz} es la corriente enlazada (A , Amperios) por la trayectoria C .

El Teorema de Ampere no define directamente el campo magnético, pero es una herramienta fundamental para calcularlo en ciertas configuraciones. Es especialmente útil en situaciones donde se puede aplicar la integral de línea cerrada para determinar el campo magnético de manera simplificada, como en un hilo recto infinito e ideal, o cilindros muy largos. Por ejemplo, se usa en líneas eléctricas y cables coaxiales para determinar la distribución del campo magnético en torno a ellos. También se puede aplicar en solenoides toroidales o solenoides rectos muy largos, para determinar el campo magnético uniforme dentro de un solenoide con una longitud considerable. En estos casos, la Ley de Ampere facilita el cálculo del campo magnético sin necesidad de resolver ecuaciones más complejas de la Ley de Biot-Savart.

En un solenoide largo y recto, entendido como una acumulación de espiras, el campo magnético interno puede considerarse como un conjunto de líneas internas y prácticamente paralelas al eje axial del conductor, en el que si el cilindro se considera largo, no se le da la oportunidad de abrirse como en un solenoide corto [2.3], ya que en la parte externa se puede considerar que se cierran con unas distancias muy lejanas de la zona estudio.

Para simplificar la explicación, se ha representado el campo magnético en el interior del conductor en la figura 2.4. Por otro lado, se han representado el comportamiento de los campos magnéticos generales en una sección del conductor ACSS de dos capas, objeto de

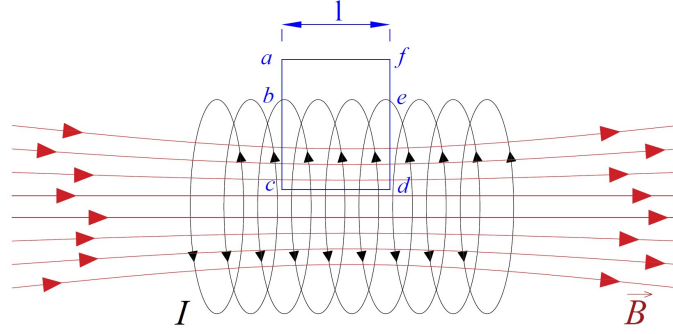


Figura 2.4: Campos magnéticos inducidos en el interior conductor.

estudio. Se puede apreciar cómo los campos magnéticos tienen a anularse parcialmente al presentar direcciones de flujo opuestas en la figura 2.5.

$$\oint_C \vec{B} \cdot d\vec{l} = \int_C^d \vec{B} \cdot d\vec{l}_{cd} = B \cdot l \cdot \cos 0 = B \cdot l \quad (2.27)$$

$$I_{enlaz} = n \cdot l \cdot I \quad (2.28)$$

Donde n el número de espiras por unidad de longitud (es decir que $n = N/L$, siendo N el número de espiras y L la longitud total del solenoide recto).

En el vacío, la permeabilidad μ_0 tiene un valor de:

$$\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7} \text{ H/m} \quad (2.29)$$

Finalmente, el campo magnético inducido en un solenoide largo, que podría equipararse al conductor de estudio, se define en la ecuación 2.30, donde B es el campo magnético, medido en Teslas (T) y I es la intensidad de corriente en amperios (A).

$$B = \mu n I \quad (2.30)$$

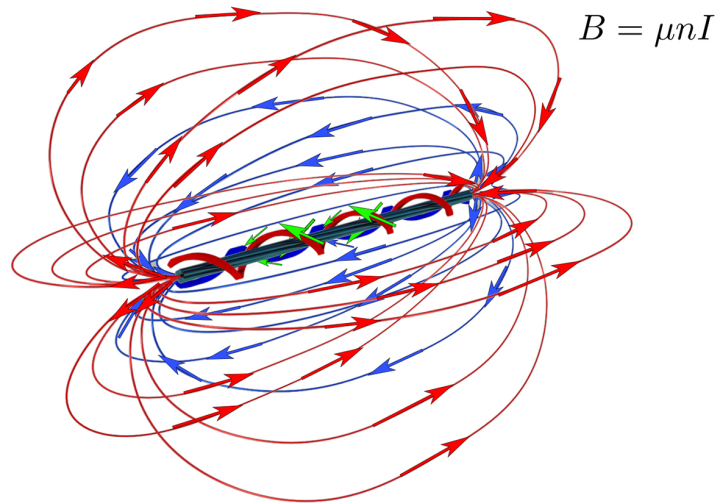


Figura 2.5: Composición de los campos magnéticos inducidos en el conductor.

Dificultad de cálculo de la Resistencia CA del conductor, gradiente térmico.

El estándar del IEEE fue publicado por primera vez en 1986, y ha seguido actualizándose de manera continuada. La última actualización se publicó el 19 de diciembre de 2023.

Las temperaturas máximas de los conductores utilizadas para determinar la capacidad han aumentado gradualmente del rango de 50°C a 75°C, hasta el rango de 95°C a 150°C, estando actualmente diseñados y operativos conductores que permiten alcanzar hasta los 230°C.

Con el avance de la tecnología, las necesidades mayores de transporte y el desarrollo de nuevos conductores, la diferencia de temperatura interna entre el núcleo y la superficie, originalmente no considerada, debe ser tomada en cuenta para el cálculo de la resistividad en función de la temperatura.

Para el cálculo efectivo de la resistencia del conductor en función de la temperatura, si el núcleo del conductor alcanza una temperatura superior que la superficie, la resistencia del conductor debe calcularse considerando la temperatura media y no únicamente la temperatura superficial. Según el estándar, en el caso de los conductores de aluminio como los ACSR y ACSS, si la temperatura media es 10°C superior a la de la superficie, la resistencia del conductor aumenta aproximadamente en un 4%.

Limitaciones y advertencias en el estándar del CIGRE TB-601*Refrigeración por convección y el efecto del viento, cálculo de la refrigeración por convección.*

En este estándar se consideran igualmente los dos tipos de convección. La convección natural, que ocurre cuando la velocidad del viento es cero, y la convección forzada, que depende de la velocidad y dirección del viento con respecto a la línea. En escenarios con velocidades de viento medias y altas, la convección forzada es la más relevante y el estándar de cálculo (al igual que el IEEE) establece que la convección natural puede ser ignorada. A bajas velocidades de viento, la convección natural puede tener un efecto significativo, llegando a ser el mecanismo de convección dominante a velocidades de viento muy bajas. Los valores límite son similares al IEEE, del orden de 0.2 m/s de velocidad de viento.

La dirección del viento juega un papel importante en la efectividad de la refrigeración por convección forzada. El estándar utiliza las ecuaciones propuestas por Morgan, donde se define el ángulo entre la dirección del viento y la dirección de la línea. De estas ecuaciones se observa que la refrigeración producida por un flujo de viento paralelo es solo aproximadamente el 40 % de la producida por un flujo de viento perpendicular, efecto que será comprobado de manera empírica durante la fase experimental. El estándar del CIGRE añade la advertencia, de que la variabilidad en la dirección del viento es a menudo muy alta, especialmente a bajas velocidades de viento.

Por otro lado, se evalúa la influencia del ángulo establecido en dos dimensiones (es decir, en planta). El estándar establece que, por lo general, la inclinación de un conductor respecto a la horizontal no tiene un efecto significativo en la pérdida de calor por convección forzada, pero siempre que el flujo de aire sea transversal al eje del conductor.

Dificultad de cálculo de la Resistencia CA del conductor, efecto SKIN y magnético.

En este caso, el cálculo propuesto para el calentamiento del conductor por el efecto Joule se realiza en función del factor del efecto skin (k_{sk}), según la ecuación [2.31](#)

$$P_j = k_{sk} \cdot I^2 \cdot R_{dc} \quad [\text{W}] \quad (2.31)$$

Donde:

P_j = Calentamiento por el efecto Joule

k_{sk} = Factor del efecto skin

I = Intensidad inducida en el conductor

R_{dc} = Resistencia del conductor en continua por metro

El factor(k_{sk}), factor del efecto skin, puede ser calculado de manera gráfica atendiendo a la figura incluida en el estándar [2.6](#). Por lo general, este valor es inferior a 1.02 para el rango normal de diámetros de conductores y con frecuencias comerciales, aunque puede alcanzar hasta 1.08 en conductores de mayor tamaño (diámetros superiores a 45 mm). La profundidad de penetración, o profundidad de propagación, se define como la profundidad a la cual la densidad de corriente es el 37 % de su valor en la superficie.

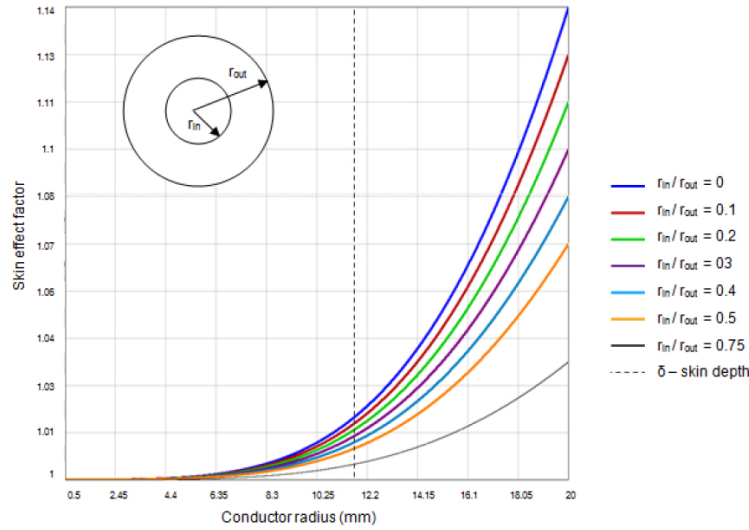


Figura 2.6: Gráfica para el cálculo del ratio del efecto pelicular en función del radio del conductor

En cuanto a los efectos magnéticos, CIGRE establece que es común incluir en los valores publicados por los fabricantes y suministradores de conductores estos efectos magnéticos en la resistencia efectiva en corriente alterna para las diferentes temperaturas. Cabe destacar que el núcleo de acero se considera un refuerzo mecánico para las capas de alambre de aluminio, y los fabricantes de conductores, por lo general, no intentan controlar las propiedades magnéticas de los alambres del núcleo de acero. Asimismo, las normas IEC y ASTM para cables y alambres de núcleo de acero no establecen requisitos respecto a las propiedades magnéticas.

Finalmente, el CIGRE TB-601, establece como conclusión de este apartado que es probable que las propiedades magnéticas del núcleo de acero varíen, e indica la dificultad de establecer un cálculo preciso de estas propiedades.

2.4. Tipos de conductores

2.4.1. Introducción

Una línea de alta tensión está compuesta por diversos elementos, tales como los conductores, los cables de tierra, herrajes y accesorios, los aisladores y las estructuras de apoyo. Los conductores tienen un papel primordial en el diseño de las líneas de alta tensión, ya que son los responsables directos de la capacidad de transporte de la línea. En las líneas eléctricas, como se ha explicado previamente, la capacidad de la misma viene definida por la ampacidad, y ser capaces de conseguir el máximo rendimiento tiene un impacto directo sobre los costes de explotación e instalación de estas. La repercusión del precio de los conductores en la instalación de una línea de alta tensión tiene una relevancia significativa. Según algunos estudios, en el caso de repotenciación de líneas existentes con conductores de alta capacidad, puede alcanzar valores del 29,4 % al 47,1 % dependiendo del tipo de conductor y el escenario considerado, y en los casos de instalación de nuevas líneas completas, pueden alcanzar valores entre el 3,5 % y el 9 % [30].

2.4.2. Conductores eléctricos convencionales

Los conductores eléctricos convencionales más utilizados en las líneas aéreas de alta tensión, son los conductores de aluminio reforzados con acero, que son conductores trenzados con una alta resistencia mecánica y gran capacidad de transporte. Sin embargo, no son los únicos conductores convencionales utilizados.

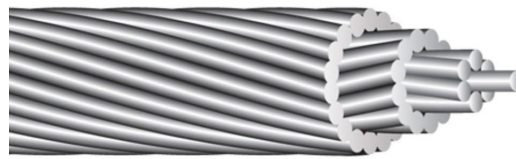


Figura 2.7: Imagen de un conductor ACSR del catálogo comercial de Southwire Conductors (Aluminum 1350-H19 wires)

Algunos de los conductores convencionales más utilizados, y sus nomenclaturas, son los siguientes:

- Conductores de aluminio, “All Aluminum Conductors (AAC)”. Este tipo de conductores engloba los conductores trenzados de aluminio, que son muy utilizados en área urbanas. Requieren distancias menores entre las estructuras de soporte.
- Conductores con aleaciones de aluminio, “All Aluminum-Alloy Conductors (AAAC)”. Son conductores que mejoran las propiedades y el rendimiento mecánico de los conductores “AAC”. Utilizan aleaciones de aluminio para conseguir flechas menores al mejorar su comportamiento estructural, sin embargo, incrementan las resistividades del conductor, por lo que las pérdidas son mayores [31].
- Conductores de aluminio reforzados con acero, “Aluminum conductor Steel Reinforced (ACSR)”. Este tipo de conductores han sido los más utilizados en las líneas de transporte de alta tensión [32].
- Conductores de aleaciones de aluminio reforzados con acero, “Aluminum Alloy Conductor Steel Reinforced (AACSR)”. Son similares a los ACSR, con cables compuestos de aleaciones de aluminio, con un núcleo de acero de alta resistencia revestido de aluminio o zinc.

Los conductores tradicionalmente más utilizados en las líneas de transporte son los conductores ACSR. Debido su gran aplicación, es habitual que a la hora de mencionar los conductores convencionales en líneas de alta tensión, se refieran directamente a este tipo de conductores. Su extendida utilización se debe a las ventajas económicas respecto a otros modelos, y a que tienen una gran disponibilidad en el mercado [9]. Al igual que los AAAC, los conductores ACSR consiguen buenas capacidades mecánicas a cambio de reducir en cierta medida su rendimiento eléctrico.

Estos conductores suelen operar a temperaturas de hasta 75°C [19] y presentan altos coeficientes de expansión térmica, lo que significa que la flecha y la temperatura máxima de operación limitan su capacidad de transporte de corriente. Para expandir la red de transmisión y mejorar su eficiencia y capacidad de la manera más efectiva posible, los conductores ACSR pueden ser reemplazados por conductores de mayor capacidad. Además, tras un uso prolongado, los conductores sufren degradación mecánica y eléctrica [33, 34], lo que reduce su rendimiento. La mayoría de los conductores ACSR han estado en operación durante décadas, acercándose a más de la mitad de su vida útil, lo que genera altos costos de mantenimiento [35].

En estos conductores, el núcleo está compuesto por cables o alambres de acero galvanizado, cuya misión es aumentar la resistencia a la tracción, mejorando sus capacidades mecánicas. Sobre este núcleo se sitúan concéntricamente los cables, que están compuestos por distintas aleaciones de aluminio en función del tipo de cable, fabricante y necesidades de la instalación, como se aprecia en la figura 2.8.

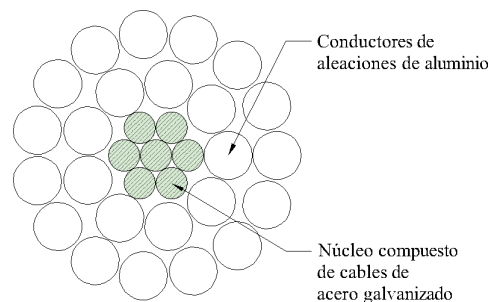


Figura 2.8: Sección típica de un conductor ACSR

En comparación con los conductores de alta capacidad, presentan altos coeficientes de dilatación térmica y mayor resistividad, que producen mayores flechas. Por otro lado, ésta mayor resistividad implica un aumento del calor producido al conducir la corriente (efecto Joule), lo que implica un incremento de la temperatura, aumentando a su vez los valores de la resistencia del mismo. Este proceso conlleva mayores pérdidas energéticas. Por todo ello, uno de los parámetros más restrictivos de los ACSR es la limitación térmica.

En los conductores ACSR, cuando se exceden los límites térmicos se produce un envejecimiento irreversible del cable, debido al proceso de recocido que induce dilataciones permanentes, aumentando así la flecha de manera permanente [36]. Para evitar estos efectos, la temperatura de los ACSR, habitualmente se limita a 75°C con velocidades de viento menores de $0,6\text{ m/s}$, lo que impacta negativamente en la capacidad de carga.

2.4.3. Conductores eléctricos de alta capacidad

Los conductores de alta temperatura y baja flecha se conocen como conductores “High Temperature Low Sag”, habitualmente nombrados de manera abreviada como HTLS. Estos conductores pueden conseguir aumentos de los valores de la ampacidad cercanos al doble del valor que en conductores convencionales, incluso algunos estudios aseguran que permiten transportar valores de corriente cercanos a dos veces y media la corriente de los ACSR [37]. El estudio de este tipo de conductores muestra numerosas ventajas respecto los conductores convencionales, entre las que se encuentran los menores coeficientes de dilatación, su mayor capacidad de disipación de calor, mayores capacidades mecánicas, y mayores temperaturas de operación. Sin embargo, poseen costes más elevados, y pueden conllevar mayores pérdidas energéticas en determinadas condiciones de operación [9].

Estos conductores han surgido como una solución para aumentar la capacidad de la red mientras se reutiliza la infraestructura existente. A diferencia de los conductores tradicionales, el rendimiento de los conductores HTLS no se basa en una mejor refrigeración o una mayor capacidad eléctrica, sino en su capacidad para soportar mayores tensiones térmicas (es decir, temperaturas de operación más altas) sin sufrir elongaciones significativas o degradación mecánica.

Existen varias tecnologías de conductores HTLS, todas caracterizadas por temperaturas de operación que generalmente superan los 150°C y, en algunos casos, alcanzan más de 200°C sin elongación considerable (y, por lo tanto, sin mayor flecha) ni deterioro mecánico. De modo resumido, se realiza a continuación un esquema con los principales tipos de conductores de alta capacidad, que posteriormente se desarrollan detenidamente.

- Conductores de aluminio con núcleo de composites, “Aluminum Conductor Composite Core (ACCC)”.
- Conductores con núcleo de aluminio, recubierto con cables de aleaciones Al-Zr “Aluminum Conductor Composite Reinforced (ACCR)”
- Conductores de aluminio con núcleo de acero “Aluminum Conductor Steel Supported (ACSS)”
- “Aluminum zirconium alloy (ZTAL)”
- Aleaciones con Invar, con un coeficiente de expansión casi nulo (TACIR y ZTACIR)
- Conductores de aleación de aluminio termo-resistente reforzados con acero, “Thermal Resistant Aluminum Conductors Steel Reinforced with GAP (GZTACSR)”

2.4.3.1. Conductores HTLS ACCC

Los conductores con un núcleo compuesto de aluminio (ACCC) están formados por un núcleo compuesto de resina epoxi modificada reforzado con fibra de carbono/tela de fibra de vidrio, rodeado por dos capas externas de cables de aleación de aluminio resistentes al calor [38].

En este tipo de conductores, el núcleo se compone normalmente por materiales de fibra de carbono unidireccionales, rodeadas por una capa protectora de fibra de vidrio de alto rendimiento. Al igual que en los conductores ACSR, el núcleo del conductor tiene como misión mejorar las capacidades mecánicas del mismo, dotándole de una mayor resistencia mecánica, menor flecha y menores coeficientes de dilatación.

Utiliza cable con sección trapezoidal como filamentos conductores, que se sitúan rodeando al núcleo. Las capas externas normalmente rodean al núcleo con dos capas externas de cables de aleación de aluminio resistentes al calor [38].

2.4.3.2. Conductores HTLS ACCR

Los conductores de aluminio reforzados con materiales compuestos (ACCR) están compuestos por un núcleo de refuerzo de matriz metálica (MMC) o un núcleo compuesto de fibras de aluminio incrustadas en una matriz de aluminio puro. Los efectos térmicos en la capa externa se mitigan mediante aleaciones de aluminio resistentes al calor o aluminio recocido (ACCR, ACMR) [39]. Este tipo de conductores permite temperaturas de operación regulares superiores a 210°C [40].

Los conductores ACCR son conductores diseñados para líneas de transmisión aéreas, al igual que los ejemplos anteriores. En este caso, el conductor también se estructura en un núcleo y una corteza.

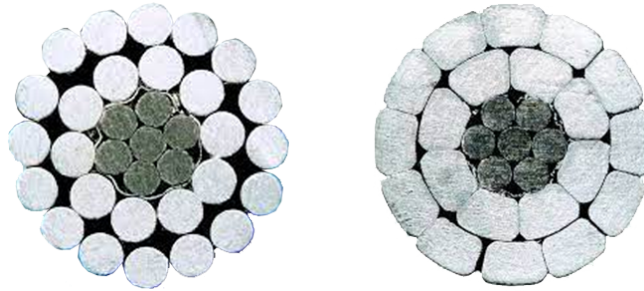


Figura 2.9: Sección de conductor ACCR con filamentos circulares y trapezoidales (3M™ Aluminum Conductor Composite Reinforced (ACCR), 2017

El núcleo, o alma, en los conductores ACCR está compuesto principalmente de aluminio con un alto grado de pureza y alúmina, que es óxido de aluminio. Los filamentos internos de alúmina se encuentran en una matriz de aluminio de alta pureza cuya misión es reducir al máximo la resistividad, llegando a tener valores de hasta 25.000 fibras de alúmina en cada filamento del núcleo dependiendo del fabricante.

La corteza que rodea al núcleo se compone de una serie de filamentos de aleaciones aluminio-zirconio. El diseño de la aleación está destinado a aumentar la resistencia a mayores temperaturas sin perder capacidades mecánicas, pudiendo llegar a operar con valores continuos de hasta 210°C. Para soportar las altas temperaturas, en la capa externa se utilizan aleaciones de aluminio (ACCR, ACMR) [39]. Este tipo de conductores permite temperaturas de operación regulares superiores a 210°C [40]. La sección de estos filamentos depende del fabricante y del modelo, encontrando conductores ACCR con filamentos externos de sección circular, o sección trapezoidal, tal y como se puede observar en la figura 2.9 obtenida un catálogo comercial de un fabricante [41].

El caso concreto de conductores diseñados con capas helicoidales de cables trapezoidales tienen por objeto maximizar la sección útil manteniendo el diámetro exterior del conductor respecto a los de sección circular, para aumentar la capacidad de conducción de corriente. Este tipo de diseño elimina y prácticamente reduce la aparición de huecos vacíos dentro del propio conductor entre los cables de las distintas capas, tal y como se puede observar en la figura 2.9. Esto conlleva una mayor densidad por metro final con un mismo diámetro externo. Sin embargo, el sistema de construcción de estos conductores requiere de procesos más costosos, por lo que el precio suele ser más elevado que el de los compuestos por alambres circulares.

Por todo ello, los alambres de formato circular suelen ser los más utilizados en la construcción de este tipo de conductores. La principal ventaja que ofrecen es conseguir un aumento de capacidad de corriente debido a su bajo peso, ya que es posible operar en mayores temperaturas con menor flecha que conductores con formato trapezoidal o con núcleo de acero.

2.4.3.3. Conductores HTLS ACSS

Los conductores ACSS (Aluminum Conductor Steel-Supported) poseen un núcleo de acero galvanizado, a menudo recubierto de aluminio. Para mejorar la conductividad eléctrica, se enrollan cables de aluminio completamente recocido o de aleación de aluminio alrededor del núcleo, con secciones transversales de forma circular o trapezoidal. El desafío de estos conductores radica en equilibrar la conductividad eléctrica con la resistencia mecánica, lo que se logra mediante diseños de aleaciones que incorporan elementos como circonio (Zr) y escandio (Sc) para mejorar la resistencia térmica, aumentando así la resistencia mecánica y permitiendo la operación a temperaturas entre 150 y 230°C [42].

Los conductores ACSS son conductores cuya morfología y geometría son muy similares a los conductores convencionales ACSR, estando compuestos por un núcleo de acero y una corteza exterior de cables de aluminio.

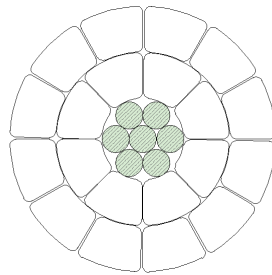


Figura 2.10: Sección típica de un conductor ACSS/TW

El núcleo se compone de cables de acero con un tratamiento superficial para su protección ante la corrosión y la oxidación, que puede variar en función de los agentes externos de los cuales se pretende proteger. Los galvanizados convencionales se deterioran rápidamente a temperaturas superiores a los 245°C, por lo que es habitual que en los recubrimientos se incorporen aleaciones metálicas de Misch (conocido como “Mischmetal”), que utilizan diferentes elementos de las tierras raras para mejorar estas propiedades. Existen estudios que demuestran la alta resistencia térmica de este tipo de tratamientos, llegando a temperaturas de más de 340°C durante 32 horas, sin sufrir ningún daño [43].

El desafío de estos conductores radica en equilibrar la conductividad eléctrica con la resistencia mecánica, lo que se logra mediante diseños de aleaciones que incorporan elementos como Zr y Sc para mejorar la resistencia térmica, aumentando así la resistencia mecánica y permitiendo la operación a temperaturas entre 150 y 230°C [42].

La corteza está formada por un trenzado de hilos de aluminio, que pueden presentar secciones circulares o secciones trapezoidales, siendo estos últimos normalmente referidos como ACSS “Trapezoidal wire”, o de manera simplificada ACSS/TW, tal y como se ha representado en la figura 2.10. La principal diferencia con los ACSR es que en estos conductores el aluminio se ha sometido a un tratamiento de recocido, denominado aluminio 1350-O, que consigue un límite elástico muy bajo, aumentando su conductividad y ductilidad. Prácticamente todas las cargas mecánicas son soportadas por el núcleo en este tipo de conductores, ya que debido a este bajo límite elástico el aluminio sufre una rápida elongación con poca carga.

Este tipo de conductores pueden operar a temperaturas de operación constantes de 250°C sin pérdidas de capacidades mecánicas, con menores flechas y mayores conductividades que los convencionales [43].

La Figura 2.11 muestra un render de elaboración propia del conductor de ensayo, correspondiente al modelo Nexans ACSS/TW/AW 133/22. En la imagen se pueden observar

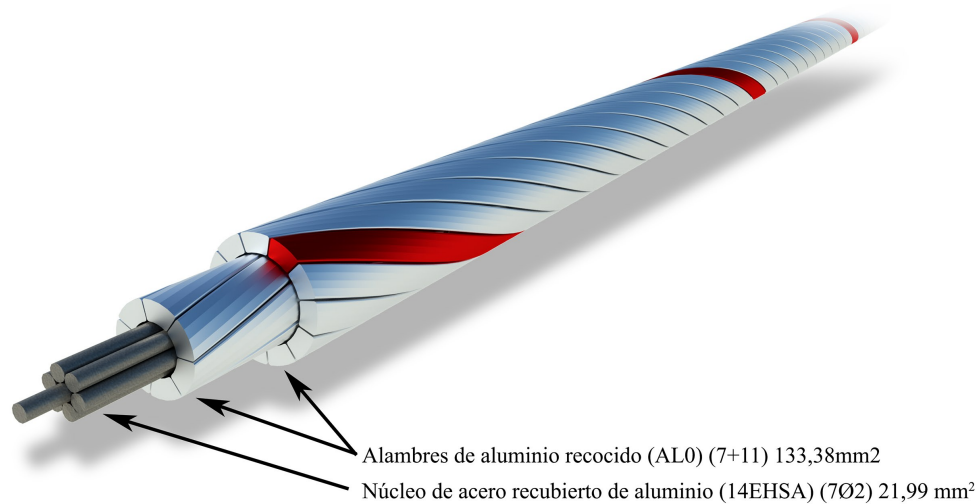


Figura 2.11: Render de elaboración propia del conductor a ensayar Nexans ACSS/TW/AW 133/22

las distintas capas que componen el conductor, incluyendo el núcleo de acero y las capas exteriores de aluminio. La disposición helicoidal de los hilos contribuye a la flexibilidad y resistencia mecánica del conductor, además de influir en su comportamiento térmico y electromagnético.

2.4.3.4. Conductores HTLS ZTAL Y ZTACIR

Las siglas de estos conductores vienen de sus acrónimos en inglés.

- Conductor ZTAL (“Super Thermal-resistant aluminium” o “Aluminio super-resistente a altas temperaturas”). Aleación de aluminio y circonio que mantiene propiedades mecánicas y eléctricas estables después de una operación continua a temperaturas de hasta 210°C.
- Conductor ZTACIR (“Conductor de aleación de aluminio ZTAL reforzado por un núcleo de acero Invar” o “ZTAL aluminium alloy conductor reinforced by an Invar steel core”).

Estas tecnologías de conductores HTLS mejoran la resistencia y estabilidad utilizando Invar, una aleación de hierro y níquel con un coeficiente de expansión casi nulo (por ejemplo, TACIR y ZTACIR), donde el invar está recubierto de aluminio y alambres de aleación de aluminio resistentes al calor.

Algunos conductores HTLS utilizan tecnología del tipo “GAP”, como el GAP Type Aluminum Conductor Steel-Reinforced (G(Z)TACSR), compuesto por una capa externa de aleación de aluminio resistente al calor con un núcleo de acero. Un espacio lleno de grasa entre las dos capas permite el movimiento, lo que permite al núcleo absorber las tensiones mecánicas mientras que los alambres de aluminio se enfocan en el transporte eléctrico, aumentando la sección transversal de aluminio y reduciendo la resistividad [39].

El ZTACIR, que se caracteriza por tener un núcleo de aleación de acero-invar recubierto de aluminio, rodeado por hilos de aleación de aluminio resistentes al calor, tal y como se representa en la figura 2.12. El invar es cubierto por una capa delgada del aluminio sacó en él que previenen la corrosión y el alambre es identificado por las siglas ACI (invar revestido

de aluminio). El invar es una aleación de hierro y níquel con un coeficiente de expansión térmica extremadamente bajo, lo que minimiza la expansión y la flecha del conductor incluso a altas temperaturas.

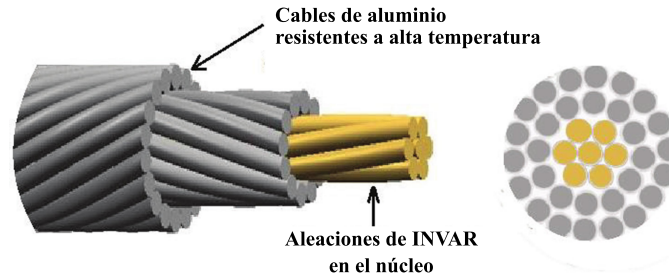


Figura 2.12: Representación de un conductor ZTACIR

Las principales propiedades de los conductores ZTACIR incluyen una alta capacidad de transmisión y transporte, ya que pueden operar a temperaturas más altas sin comprometer la integridad mecánica, permitiendo una mayor capacidad de transporte de energía.

Como el resto de conductores de HTLS, presentan bajos coeficientes de dilatación térmica, y por tanto baja flecha. El uso de invar en el núcleo reduce significativamente la expansión térmica, manteniendo la flecha del conductor dentro de límites aceptables incluso bajo cargas térmicas elevadas.

Presentan además una elevada resistencia a la corrosión, ya que el recubrimiento de aluminio en el núcleo y los hilos de aleación de aluminio proporcionan una excelente resistencia a la corrosión, aumentando la vida útil del conductor.

Estos conductores pueden instalarse en líneas de transmisión existentes sin necesidad de modificar las torres o estructuras, facilitando la actualización de la red eléctrica.

2.4.3.5. Conductores HTLS GZTACSR

Otro gran grupo de conductores de alta capacidad son los conductores con un espacio libre lubricado entre el núcleo y las capas externas. Su nombre o identificación suele empezar por la letra “G” que proviene del “Gap” o hueco en inglés, existente entre las capas. Por ejemplo, los conductores GZTACSR (“Gap-Type Super Thermal-Resistant Aluminum Alloy Conductor Steel Reinforced”).

La estructura de los conductores GZTACSR se caracteriza por tener un núcleo de acero de alta resistencia que, situado en el centro, proporciona la resistencia mecánica necesaria para soportar tensiones y cargas. Posteriormente tiene una capa de aleación de aluminio superresistente al calor que rodea el núcleo de acero y está compuesta por hilos de aleación de aluminio y circonio, que ofrecen una alta conductividad eléctrica y resistencia a temperaturas elevadas.

El espacio (“Gap”) entre el núcleo de acero y la capa de aluminio consiste en un pequeño espacio entre el núcleo de acero y la primera capa de hilos de aleación de aluminio. Este espacio se rellena con grasa resistente al calor, permitiendo que el núcleo de acero y la capa de aluminio se deslicen independientemente, lo que facilita la expansión térmica y reduce la fricción. El diseño de estos conductores puede apreciarse en la figura [2.13](#).

Gracias a la aleación de aluminio superresistente al calor, estos conductores pueden operar a temperaturas incluso superiores a 200°C. Además, el excelente comportamiento ante la flecha se debe a la combinación de la aleación de aluminio resistente al calor y la construcción con espacio, que permite una mayor capacidad de carga sin un aumento significativo en la flecha. Resulta esencial para mantener las distancias de seguridad y reducir la necesidad

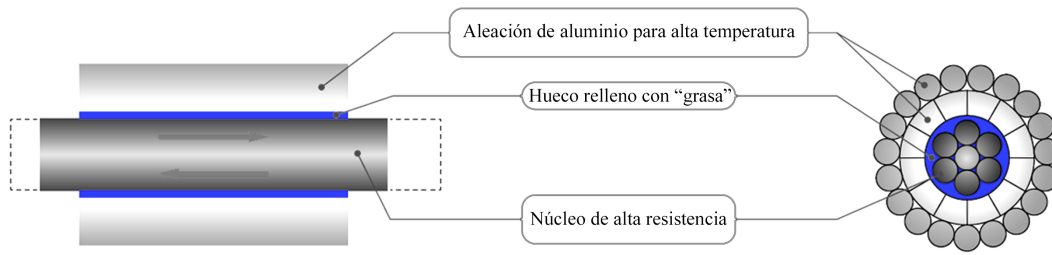


Figura 2.13: Esquema propio y sección de un conductor HTLS Gap-Type

de modificaciones en las estructuras existentes.

2.4.4. Comparativa de los distintos tipos de conductores

En este apartado se va a realizar una comparativa a modo de síntesis de los distintos rendimientos de las diversas tecnologías existentes. Para ello, se ha elaborado la table comparativa 2.2 que clarifica las principales propiedades de cada uno de los conductores, en base a los datos obtenidos de las fichas técnicas de cada uno de los modelos y fabricantes referenciados.

Tabla 2.2: Comparativa de los principales parámetros de conductores aéreos. Datos obtenidos de la ficha técnica de los proveedores referenciados. ¹ Densidad de corriente basada en la superficie de aluminio y calculada con la carga máxima de corriente. ² Cálculos basados en el método IEC 61597 a 35°C, velocidad de viento transversal de 0.6 m/s, 1000 W/m², emisividad de 0.6 y absorción solar de 0.5. ³ Temperatura ambiente 40°C, velocidad del viento 0.5 m/s, dirección del viento: 0°, radiación solar 0.1 W/cm², absorptividad de la superficie del conductor 0.9. ⁴ Método de cálculo IEEE Std. 738-2006. Temperatura del aire: 40 °C. Velocidad del viento: 0.6 m/s. Ángulo entre el viento y el conductor: 90°. Elevación del conductor sobre el nivel del mar: 0 m. Radiación solar medida a 1000 W/m². Emisividad: 0.5 y absorptividad solar: 0.5. ⁵ Temperatura del conductor de 75°C, temperatura ambiente de 25°C, emisividad de 0.5, viento de 2 ft./s, en condiciones de sol. ⁶ Temperatura ambiente de 25°C, velocidad del viento de 0.6 m/s, dirección del viento: 0°, radiación solar de 900 W/mm², absorptividad de la superficie del conductor de 0.5.

Supplier (ref)	Model	$\varnothing_{\text{total}}$ (mm)	$\varnothing_{\text{core}}$ (mm)	Al (mm ²)	T _{max} (°C)	Ampacity (A)	A/mm ² ¹
Nexans	ACSR - Canary	29.51	7 x 3.279	456	75 °C	959 ²	2.1
Nexans	ACSR - Falcon	39.23	19 x 2.616	805.86	75 °C	1357 ²	1.7
ZTT Group	ZTACIR 135/30	16.66	7 x 2.38	133.5	210 °C	866 ³	6.5
ZTT Group	ZTACIR 345/55	26.04	7 x 3.20	344.9	210 °C	1612 ³	4.7
ZTT Group	TACIR 135/30	16.66	7 x 2.38	133.5	150 °C	698 ³	5.2
ZTT Group	TACIR 345/30	26.04	7 x 3.20	344.9	150 °C	1285 ³	3.7
3M	ACCR - 297-T16	17.2	6.3	150	240 °C	926 ⁴	6.2
3M	ACCR - Lapwing 1590	38.9	12	808	240 °C	2756 ⁴	3.4
Southwire CO	ACCS - Partridge	16.31	6	135.2	200 °C	812 ⁵	6
Nexans	ACSS/TW/AW 133/22	14.98	6	133.38	230 °C	840 ²	6.3
Midal Cables Ltd	ACCC - 150	15.65	5.95	154.51	175 °C	783 ⁶	5.1
Midal Cables Ltd	ACCC - 920	36.85	9.78	921.99	175 °C	2076 ⁶	2.3
ZTT Group	GZTACR 185/30	19.7	N/D	197.6	210 °C	1095 ³	5.5
ZTT Group	GTACSR 185/30	19.7	N/D	197.6	150 °C	879 ³	4.4

Como se muestra en la tabla 2.2, la densidad de corriente, expresada en A/mm², es significativamente mayor para los conductores de alta capacidad.

En los conductores ACSR, con densidades de corriente por debajo de 2 A/mm^2 y temperaturas de operación inferiores a 100°C , las condiciones de equilibrio térmico definidas por los estándares de cálculo del IEEE 738 [10] y el CIGRE 601 [11] han sido validadas y estudiadas.

Sin embargo, para escenarios con densidades de corriente más altas, los errores en los cálculos de modelos teóricos requieren un análisis pormenorizado y detallado, ya que en el análisis porcentual de estos errores conllevan desviaciones absolutas mayores. Los conductores HTLS enumerados en la tabla 2.2 operan en rangos de temperatura máxima que duplican los de los conductores ACSR (e incluso los triplican en algunos casos, como sucede con los conductores ACCR). Por otro lado, sus densidades de corriente también son aproximadamente el doble o incluso el triple (como se observa en los conductores ZTACIR).

Se debe tener en cuenta, que para transportar una misma corriente los conductores HTLS pueden presentar menores secciones. Por lo tanto, además de las mayores temperaturas de operación y densidades de corriente, los conductores HTLS presentan una superficie de contacto reducida con el aire ambiente en relación con la corriente. Esto es debido a la mayor densidad de corriente por mm^2 . Este parámetro (A/mm^2) representa la capacidad de conducción de corriente de cada conductor, expresando la relación entre la corriente alterna que puede soportar (en amperios) y el área transversal de las hebras de aluminio designadas para este propósito. Por consiguiente, se espera que esta relación sea mayor en los conductores HTLS en comparación con los conductores convencionales. Además, el aumento térmico en los materiales de los conductores resulta en una mayor resistencia eléctrica, lo que también se ve afectado por fenómenos electromagnéticos y el efecto piel (efecto skin o efecto pelicular) en corriente alterna, todos los cuales son extremadamente complicados de cuantificar con precisión, tal y como indica la bibliografía y recientes estudios [13] [14].

Por estas razones, resulta apropiado realizar un estudio específico sobre el equilibrio térmico de este tipo de conductores bajo estas condiciones de operación tan particulares.

Capítulo 3

Metodología e instrumentación

3.1. Planificación del proceso experimental

3.1.1. Introducción

En este apartado se describen los principales aspectos metodológicos para el desarrollo de la presente tesis, estudio y análisis de un conductor de alta capacidad. Para lo cual, este capítulo se va a organizar atendiendo a tres grandes grupos de información.

- Metodología
- Diseño eléctrico y mecánico del prototipo
- Instrumentación y sensórica

El proceso metodológico comienza con el desarrollo del modelo numérico establecido en la normativa de referencia para conductores en líneas aéreas de distribución desarrollada originalmente para conductores convencionales, utilizando tanto el proceso de cálculo y análisis de IEEE [10], como el de CIGRE [11].

Para comprobar la correcta adecuación de la normativa actual, al comportamiento empírico en conductores de alta capacidad, que van a trabajar con mayores ampacidades y temperaturas, se ha desarrollado un prototipo o banco de pruebas. Con este montaje experimental, se simulan las condiciones operativas reales de una red de distribución aérea y la influencia de las condiciones climatológicas reales sobre la misma. La validez de cálculo en el prototipo de pruebas de estas características en comparación con un modelo de una red real, ha quedado demostrada en anterior literatura [18].

Una vez realizado el montaje, la puesta en marcha y la calibración del montaje experimental para realizar las mediciones, se ha realizado un análisis comparativo de los datos obtenidos mediante el modelo matemático propuesto en la normativa y los resultados obtenidos en el prototipo de pruebas experimental.

3.1.2. Diseño del proceso de captura de datos

Para analizar el conductor en escenarios que abarquen la mayoría de las condiciones climatológicas, se ha llevado a cabo una recolección de datos durante las cuatro estaciones del año. La calibración y las mediciones comenzaron en noviembre de 2023, con registros continuos realizados hasta octubre de 2024.

El proceso de recolección de datos se ha realizado utilizando el equipo instalado en el prototipo de prueba, que registró datos de forma continua a intervalos de un minuto durante

los periodos de medición. Excluyendo las pruebas iniciales de calibración y verificación, se han recolectado un total de 321595 puntos de datos.

Para el análisis comparativo final, los datos fueron promediados en intervalos de cinco minutos, lo que dejó un total de 64319 puntos de datos. Adicionalmente, las mediciones se realizaron de manera continua durante 24 horas en los periodos de registro, lo que permitió analizar no solo las distintas estaciones del año, sino también los diferentes estados a lo largo del día, considerando sus condiciones específicas.

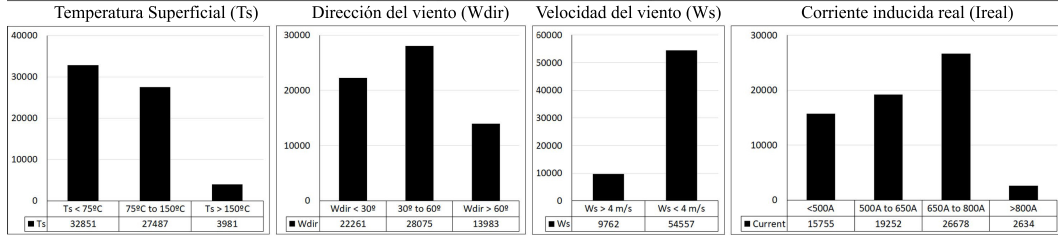


Figura 3.1: Distribución de puntos analizados en el experimento para cada parámetro de estudio. (a) Primera figura: Distribución de puntos analizados en función de la temperatura superficial (T_s). (b) Segunda figura: Distribución de muestras según la dirección del viento (W_{dir}). (c) Tercera figura: Distribución de puntos analizados en función de la velocidad del viento (W_s). (d) Cuarta figura: Distribución de muestras en función de la corriente medida (I_{real}).

En la Figura 3.1, se presenta el número de puntos de datos analizados para cada uno de los parámetros estudiados. Aquí, W_s representa la velocidad del viento, T_s indica la temperatura superficial medida del conductor y W_{dir} indica el ángulo entre la dirección predominante del viento y la orientación del conductor. Dado que el conductor estudiado, tal como se describe en la Tabla 3.1, está especificado en su ficha técnica para tener una capacidad de conducción de 660 A a 150°C y una temperatura máxima continua de operación de 200°C (aproximadamente 800 A), la mayoría de los puntos de datos se recolectaron dentro del rango de 500 a 800 A. Además, se analizaron niveles de corriente más altos, con el objetivo de llevar al conductor a los estados máximos de su temperatura operacional, alcanzando el rango de temperatura de emergencia de 230°C (aproximadamente 830 A) en alrededor de 2,600 puntos de datos.

Con el objetivo de fomentar la ciencia en abierto, la captura de los datos, ubicación, datos eléctricos y meteorológicos, han sido publicados en abierto, pudiendo ser consultados en el repositorio europeo abierto de Zenodo en [44].

En cuanto a la dirección del viento, al ser este un parámetro de medida que no permite control o ajuste, se han obtenido vientos más predominantes en direcciones entre 30° y 60°, en total algo más de 28075 puntos. En direcciones con ángulos más pequeños, y por lo tanto más próximos a ser paralelos al conductor, se han obtenido 22261 puntos. Por último, para vientos con direcciones más perpendiculares al cable, se obtuvieron 13983 medidas.

La velocidad de viento, en la mayor parte de los casos, ha estado por debajo de los 4 m/s, por lo que los resultados del estudio para velocidades bajas han tenido una representatividad mayor que para velocidades mayores de este valor. En total, 54557 mediciones se tomaron para vientos menores de 4 m/s, frente a los 9762 valores de velocidades superiores.

De modo resumido, los principales parámetros de estudio del conductor utilizado, que son descritos en el apartado 3.2 se recogen en la tabla 3.1.

Para el control de todos los parámetros, se han instalado en el prototipo un conjunto de sensores y equipos de medición, así como un sistema central de comunicación. Los datos relacionados con los parámetros climatológicos se han recolectado a través de la estación

Tabla 3.1: Parámetros Característicos del Conductor ACSS.

Datos obtenidos de la ficha técnica del conductor Nexans ACSS/TW/AW 133/22. ¹ Cálculos basados en el método IEC 61597 a 35°C, velocidad de viento transversal de 0.6 m/s, 1000 W/m², emisividad de 0.6 y absorción solar de 0.5.

Parámetro	Valor	Unidades
Diámetro del núcleo	6.00	mm
Diámetro total	14.98	mm
Resistencia CA (85°C)	0.25762	Ω/km
Resistencia CA (150°C)	0.31045	Ω/km
Capacidad de corriente (85°C)	460 ¹	A
Capacidad de corriente (150°C)	660 ¹	A
Temperatura máxima continua	200	°C
Temperatura máxima de emergencia	230	°C

meteorológica existente en la azotea, ubicada a 1.50 metros del conductor y a la misma elevación. Todos los datos descritos se monitorizan, almacenan y utilizan en el análisis numérico para comparar los resultados obtenidos bajo condiciones reales con los establecidos en los estándares de cálculo.

Además de la temperatura y el viento, también se midió la humedad. El dispositivo utilizado para medir la humedad absoluta, la temperatura de punto de rocío y la relación de mezcla es un sensor analógico de temperatura y humedad relativa, modelo PC33 de Michell Instruments. Para la medición de la velocidad y la dirección del viento en la instalación, se utilizó un anemómetro HD52.3D de dos ejes. Este tipo de instrumento es un anemómetro ultrasónico que se describe, junto al resto de instrumentos de medida, en el apartado [3.3](#).

3.1.3. Proceso de cálculo

Para el proceso de cálculo teórico, se ha procedido tal y como se establece en el flujograma representado en la figura [3.1.3](#). Como se puede apreciar, inicialmente se comienza el trabajo mediante la entrada de datos y valores, donde se van a recolectar los datos vinculados a la meteorología, la instalación y los propios datos del conductor. Para estos datos, dado que el prototipo establece la captura de variables cada minuto, y que los estándares advierten de la variabilidad de las medidas, se han promediado como se ha comentado previamente, en periodos de cinco minutos.

Con las condiciones térmicas y climatológicas obtenidas, se realiza el proceso de cálculo propuesto por el estándar de cálculo, y se obtiene una intensidad teórica (I_{max}), expresada en amperios.

Esta intensidad teórica representa el valor de la corriente teórica inducida en el lazo, según el modelo teórico, que correspondería a las temperaturas medidas en el conductor. Dado que se obtienen las medidas reales de la corriente inducida en el lazo de intensidad, el siguiente paso en el proceso es comparar ambos valores. La corriente medida real se denomina como I_{real} , expresada también en amperios.

En los casos obtenidos en los que la I_{max} sea menor que la I_{real} , significa que los estándares de cálculo de los modelos teóricos indican que la temperatura de equilibrio se ha obtenido con intensidades menores que las realmente necesarias. Esto supone que el modelo es conservador y permitiría la sobreexplotación de las líneas.

En caso contrario, cuando I_{max} sea mayor que la I_{real} , supone un escenario en el cual el modelo de cálculo sobre-estima la capacidad del conductor, permitiendo situaciones en las que la ampacidad teórica supera la que realmente establece un equilibrio y una seguridad térmica. Estos casos incurrirían en situaciones inseguras de explotación de la red.

El proceso de cálculo se ha llevado a cabo con la versión más actualizada de los estándares propuestos, la establecida por IEEE, aunque se ha implementado también el modelo del CIGRE TB-601, obteniendo resultados similares. De modo resumido, se establece el procedimiento utilizado en la figura 3.1.3

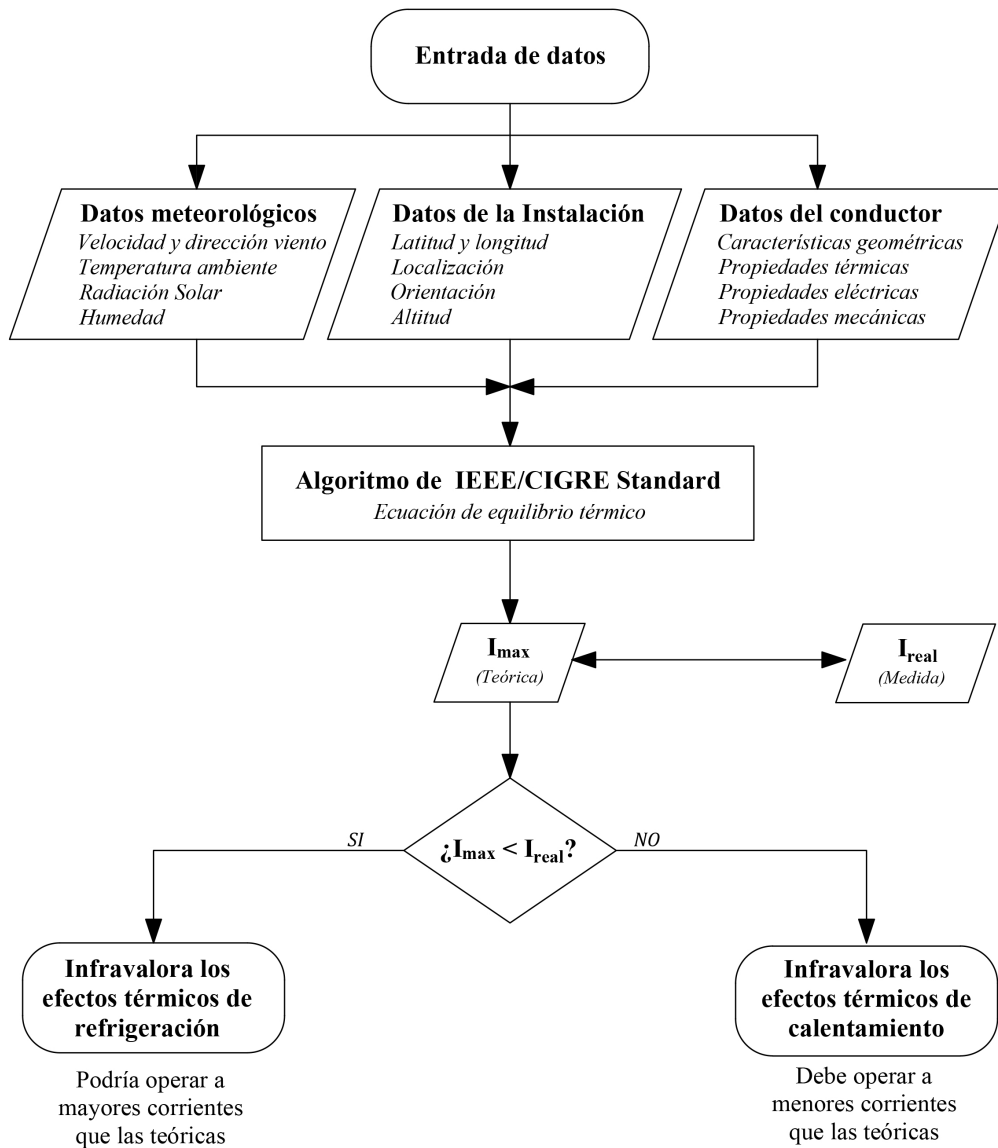


Figura 3.2: Flujograma de trabajo para la evaluación del balance térmico utilizando los estándares IEEE y CIGRE: Comparación de cargas de corriente teóricas y reales.

3.2. Diseño eléctrico y mecánico del prototipo

En el presente apartado, se pretende describir detalladamente todos los aspectos, equipos y características del sistema vinculado a la simulación física y eléctrica real del prototipo de pruebas. Se analizará el esquema eléctrico propuesto, sus elementos y su montaje final, así como todos los parámetros físicos vinculados en este, tales como los componentes estructurales del mismo, o incluso la ubicación real del prototipo de pruebas.

3.2.1. Introducción y descripción general

Para la realización del estudio y el análisis empírico de la presente tesis, se ha desarrollado un banco de pruebas a modo de prototipo de simulación exterior para el ensayo de conductores aéreos. El sistema, al estar instalado en el exterior, se encuentra afectado por las condiciones climatológicas reales, por lo que se somete a las condiciones reales de una instalación en funcionamiento, tal y como se ha demostrado previamente con esquemas y pruebas similares [18].

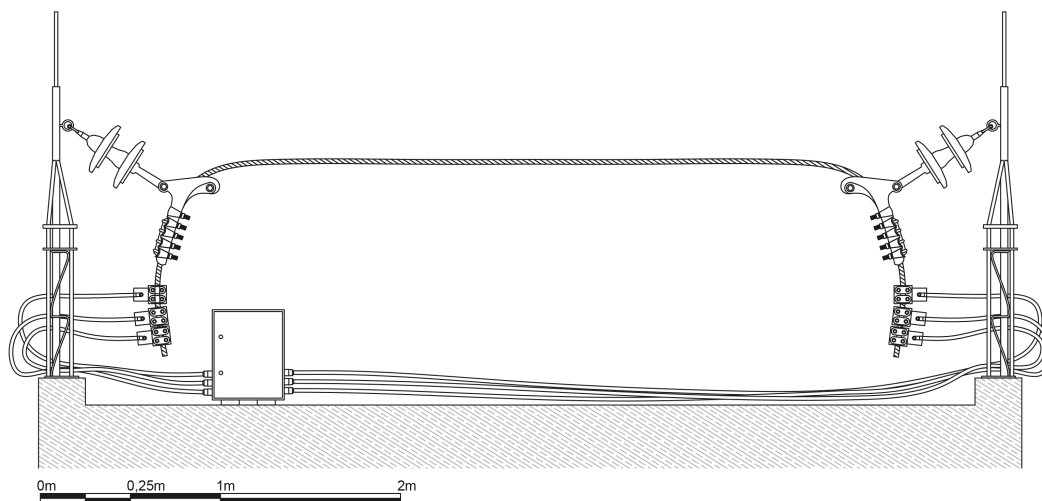


Figura 3.3: Plano alzado de montaje CAD 2D

El plano de montaje de la instalación se realiza en un modelo bidimensional en formato CAD, para analizar y estudiar los condicionantes dimensionales del conductor, al carecer de unas formas geométricas básicas. En la figura 3.3 se muestra un plano a escala de la instalación realizada, con una escala gráfica incluida para ilustrar el tamaño general del modelo desarrollado.

Una vez analizadas las necesidades planteadas en teoría, se realiza el montaje real del prototipo de simulación y pruebas, aprovechando y ampliando las instalaciones existentes en la ubicación del banco de ensayos.

En la figura 3.10 se puede observar el conductor de ensayo en uno de los herrajes laterales con los que se va a cerrar el lazo con los cuatro conductores RVK. En la figura 3.4 se puede observar la instalación final en funcionamiento, con los conductores de cierre y los herrajes de soporte lateral con aisladores. En las fotografías se aprecia la parte de las instalaciones de exterior, entre las que se encuentran el conductor de ensayo, los lazos realizados con los cuatro conductores RVK 240mm² Cu(0.6/1kV) en paralelo, el armario exterior, la estructura de soporte con los herrajes y los aisladores, y la estación meteorológica.



Figura 3.4: Fotografías del montaje y la instalación del prototipo de simulación. (a) Figura izquierda: Herrajes y aisladores. (b) Figura derecha: Conectores a los cuatro conductores RVK.

De forma resumida, en el prototipo de pruebas se van a analizar y tomar datos de los parámetros fundamentales necesarios para la fase de cálculo y análisis numérico. Estos parámetros se clasifican en parámetros o condicionantes medioambientales (tales como la temperatura, radiación o propiedades del viento) y parámetros propios del conductor (tales como la corriente, reflexividad o temperatura superficial del mismo). Los parámetros que se van a utilizar, y los equipos utilizados para la toma de datos, se detallan en el apartado correspondiente a la instrumentación y monitorización del sistema.

3.2.2. Ubicación del prototipo

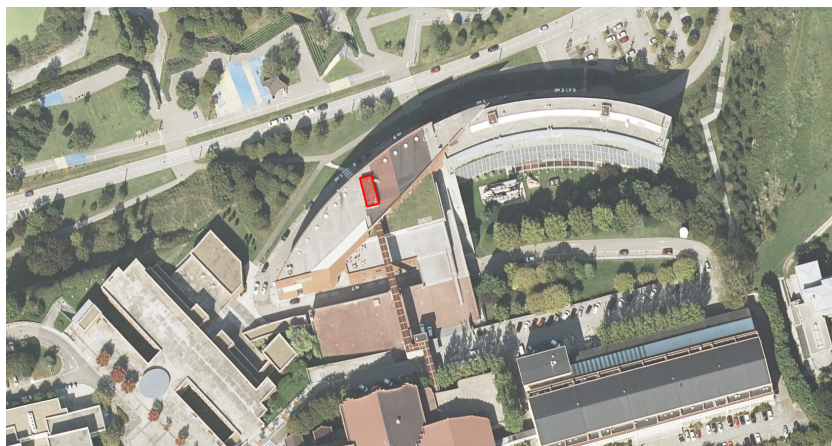


Figura 3.5: Ubicación de las instalaciones

El banco de ensayo para realizar las pruebas de carga del conductor, se encuentra en la cubierta del edificio de la Escuela Técnica Superior de Ingenieros Industriales y de Teleco-

municación de la Universidad de Cantabria, ubicada en la Avenida de los Castros, en Santander, Cantabria. Las instalaciones se encuentran en las coordenadas (43.47261, -3.7992). Se ha incluido una fotografía de la ubicación de la instalación por satélite, en la figura 3.5

El equipo se distribuye en dos estancias principales. La primera de ellas en la zona de la azotea exterior, en la que se encuentra el lazo de intensidad con el conductor a la intemperie bajo las condiciones climatológicas de la zona, tal y como se puede apreciar en la figura 3.11. Junto al conductor a ensayar se encuentra la instrumentación de medida meteorológica y los elementos de medida del propio ensayo. El resto de componentes se ubican en una estancia en el nivel bajo cubierta, donde se encuentran los equipos de almacenamiento de datos, el auto-transformador y los diversos equipos de monitorización y control.

3.2.3. Elementos y componentes del sistema eléctrico

En este apartado se describen los principales componentes que integran el prototipo de pruebas, y que se han instalado en la ubicación indicada en apartados anteriores. La descripción e identificación de los elementos se lleva a cabo por agrupación de los mismos atendiendo a su funcionalidad.

3.2.3.1. Conductor Nexans ACSS/TW/AW 133/22

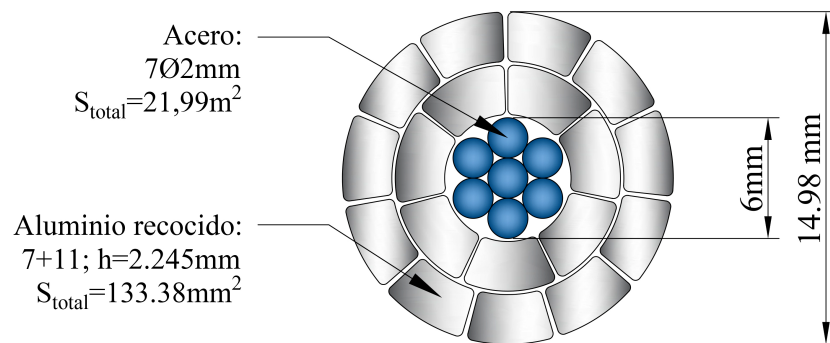


Figura 3.6: Sección del Conductor Nexans ACSS/TW/AW 133/22

Como se ha descrito en el apartado del estado del arte, la tipología de conductor, su tecnología, diseño y materiales, van a condicionar directamente los factores principales del presente estudio, marcando las temperaturas máximas admisibles y las intensidades máximas soportadas.

En el prototipo o banco de pruebas, se ha instalado un conductor de la empresa Nexans, concretamente el modelo "Nexans ACSS/TW/AW 133/22". Se ha realizado una sección a escala con los componentes y dimensiones principales del conductor, que se puede observar en la figura 3.6. Las principales características constructivas y dimensionales del conductor utilizado, así como su referencia, aparecen descritas en la figura 3.7. Además de las propiedades físicas, se incluyen las principales propiedades y características eléctricas, térmicas y mecánicas en la figura 3.8.

Atendiendo a los datos obtenidos de la ficha técnica del fabricante, se pueden extraer los datos principales y más importantes para este estudio. Por un lado, en cuanto a las propiedades eléctricas del conductor, se puede observar las distintas ampacidades permitidas en función de las temperaturas. Se obtiene una corriente máxima de 460 amperios a una temperatura de 85°C, y una corriente máxima de 660 amperios a 150°C. Los cálculos de estas intensidades se han realizado en base al método IEC 61597. En cuanto a las propiedades

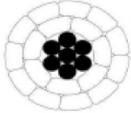
PLANILLA DE DATOS TECNICOS CONDUCTORES ACSS		
		
Código Nexans Designación según ASTM B857 Designation según EN 50540		ACSS/TW/AW 133/22 (14EHSA) ACSS/TW/AW PARTRIDGE (14EHSA) 133-AL0/22-14EHSA
<u>NORMATIVA APLICABLE</u>		
Conductor Completo		EN 50540
Alambres de acero recubierto de aluminio (14EHSA)		EN 50540
Alambres de aluminio recocido (ALO)		EN 50540
<u>CARACTERISTICAS DIMENSIONALES</u>		
Composición del alma de acero	N _o /mm diámetro	7 / 2,00
Composición de las capas de aluminio recocido	N _o /mm altura	18 (7+11) / h2,245
Area del alma de acero	mm ²	21,99
Area de las capas de aluminio recocido	mm ²	133,38
Area total	mm ²	155,37
Diámetro del alma de acero	mm	6,00
Diámetro del conductor completo	mm	14,98
Masa unitaria del alma de acero	kg/km	161,1
Masa unitaria de las capas de aluminio	kg/km	368,6
Masa unitaria total	kg/km	529,7
Dirección de cableado de la capa exterior		A DERECHAS (Z)

Figura 3.7: Características constructivas y dimensionales del conductor analizado

térmicas, destaca que la temperatura máxima operacional en continuo es de 200°C, y la temperatura máxima de emergencia puede llegar a los 230°C.

En el ensayo, se ha utilizado una muestra del conductor de 6.35 metros de longitud, que cerrará el lazo de intensidad con los cuatro conductores de cobre, que ha sido diseñado para conseguir unas intensidades máximas admisibles muy superiores a las determinadas en la ficha técnica por el fabricante del conductor a instalar.

3.2.3.2. Cierre del lazo de intensidad

El lazo de intensidad lo compone el conductor a ensayar y se cierra mediante cuatro conductores de cobre RVK-240mm² Cu-(0.6/1kV), que pueden soportar una intensidad máxima de 415 amperios cada uno, obteniendo una corriente máxima en el lazo de 1660 amperios, mucho más elevada que la intensidad admitida en el conductor a ensayar anteriormente descrito, y también más elevada que la intensidad máxima aportada por los transformadores toroidales.

El anclaje de los conductores de cobre al conductor de alta capacidad se realiza mediante unos terminales de alta intensidad, mordazas y pasta conductora a base de grasa de aluminio. El lazo se sostiene en su parte superior (en el conductor a ensayar) mediante dos soportes estructurales que sujetan los herrajes correspondientes que incluyen unos aisladores de 20kV de capacidad de aislamiento, que se encargan de asegurar el aislamiento del propio lazo respecto los soportes metálicos.

El lazo de intensidad se alimenta a través de cuatro transformadores toroidales de potencia, colocados en paralelo en el interior del armario situado en el exterior (ver figura 3.3). El montaje de los toroidales en el lazo de intensidad implica que los conductores de cobre atraviesen los transformadores, utilizando para ello el diámetro interno de los mismos para colocar los propios RVK. Las fuerzas electromotrices de los transformadores toroidales inducen en el lazo de intensidad, un circuito secundario de espira única, una corriente lo suficientemente elevada como para alcanzar valores de ensayo del conductor de alta capacidad.

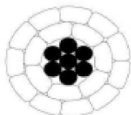
PLANILLA DE DATOS TECNICOS CONDUCTORES ACSS		
		
PROPIEDADES MECANICAS		
Carga de Rotura Nominal del conductor completo	kN	47,82
Carga de Rotura del alma de acero	kN	40,13
Coefficiente de Expansión Lineal por encima del "knee point" térmico	/C	11,9 x 10 ⁻⁶
Coefficiente de Expansión Lineal por debajo del "knee point" térmico	/C	19,2 x 10 ⁻⁶
Módulo Elástico Final por encima del "knee point" térmico	GPa	174
Módulo Elástico Final por debajo del "knee point" térmico	GPa	71,8
PROPIEDADES ELECTRICAS		
Resistencia Eléctrica máxima en DC a 20 C	Ω/km	0,20229
Resistencia eléctrica en AC a 85 C	Ω/km	0,25762
Resistencia eléctrica en AC a 150 C	Ω/km	0,31045
Ampacidad a 85 C	A	460 (*)
Ampacidad a 150 C	A	660 (*)
GMR (Radio Medio Geométrico)	mm	6,1
PROPIEDADES TERMICAS		
Temperatura máxima de operación en continuo	C	200
Temperatura máxima en emergencia	C	230
Capacidad calorífica de las capas de aluminio	W.s/m.C	352
Capacidad calorífica del alma de acero	W.s/m.C	80
This document is the property of Nexans – Duplication prohibited NEXANS BENELUX - Rue Vital Francoisee 218 - B-6001 Marcinelle - Belgium Tel +32 71 440 411		
(*) Cálculos de ampacidad basados en el método de la IEC 61597 de acuerdo a los siguientes datos: 35 C temperatura ambiente, 0,6 m/s velocidad de viento transversal, 1000 W/m ² , radiación solar, 0,6 emisividad, 0,5 coeficiente de absorción solar.		Ref.- ACSS/TWIAW 133/22 v0 21/08/2015

Figura 3.8: Características térmicas y eléctricas

En las primeras pruebas del prototipo se alcanzan valores de más de 1100 amperios a plena carga de los cuatro transformadores toroidales.

El lazo de intensidad es el encargado, por tanto, de provocar una ampacidad lo suficientemente elevada para elevar la temperatura de trabajo del conductor a ensayar, y poder analizar el mismo en condiciones extremas de carga con las condiciones meteorológicas reales de una línea en funcionamiento real.

Dicho lazo de intensidad actúa como circuito secundario en los transformadores toroidales, y se encuentra sin referencia a tierra, evitando corrientes de fuga y posibles sobretensiones o corrientes de retorno que puedan dañar los equipos de monitorización y medida.

3.2.3.3. Transformadores toroidales

Los transformadores encargados de inducir son los cuatro transformadores toroidales ubicados en el armario situado en la intemperie en la azotea y a pie del prototipo de ensayo. Se trata de cuatro transformadores conectados en paralelo, y alimentados por el autotransformador de salida variable.

En cuanto a los principales parámetros de estos toroidales, tienen una potencia nominal $S_n = 5kVA$, con los circuitos primarios conectados en paralelo, y como circuito secundario el propio lazo de intensidad cerrado mediante los cuatro conductores RVK-240mm² Cu-(0.6/1kV) que los atraviesan, acoplando magnéticamente en serie los toroidales.

Mediante esta instalación, se consigue inducir una corriente superior a 1100 amperios en el lazo de intensidad.

Se ha incluido una fotografía de los cuatro transformadores toroidales dentro del armario superior, representados en la figura 3.9. En esta figura se pueden apreciar los cuatro trans-



Figura 3.9: Fotografías del montaje. (a) Figura izquierda: Acoplamiento de los cuatro toroidales. (b) Figura derecha: Fotografía del trafo de intensidad de núcleo partido.

formadores que aumentarán la intensidad del lazo, atravesados por los cuatro conductores RVK-240mm² Cu-(0.6/1kV).

3.2.3.4. Autotransformador de salida variable

La alimentación de los cuatro toroidales que inducen en el lazo de intensidad la corriente de ensayo, se gobierna y se regula de manera manual a través de un autotransformador ubicado en el bajo cubierta. Este dispositivo tiene la misión, por tanto, de regular el voltaje de alimentación de los transformadores toroidales, que al estar instalados en paralelo, es compartida para los cuatro.

Tras los primeros ensayos en el lazo de intensidad, y realizar las primeras lecturas para comprobar la capacidad total de corriente de la instalación, se obtiene que con el autotransformador en posición intermedia, con una tensión de salida de unos 130 voltios, se obtiene una intensidad en el lazo de 686 amperios. Con una salida de 240 voltios, se llegan a obtener más de 1100 amperios en el lazo, más que suficiente para realizar los ensayos del conductor descrito. Por tanto, a través de este dispositivo, se puede controlar la corriente de ensayo desde 0A hasta 1150A.

En cuanto a los principales parámetros del autotransformador, se utiliza una potencia nominal $S_n = 5kVA$, con una relación de transformación $r = 230/(0.6/250V)$, y una tensión de cortocircuito $V_{cc} = 4\%$.

3.2.4. Diseño y montaje físico

Estructura y soportes estructurales del sistema.

El lazo de intensidad descrito previamente, se sujeta mediante dos torretas conformadas con acero galvanizado para que sean resistentes y soporten las inclemencias meteorológicas adversas a las que se van a exponer, de sección triangular de 30 centímetros de lado y con una altura de 150cm.

Ambas torres se anclan al peto de hormigón armado de la cubierta mediante tornillos de 12mm de diámetro, fijados mediante resina, método coloquialmente conocido como taco químico. La disposición de las mismas se puede apreciar en la figura [3.3](#).

Herrajes y aisladores.

Los herrajes utilizados para soportar mecánicamente el conductor Nexans ACSS/TW/AW 133/22, han sido seleccionados conforme a la normativa UNE-EN 62217, UNE-EN 61109 y atendiendo al Reglamento Electrotécnico de Líneas Eléctricas de Alta Tensión.

Los aisladores poseen un núcleo resistente dieléctrico, protegido por un revestimiento polimérico. Los extremos del aislador cuentan con herrajes metálicos, con los que se soportarán las cargas mecánicas necesarias para soportar en la posición de ensayo el conductor y el lazo de intensidad.

Por un lado, los herrajes metálicos [3.10](#) se componen por acero galvanizado en caliente y tornillería (horquilla en V) de acero de alta resistencia galvanizado en caliente. El diseño y las dimensiones de los herrajes metálicos se establece en la UNE-EN 61466-1. En dicha normativa, se establecen distintos niveles de cargas mecánicas máximas soportadas expresadas en kilonewtons (40, 70, 120 y 160 kN), además de los diversos sistemas y elementos de unión tales como rótulas, anillas, horquillas, etc. Se instalan los elementos tal y como se observa en la figura [3.10](#) y en las fotografías [3.11](#), siendo cualquiera de los niveles descritos en la normativa válidos para el prototipo debido a las reducidas dimensiones del mismo, y por consiguiente, las bajas sollicitaciones mecánicas a las que van a estar sometidos, adquiriendo únicamente interés los requerimientos a nivel eléctrico.

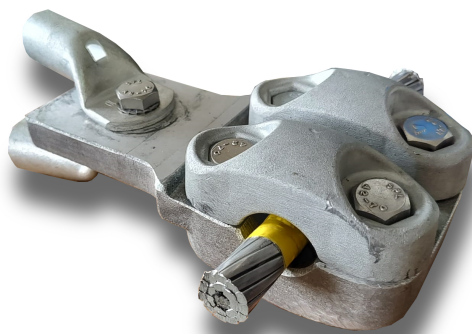


Figura 3.10: Fotografía del soporte del conductor ACSS/TW/AW 133/22 con conectores para dos conductores RVK 240 mm² Cu(0.6/1 kV)

Por otro lado, los aisladores tienen el núcleo compuesto por fibra de vidrio reforzada y resina Epoxi termo-endurecida, asegurando el aislamiento necesario y siendo químicamente estables y resistentes a los agentes externos, los fenómenos de hidrólisis, las condiciones meteorológicas de la ubicación del prototipo, y resistente a los ataques ácidos (en especial al ácido nítrico). El revestimiento del núcleo y las aletas están fabricados con caucho de silicona, con aditivos y elementos de relleno, totalmente libre de EPDM o de otros cauchos orgánicos.

3.2.5. Esquema eléctrico y funcionamiento del prototipo

En este apartado se describe la instalación eléctrica utilizada en el dispositivo y banco de pruebas instalado para realizar los ensayos del conductor, así como la alimentación del mismo a través de los cuadros existentes en la Escuela Técnica Superior de Ingenieros Industriales y de Telecomunicación.

La alimentación de todo el sistema proviene del cuadro de la última planta del edificio de la Universidad, que alimenta al cuadro secundario ubicado en la azotea de la misma. Desde este cuadro secundario (que aparece definido como “Cuadro Góndola UC” en los esquemas eléctricos), se alimenta el cuadro principal del prototipo, también situado en el bajo cubierta de la azotea (llamado “Cuadro Góndola GTEA” en los esquemas eléctricos). Desde el cuadro principal del prototipo se alimenta en paralelo, y de manera separada, los equipos de monitorización y los equipos de simulación.



Figura 3.11: Fotografía del lazo de intensidad en funcionamiento

Por un lado, los equipos de monitorización, van protegidos individualmente por un interruptor magnetotérmico de corte omnipolar de 16 amperios, un trafo de aislamiento y unos fusibles de 4 amperios de capacidad. En este cuadro, alimentados y protegidos por dichos equipos, se ubican los transductores, el Datalogger, y las conexiones de los elementos de control y monitorización generales.

Por otro lado, el esquema de simulación se protege mediante un interruptor magnetotérmico de corte omnipolar de 25 amperios, que alimenta directamente el autotransformador, con el que se controla la tensión de alimentación de los cuatro toroidales del lazo de intensidad, y por tanto, la corriente del ensayo inducida en el lazo de intensidad.

Además de todo lo descrito, se ha instalado un cuadro en el exterior, en la propia cubierta y próximo al conductor a ensayar, en el que a través de un magnetotérmico y un diferencial, se alimentan los equipos de cubierta y se instalan unas tomas de corriente auxiliares para la propia instalación y montaje.

Se ha realizado el esquema eléctrico del conjunto de la instalación en la figura 3.12, en donde se representan todos los componentes descritos previamente, junto a los principales cuadros y protecciones utilizados en el montaje del prototipo.

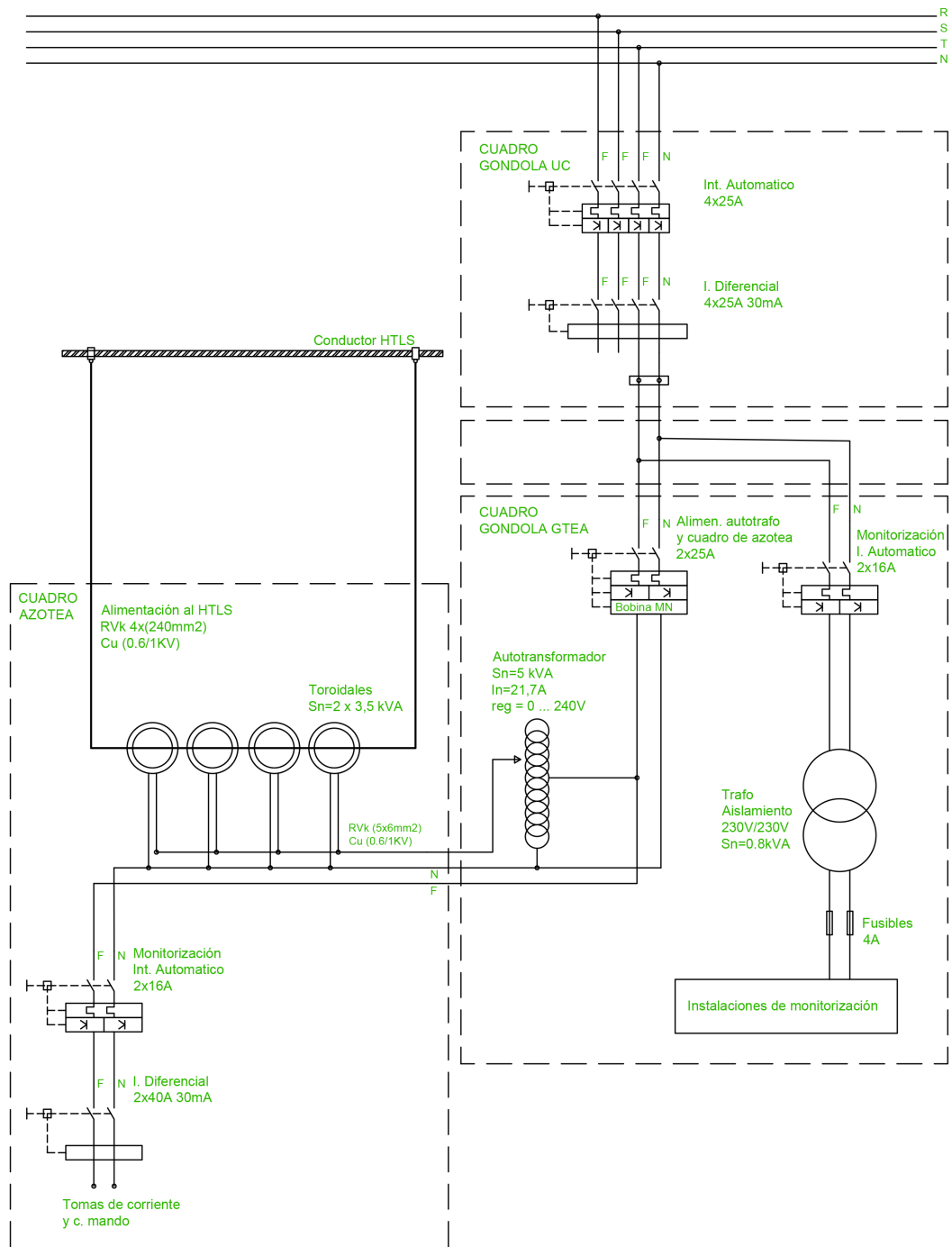


Figura 3.12: Esquema de las instalaciones eléctricas

3.3. Instrumentación y sensórica

En este apartado se detallan todos los equipos y sensores que se han diseñado, instalado o utilizado para la monitorización de los parámetros involucrados en el análisis térmico y eléctrico del conductor, así como los distintos factores meteorológicos que van a influir en su comportamiento.

3.3.1. Introducción y descripción general

Para la monitorización de todos los parámetros se ha instalado un conjunto de sensores y equipos de medición, así como un sistema central de comunicación "Data Logger", ubicados en distintos puntos de la instalación. Por un lado, el "Data Logger" se ha instalado en el cuadro del bajo cubierta, una planta por debajo del prototipo de pruebas, encargado de recopilar toda la información de los distintos sensores, y enviar los datos al ordenador del laboratorio del grupo de investigación GTEA, en la planta -2 de la Universidad.

Los sensores se han distribuido por el prototipo atendiendo a la ubicación idónea para su correcto funcionamiento (teniendo en cuenta qué parámetros van a monitorizar). Estos parámetros se clasifican en parámetros o condicionantes medioambientales y parámetros del conductor. En cuanto a las condiciones ambientales, se va a monitorizar la temperatura ambiente (T_a), radiación solar (R_s), velocidad del viento (W_s) y dirección del viento (W_{dir}). Por otro lado, los parámetros que se monitorizan en el propio conductor son la corriente del mismo (I) y la temperatura del conductor en superficie (T_s).

3.3.2. Datos meteorológicos

Los datos vinculados a los parámetros climatológicos se recopilan mediante la estación meteorológica existente en la propia cubierta, ubicada a 1,50 metros de distancia del propio conductor y a la misma cota. Se monitorizan todos los datos comentados en el apartado anterior, que se almacenan y se usan en el análisis numérico de la presente tesis, para poder comparar los datos obtenidos en una situación real y los establecidos en la formulación de la normativa [10] y [11].

3.3.2.1. Medida de la humedad relativa

El dispositivo utilizado para medir la humedad absoluta, temperatura de punto de rocío, y relación de mezcla. El dispositivo utilizado para la toma de datos es un sensor analógico de humedad relativa y temperatura modelo PC33 de Michell Instruments, definido y descrito en la tabla 3.2.

Se utiliza un sensor de humedad capacitivo, denominado así por utilizar la capacitancia para medir la humedad relativa del aire a través del uso de un condensador. Consiste fundamentalmente en una placa de condensador con un material dieléctrico entre ellas, que normalmente es un material polimérico destinado a absorber el agua en función de la humedad del ambiente. Cuando la humedad atmosférica varía, el agua absorbida por este material polimérico cambia, cambiando a su vez sus propiedades electromagnéticas, y variando por tanto la capacidad del condensador. El proceso de medición consiste en cuantificar la capacitancia del condensador diseñado, para posteriormente interpretar los datos mediante el proceso de transducción. El proceso realizado en el transductor consiste en transformar o traducir el valor de la capacitancia en un valor de humedad relativa del aire.

3.3.2.2. Medida de la dirección y velocidad del viento

Para la medida de la dirección y velocidad del viento en la instalación, se utiliza un anemómetro HD52.3D de dos ejes. Este tipo de instrumentos, son anemómetros ultrasónicos

Tabla 3.2: Principales características técnicas del sensor de humedad

Funcionamiento	
Rango de medición (RH)	0 a 100 % HR
Rango de medición (T)	-20°C a 80°C
Precisión Humedad a 23°C	PC52: ± 2 % HR (10-90 % HR) PC33: ± 3 % HR (30-80 % HR)
Precisión Temperatura a 23°C	PC52: $\pm 0,2$ °C PC33: $\pm 0,3$ °C
Estabilidad del sensor HR	± 1 % HR/año
Especificaciones eléctricas	
Señal de salida	0-20mA, 0 a 1 V, 0 a 5V, 0 a 10V
Alimentación	14 a 30 Vcc (salidas 0 a 10V) 5 a 30 Vcc (salidas 0 a 1V y mA)
Funcionamiento y protección	
Rango funcionamiento	-30°C a 85°C
Protección	IP65
Materiales	Polímero y acero inoxidable
Dimensiones	L=130mm, ϕ 19=mm
Peso	30 gramos
Conexión	M12

estáticos, que permiten tomar la medida de la velocidad y la dirección del viento. Estos equipos tienen dos salidas analógicas, para velocidad del viento y la dirección, con configuración de fábrica entre 4-20mA (estándar), 0-1V, 0-5V y 0-10V. Lógicamente, para hacer coincidir los parámetros con las entradas del datalogger, se utiliza la salida 0-5V para recopilar la información en tiempo real, junto al resto de los parámetros del sistema.

Un anemómetro ultrasónico funciona utilizando la técnica de tiempo de vuelo ultrasónico. Este tipo de anemómetro generalmente consta de dos transductores ultrasónicos, tomando medidas en direcciones con ejes perpendiculares entre sí. El principio de funcionamiento se basa en la medición del tiempo que tarda un pulso ultrasónico en viajar entre los transductores, tanto en la dirección del viento como perpendicular a ella. Cuando el viento incide sobre los transductores, este provoca un retraso en el tiempo de vuelo de los pulsos ultrasónicos en la dirección opuesta al viento y, al mismo tiempo, produce un adelanto en el tiempo de vuelo en la dirección perpendicular al viento. De este modo, la velocidad del viento se calcula midiendo la diferencia en el tiempo entre los pulsos ultrasónicos en ambas direcciones. Por otro lado, la dirección del viento se determina al comparar las diferencias en el tiempo de vuelo de los dos ejes perpendiculares del anemómetro.

Las principales características del anemómetro utilizado, se muestran en la tabla [3.3](#).

3.3.2.3. Medida de la radiación solar

En la estación meteorológica se dispone de un piranómetro utilizado para cuantificar y medir la radiación solar en cada momento. Un piranómetro es un dispositivo de medición de la radiación solar, entendida esta como flujo de energía proveniente del sol y expresado en función de una superficie dada (W/m^2). Se compone de una cúpula de cristal y una pila termoelectrica.

En primer lugar, la función de la pila termoelectrica, consiste en medir la radiación solar propiamente dicha. Formada por sectores blancos y negros, absorbe la radiación solar en un rango de entre 300 y 50000 nm. A través de este elemento, se obtiene también la respuesta de la medición ante la influencia del ángulo de incidencia, que será mayor cuanto más

Tabla 3.3: Principales características técnicas del anemómetro ultrasónico

Medición viento	
Sensor	Medidor ultrasónico
Rango de medición velocidad (m/s)	0 - 60 m/s
Resolución	0.01 m/s
Precisión	+/- 0.3 m/s
Rango medición dirección (°)	0 - 360°
Resolución	0.1°
Precisión	2° RMSE de 1.0 m/s
Señal de salida	
Velocidad del viento	0 - 5 V
Dirección del viento	0 - 5 V

Tabla 3.4: Principales características técnicas del piranómetro

Respuesta del coseno	45° ángulo cenital (1 %)
Respuesta del coseno	75° ángulo cenital (5 %)
Exactitud	5 % repetitividad 1 %
Sensibilidad	0,25 (W/m^2)
Salida	0 a 5 V (4,4V a 1,100 (W/m^2))
Tensión de salida	2,5 a 5,5, Vcc
Potencia de entrada	5 a 5,5 Vcc
Conectividad	Cable 5 metros de par trenzado
Propiedad material	Aluminio anodizado y lente acrílica
Dimensiones: Altura	27,5 mm
Dimensiones: Diámetro	24 mm
Peso	70 gramos

perpendicularmente incida sobre el sensor, y menor cuanto más transversal sea. Se compone con un conjunto de termopares horizontales, soldados a una serie de pletinas de cobre y una placa de latón, pintado todo ello de color negro para absorber el mayor porcentaje de radiación posible. Al incidir la radiación y provocar un incremento de temperatura, se induce una diferencia de potencial directamente proporcional a la diferencia térmica captada por los termopares mencionados.

En segundo lugar, la cúpula de cristal, formada por semiesferas transparentes, tiene la misión de captar la radiación proveniente de la parte superior (es decir, la luz solar), con un campo de recepción de luz de 180°. Limita el rango de respuesta de 300 a 2800 nm, tal y como se describe en la tabla [3.4](#).

3.3.3. Parámetros monitorizados del propio conductor

3.3.3.1. Sensores térmicos: El sensor PT100 y su conexión

Los sensores térmicos utilizados en el prototipo de pruebas, consisten en dos sensores PT-100, que se han calibrado a través de unos transductores de salida 0-5V para la captura de datos en tiempo real y la toma de valores en continuo.

Un sensor PT-100 es un tipo de sensor de temperatura resistivo que sirve para medir temperaturas en un rango amplio de valores, comúnmente utilizado en aplicaciones industriales y de laboratorio. El término "PT100" se refiere a "Platinum 100", indicando que está hecho de platino y tiene una resistencia de 100 ohmios a 0°C. En este tipo de sensores al aumentar la temperatura a la que está expuesto, incrementa su resistencia según un comportamiento

conocido, lo que nos permite establecer el valor de la temperatura a estudiar, que en este caso es la temperatura superficial del conductor.

El sensor utilizado está construido con un alambre de platino puro que tiene una resistencia eléctrica específica que cambia de manera predecible con la temperatura. La resistencia eléctrica del platino aumenta con la temperatura, y el sensor PT100 aprovecha este principio, ya que a medida que cambia la temperatura del sensor, también cambia su resistencia eléctrica, siendo éste el parámetro a estudiar. La relación entre la resistencia y la temperatura sigue la curva definida por la ecuación estándar llamada ecuación de Callendar-Van Dusen. Esta ecuación describe cómo la resistencia varía en relación con la temperatura. El incremento de la resistencia de la PT-100 en relación al aumento de la temperatura, no es lineal pero si creciente y conocido. La variación y el comportamiento responden al característico del platino por lo que es posible encontrar la temperatura exacta a la que se encuentra sometido. En el prototipo de pruebas, se ha verificado la medida de estas sondas mediante varias comprobaciones o test diferentes, que son descritos en la parte final de este apartado. Se incluye una fotografía del sensor en [3.13](#).



Figura 3.13: Sensor RTD PT100 de 3 hilos, sonda: Ø 6mm

La elección de este sistema de medida en el prototipo de pruebas se debe a que los sensores PT-100 tienen algunas ventajas, como una precisión alta, estabilidad a lo largo del tiempo y una buena respuesta a una amplia gama de temperaturas. Además, pueden ser utilizados en entornos exigentes debido a su durabilidad y resistencia a condiciones extremas, por todo ello, se han seleccionado para realizar la toma de datos térmicos en el prototipo de pruebas.

Los sensores PT-100 utilizados en el ensayo son sensores encapsulados, donde el platino y la captura de datos se ubica dentro de un tubo de acero inoxidable, denominado vaina. Dentro de la vaina del sensor, en la parte final de la vaina se encuentra el elemento sensible (Sensor RTD). La parte inicial de la vaina alberga el terminal eléctrico de los cables.

Sensores térmicos: Transductores de medida.

El transductor de medida es el dispositivo utilizado para convertir una magnitud física en otra, permitiendo la medición y la interpretación de datos. En el caso del prototipo y la instalación, se trata de un transductor de medida con entrada de valores de resistencia (expresados en Ohmios) y salida de valores de tensión en corriente continua (expresados en voltios), por lo que se utiliza para transformar información resistiva en una señal de voltaje. Se incluye una fotografía del mismo en la figura [3.14](#).

Cuando se emplea una entrada de valores de resistencia, como en el caso de una sonda PT-100 que varía su resistencia con la temperatura, el transductor se encarga de transformar esos valores de resistencia en una señal de salida de tensión en continua. Para ello, emplea circuitos internos que pueden ser configurados o calibrados de manera que la variación en la resistencia de entrada se traduzca proporcionalmente en una variación en la tensión de salida, por lo que el ajuste inicial para lograr la salida que requiere el data logger es primordial.

Los convertidores utilizados son dos dispositivos Remberg Termo-PT-V, convertidores de PT-100 a tensión, para Pt100 de 3 hilos con compensación de línea, protegido cumpliendo normas EMC para aplicaciones industriales.

La salida del convertidor se puede ajustar para generar valores de tensión en un rango de 0 a 10V. Sin embargo, es necesario adecuar este rango de salida para que los valores de medida sean compatibles con la escala de entrada de 0 a 5V del data logger.

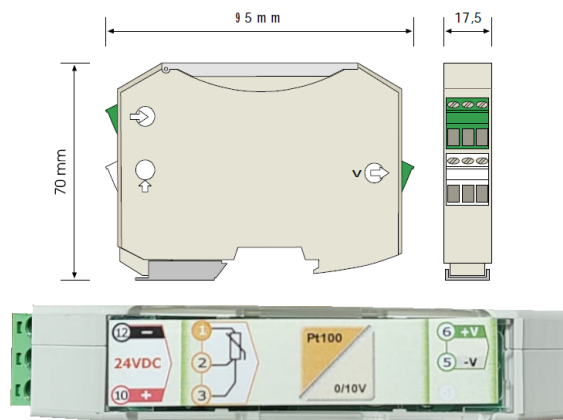


Figura 3.14: Convertidor de PT-100 a Tensión 0-5V

Para lograr esto se emplean dos puntos de referencia clave. El primero corresponde a la temperatura mínima de trabajo, fijada en 0 grados centígrados, lo que en la sonda PT100 equivale a unos 100 ohmios de resistencia. Este punto se ajusta para que el convertidor produzca una salida de 0V. El segundo punto, representativo de la temperatura máxima de trabajo de aproximadamente 250 grados centígrados (equivalente a 194,07 ohmios en la sonda PT-100), se trata de ajustar para obtener una salida de alrededor de 5V en el convertidor.

Este procedimiento asegura que las mediciones comprendidas entre 0 y 250 grados centígrados estén representadas en un rango de 0 a 5V. De esta forma, se garantiza el correcto funcionamiento del sistema a lo largo de todo el rango de trabajo habitual del sensor, facilitando la interpretación y la precisión de las mediciones realizadas. El ajuste de las tensiones de salida, se realiza en el propio convertidor, que posee cuatro tornillos de ajuste diferenciados, dos para cada uno de los puntos de trabajo. Las características técnicas se detallan en la tabla [3.5](#).

En este proceso de ajuste, se aproxima la salida deseada mediante un simulador PT-100, que consiste en una resistencia con un valor de 100Ω , que simula los cero grados, y se ajusta la salida del mismo para una tensión de 0V. El ajuste se realiza mediante un tornillo de ajuste denominado “ajuste grueso” en primer lugar, y se afina mediante el segundo tornillo de ajuste, “ajuste fino”. Se procede de igual manera con el segundo punto de trabajo, con la simulación de 195Ω , al no poseer un simulador de 194.07Ω . El problema se resuelve mediante una interpolación directa del valor de ensayo, siendo la temperatura correspondiente a 195Ω de 252.569°C . Este valor de temperatura, corresponde a los 5V de tensión de salida.

Tabla 3.5: Principales características técnicas del convertidor

Entrada	
Resistencia máxima de línea	50 ($\Omega/hilo$)
Efecto resistencia cable de compensación	0,015 (C/Ω)
Corriente excitación a sensor	± 1 mA
Precisión	
Máximo error global	(0,1 %)
Error de linealidad	(0,08 %)
Deriva térmica	0,2 mV/C
Tiempo de respuesta	50 mSeg

Por otro lado, antes de proceder con las mediciones y la captura de datos final, se realizan una serie de ajustes y procedimientos previos, en la propia instalación, para asegurar la validez de los mismos.

Sensores térmicos: Esquema de conexión.

Una vez seleccionados los sensores térmicos a utilizar, se diseña el sistema que se utilizará para la toma de datos del prototipo. Se deben cumplir varios requerimientos, entre los que se encuentra la captura de datos vinculados a la temperatura superficial del conductor, la estabilidad en el tiempo, y la colección de valores en continuo.

El esquema de conexión y montaje físico de las sondas PT-100, y la captura de datos se realiza de la siguiente manera:

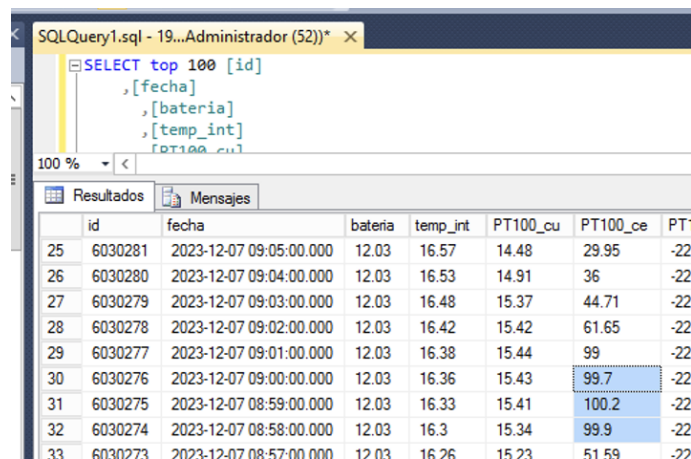
1. **La sonda PT-100:** Se encuentra en contacto con la superficie del conductor en el punto de estudio. Además, para garantizar la correcta medida de la temperatura superficial, se encuentra adherida al mismo mediante una pasta de alta conductividad térmica, especialmente colocada para tal fin. En la parte exterior, y recubriendo tanto el sensor como el conductor objeto de estudio, se ha instalado una cinta para la fijación mecánica del sensor. La cinta seleccionada está específicamente diseñada para soportar altas temperaturas, compuesta de aluminio y utilizada frecuentemente para cubrir fugas en tubos de gases de alta temperatura y entornos industriales. Se ha seleccionado este material por cumplir con los principales requerimientos técnicos, entre los que se encuentra que soporte las temperaturas de trabajo, que sea capaz de sujetar mecánicamente el sensor junto al conductor, que tenga un coeficiente de reflexión similar al del conductor, y que no suponga un incremento volumétrico reseñable para evitar el efecto aleta, o incremento de disipación del calor en el punto de estudio.
2. La sonda PT-100 se comunica con el transductor, a través de una terna de cables, siendo dos de ellos cables puenteados para minimizar los errores causados por la resistencia del cableado. El uso de tres conductores en sensores se relaciona con la compensación de la resistencia inherente de los cables en la medición de señales, la configuración de dos cables puenteados es comúnmente utilizada para reducir el error causado por la resistencia de los cables y para garantizar mediciones más precisas. Esta técnica ayuda a compensar la resistencia del cable debida a la longitud del mismo y minimiza los errores asociados con la longitud de los conductores.
3. **El transductor:** Es un componente esencial que transforma la señal de lectura proporcionada por el sensor PT-100, inicialmente en ohmios, en una señal de voltaje específica. Esta conversión es fundamental para que dicha señal sea compatible con el sistema de adquisición de datos, en este caso, un data logger que opera con una escala de entrada de 0 a 5 voltios. Para lograr un sistema de medida adecuado, y una relación

precisa entre el sensor, el transductor y el sistema de registro de datos, es crucial ajustar y parametrizar el transductor. Esto implica establecer y afinar cuidadosamente su funcionamiento para que la señal de salida sea coherente con la escala de entrada del data logger (0-5V). Es decir, el proceso implica no solo la configuración precisa del transductor para la conversión de señales, sino también la optimización del algoritmo de procesamiento en el programa del servidor. Esta combinación permite establecer una curva de comportamiento confiable y precisa para la recolección y el análisis de datos provenientes del sensor PT-100.

4. **El data Logger:** Este dispositivo es el encargado de recopilar, almacenar y transmitir los valores de voltaje, que oscilan entre 0 y 5V, provenientes del transductor. Mediante una entrada específica, registra estos datos a intervalos de un minuto y los envía al servidor del departamento, que realiza la recolección de datos de manera automática cada 15 minutos. Estos datos son guardados en una tabla que puede ser exportada en formato Excel para su análisis y procesamiento. Además de los datos relativos a la temperatura, captura y recopila de manera simultánea el resto de parámetros de estudio, es decir, que el data Logger se encarga de capturar toda la información de la sensorica instalada en el prototipo.
5. **El procesamiento de datos:** Una vez obtenidos los datos de tensión, y a través de las ecuaciones de las curvas de comportamiento de la sonda PT-100, en el programa del servidor se transforma este voltaje en una medida de temperatura equivalente. De esta manera, se obtiene y almacena el valor de la temperatura superficial del cable en cada lectura en el propio servidor. El resto de parámetros se convierte y almacena de manera análoga.

3.3.3.2. Calibración de los sensores térmicos

En este subapartado se describen las comprobaciones y ajustes realizados en el sistema de captación de datos vinculado a los sensores térmicos descritos previamente. Para comprobar el correcto funcionamiento del sistema de captación de datos, se ha llevado a cabo un análisis previo del comportamiento de los sensores, así como unas comprobaciones previas de las mediciones realizadas, de manera que se pueda verificar que las mediciones realizadas durante los ensayos sean los valores adecuados.



The screenshot shows a SQL query window with the following query: `SELECT top 100 [id], [fecha], [bateria], [temp_int], [PT100_cu]`. Below the query, a table of results is displayed with columns: id, fecha, bateria, temp_int, PT100_cu, PT100_ce, and PT100. The table contains 10 rows of data, with the last row (id 33) highlighted in blue.

id	fecha	bateria	temp_int	PT100_cu	PT100_ce	PT100
25	6030281	2023-12-07 09:05:00.000	12.03	16.57	14.48	29.95
26	6030280	2023-12-07 09:04:00.000	12.03	16.53	14.91	36
27	6030279	2023-12-07 09:03:00.000	12.03	16.48	15.37	44.71
28	6030278	2023-12-07 09:02:00.000	12.03	16.42	15.42	61.65
29	6030277	2023-12-07 09:01:00.000	12.03	16.38	15.44	99
30	6030276	2023-12-07 09:00:00.000	12.03	16.36	15.43	99.7
31	6030275	2023-12-07 08:59:00.000	12.03	16.33	15.41	100.2
32	6030274	2023-12-07 08:58:00.000	12.03	16.3	15.34	99.9
33	6030273	2023-12-07 08:57:00.000	12.03	16.26	15.23	51.59

Figura 3.15: Datos de calibración importados SQL en el servidor

Se han llevado a cabo ajustes y pruebas preliminares mediante un análisis de varios puntos

Tabla 3.6: Temperaturas medidas tras el ajuste del sistema

Test	PT100 A	PT100 B
t1	100.2 C	99.7 C
t2	99.8 C	100.2 C
t3	99.6 C	99.9 C

térmicos lo suficientemente fiables y verificables. Estas mediciones proporcionaron datos de referencia y de ajuste esenciales para el correcto funcionamiento del sistema de medida. Los puntos seleccionados, la temperatura de fusión del agua a 0°C y la temperatura de ebullición a 100°C, se consideran lo suficientemente precisos y fiables, como para ser utilizados como parámetros de referencia en el proceso de calibración del sistema. Estos puntos, se han denominado puntos de control, o puntos de referencia.

La primera de las medidas de calibración del equipo, con las características de la propia instalación, longitud de conductores, conexiones y todos los dispositivos, se realiza con el punto de control de cero grados centígrados (0°C). Mediante este punto se puede ajustar el primer punto de comportamiento del sistema. Para conseguir esta temperatura, se ha introducido en un recipiente con paredes aislantes térmicamente, un termo, un bloque de hielo. Se ha esperado a que la fusión del hielo alcance el 50 % del volumen aproximadamente, para asegurar que se encuentra en la temperatura del cambio de estado de sólido a líquido, que en el agua a presión de 1 atmósfera, a nivel del mar es de 0°C. Alcanzada la temperatura de referencia del punto de control, se introduce el sensor PT-100 en condiciones reales de la instalación en el fluido a la temperatura de referencia. Se realizan 3 mediciones distintas, manteniendo el sensor durante al menos 5 minutos inmerso en el agua a 0°C, y seleccionando las medidas térmicas intermedias (es decir, ni la primera ni la última).

La segunda medida de calibración se realiza mediante el punto de control de 100°C, temperatura de evaporación del agua a presión atmosférica. Se procede a hervir un volumen de unos 3 litros de agua, mediante un hornillo de gas. Una vez el agua se encuentra en ebullición, se sumerge el sensor, siguiendo el mismo procedimiento que en el caso anterior.

Este proceso sirve para la primera toma de datos y ajuste de los convertidores y la curva programada en el servidor. Una vez ajustado el sistema, se repite la medición en tres días diferentes, para asegurar el correcto funcionamiento del sistema de medición. Los resultados en el punto de trabajo de 100°C se muestran en la tabla 3.6 que se pueden constatar en la figura 3.15, en los que se puede observar una ligera variación en torno al resultado esperado, pero con resultados promedio de las medidas bastante satisfactorios (el valor a lo largo de un periodo de tres mediciones, resulta muy acertado y próximo al valor esperado en ambos sensores). Hay que destacar que el test de la primera sonda y el de la segunda, se realizan en momentos diferentes.

3.3.3.3. Trafo de núcleo partido para la medida de la corriente

Para monitorizar la corriente inducida en el lazo del prototipo se instala un trafo de núcleo partido 3.16. Este trafo se va a utilizar para enviar en tiempo real las lecturas obtenidas con el resto de los datos.

La relación de transformación es de 1000:5, por lo que va a reducir 200 veces la intensidad inducida en el lazo. Posteriormente con un transductor, esta intensidad esperada entre 0 y 5 amperios, se convertirá en un voltaje de entrada al data Logger. La clase de precisión de los transformadores de medida se designa mediante un número que representa el límite superior del error de intensidad o tensión permitido, expresado en porcentaje, considerando la tensión o intensidad primaria asignada y la carga de precisión. Las clases de precisión normales para transformadores de intensidad y tensión inductivos incluyen valores como 0.1 – 0.2 – 0.5 – 1.0 – 3.0, según la norma UNE-EN IEC 61869-11:2019 [45]. En este caso se

Tabla 3.7: Principales características del transformador de medida de intensidad de núcleo partido

Nombre	Símbolo	Valor	Unidad
Relación de transformación	K_n	1000:5	A
Potencia nominal	S_n	10	VA
Clase de precisión	-	0.5	-
Corriente nominal máxima	I_{dyn}	100	kA
Frecuencia nominal	f	50-60	Hz



Figura 3.16: Fotografía del trafo de medida de intensidad de núcleo partido. (a) Figura izquierda: Características técnicas. (b) Figura derecha: Instalación del trafo.

ha utilizado una clase del tipo 0.5, que representa contadores y aparatos de medida. Las clases 0.1 y 0.2 se utilizan para laboratorios. La clase 1 y 3 son para aparatos de cuadros y aparatos de medida que no requieran una precisión elevada. Todas las características del transformador aparecen descritas en la tabla [3.7](#).

3.3.3.4. Transformador de aislamiento

Para alimentar y proteger el sistema de instrumentación y monitorización, se instala un transformador de aislamiento. De esta manera se pretenden evitar posibles daños de los transductores producidos por corrientes de retorno inducidas en los sensores en contacto con el conductor de ensayo y evitar los efectos perniciosos de posibles sobretensiones de la red o de descargas atmosféricas. La única misión de este elemento por tanto, es la protección de los equipos de medida y toma de datos.

En cuanto a los principales parámetros del autotransformador, se utiliza una potencia nominal $S_n = 0,8kVA$, con una relación de transformación $r = 230/230V$, una tensión de cortocircuito $V_{cc} = 8\%$, y una tensión de aislamiento de 35 kV.

3.3.4. Instrumentación y equipos de medida auxiliares

En este apartado se van a describir todos los equipos utilizados para la medida de parámetros vinculados al prototipo y necesarios para el proceso de cálculo, que no se encuentran instalados de forma permanente en el prototipo de pruebas, y no toman las mediciones con carácter automático.

Con el objetivo de realizar diversas comprobaciones, la puesta en marcha de todo el sistema y la calibración de la instrumentación permanente de medida, se han utilizado

diversos sistemas de medida. Los vinculados con las mediciones de carácter térmico son:

1. Cámara termografía Flir E 40 para la realización de fotografías termográficas, toma de datos en puntos de la instalación y los armarios, y el control en las variaciones térmicas del conductor. La cámara termográfica, perteneciente al grupo de investigación, tiene un rango de temperaturas de -20°C hasta 650°C , por lo que resulta un equipo adecuado de medida. Proporciona imágenes con una resolución de 160×120 pixels, y una precisión térmica (según la ficha técnica de la misma) de $0,07^{\circ}\text{C}$ a una temperatura de 30°C .
2. Medidor multifunción Testo 435-4 para la toma de datos de temperatura ambiente y medición de la temperatura del conductor mediante la sonda de contacto del mismo equipo. El equipo junto a la sonda de contacto, permite tomar temperaturas superficiales del conductor en rangos de medición desde -30°C hasta 300°C . Constituida por un termopar del tipo "K", y un tiempo de respuesta de 3 segundos, permite medir la temperatura superficial del conductor incluso en superficies rugosas, ideal para el conductor HTLS.
3. Multímetro eléctrico con pinza amperimétrica Carlo Gavazzi" modelo PAN-6215, que permite la medida de intensidades hasta 700 amperios, además del resto de medidas habituales de un polímetro eléctrico.
4. Multímetro eléctrico con pinza amperimétrica "Proinsa" modelo 3511937 Clamp-Meter, que permite la medida de intensidades hasta 1000 amperios, además del resto de medidas habituales de un polímetro eléctrico.

Capítulo 4

Resultados

4.1. Introducción

En este capítulo se desarrollan y analizan los principales resultados obtenidos durante el experimento, además de proponerse mejoras para aumentar la precisión de los modelos de cálculo existentes.

Se procede a estructurar el apartado de resultados en tres grandes bloques:

- Calibración y comprobaciones previas
- Análisis del comportamiento de los conductores HTLS
- Propuestas de mejora de los procesos de cálculo.

En primer lugar, en el apartado de análisis previo, se verifica la viabilidad del ensayo de conductores en el prototipo. Se analiza, evalúa y justifica que el comportamiento del prototipo es extrapolable y comparable al que tendría el conductor en una línea en operación. En este mismo apartado, se describen brevemente las comprobaciones y calibraciones realizadas antes del proceso de captura de datos. Asimismo, se lleva a cabo un análisis previo del efecto aleta para evaluar el comportamiento térmico del conductor en ensayo y garantizar que el reducido tamaño de la prueba, en comparación con una línea en operación real, no genere diferencias térmicas significativas que invaliden los resultados del test.

En el siguiente apartado, dedicado al análisis del comportamiento de los conductores, se realiza un estudio comparativo entre los resultados experimentales y los modelos teóricos. Se lleva a cabo un análisis paramétrico teórico en paralelo al análisis experimental, en el que todos los parámetros y variables que influyen en el comportamiento térmico del conductor son examinados de manera individual.

Finalmente, se incluye un apartado con propuestas para mejorar la precisión de los procesos de cálculo. En él, se presentan diversas modificaciones y ajustes a los métodos actuales con el objetivo de optimizar la estimación de la ampacidad de los conductores. Además, se evalúa la precisión de estas propuestas comparando los errores y desviaciones antes y después de su implementación.

Tabla 4.1: Comparación entre la medida de campo y la medida monitorizada

TEST	Medida campo (A)	Medida monitorizada (A)	% diferencia
1	201,1	202,3	-0,60 %
2	398,7	399,8	-0,28 %
3	604,2	605,1	-0,15 %
4	797,4	793,1	0,54 %

Tabla 4.2: Comparación de temperaturas medidas por sensores PT-100

TEST	PT-100 a T(°C)	PT-100 b T(°C)	% Error promedio
1	99,7	100,0	0,15 %
2	100,2	100,6	-0,40 %
3	99,9	100,2	-0,05 %

4.2. Calibración del prototipo y comprobaciones previas

En este apartado se van a desarrollar y a describir, todas las acciones realizadas para las comprobaciones previas del sistema, verificación de la precisión de los sistemas de medida y la puesta en marcha del conjunto.

Antes de proceder a la toma de datos para el estudio en condiciones de carga reales, se debe verificar el correcto funcionamiento y comportamiento del prototipo. Para lo cual se han diseñado una serie de ensayos previos, que buscan afianzar el correcto análisis metodológico del sistema a ensayar.

Entre los parámetros que se deben analizar destacan el análisis de posibles problemas debidos a disipaciones excesivas de calor en los herrajes del sistema, como el efecto aleta, y comprobaciones de medida de los diversos sensores mediante el duplicado de instrumentación inicial de medida.

4.2.1. Verificación de las mediciones del sistema

Antes de proceder al desarrollo experimental de la toma de datos es necesario comprobar y validar que todo el sistema realiza mediciones con la precisión adecuada.

La verificación de la medida de intensidad se ha realizado comparando los resultados obtenidos en campo mediante dos pinzas amperimétricas y los resultados obtenidos en el laboratorio mediante el transformador de núcleo partido. En este caso se han podido realizar distintas pruebas, arrojando valores que han sido satisfactorios en la primera evaluación de resultados, obteniendo errores prácticamente despreciables.

Cabe destacar que no se han podido realizar mediciones con más de 800 amperios, pues el rango de medida de la pinza amperimétrica utilizada no alcanza valores mayores.

En cuanto a la calibración inicial de los sensores térmicos PT-100, se han realizado mediante un ajuste inicial a 0 y a 100°C, utilizando agua en ambos cambios de estado. Los errores se han ajustado inicialmente para una pendiente adecuada para ambos valores, y finalmente aumentando la precisión para los 100°C. La medida de las dos sondas midiendo agua en estado de ebullición, ha sido la expresada en la tabla 4.2

Posteriormente, se comprueba su funcionamiento a mayores rangos de temperatura, y se ajustan los valores mediante el uso de la sonda de contacto y la cámara térmica. Se pueden apreciar los resultados en el capítulo siguiente, al analizar el efecto aleta.

Cabe destacar, que la cámara térmica no ha sido capaz de prestar operación precisa a partir de una temperatura de unos 160°C, ya que las elevadas corrientes inducidas provocaban que el campo magnético afectase al funcionamiento de la cámara.

4.2.2. Análisis del efecto aleta

4.2.2.1. Preámbulo e introducción

Dadas las condiciones geométricas y dimensionales descritas en el apartado correspondiente al apartado de metodología y la descripción del prototipo, vinculadas a las propias limitaciones físicas del prototipo de pruebas utilizado, resulta necesario comprobar el adecuado comportamiento a nivel térmico del conductor a ensayar, para comprobar y verificar que el reducido tamaño de la prueba, en comparación con una línea en estado operacional real, no presenta diferencias térmicas significativas que puedan invalidar los resultados del test.

El fenómeno físico que se debe analizar es el denominado efecto aleta, que consiste en la disipación extra de calor producida en las superficies expuestas laterales del propio prototipo. Dicha disipación puede producir un efecto pernicioso en las mediciones, induciendo un error en el cálculo de los parámetros a estudiar.

Abordando este concepto desde la Ley de Newton del Enfriamiento, se puede observar que la transferencia de calor entre una superficie y el fluido que la rodea (refrigeración del conductor en este caso), es directamente proporcional al área de contacto, al diferencial térmico y al coeficiente de convección o coeficiente de película, siguiendo la siguiente ecuación:

$$\frac{Q}{A} = h \cdot (T_{sup} - T_{fluido}) \quad (4.1)$$

Donde:

- Q = Transferencia de calor por convección (W)
- A = Superficie o área de contacto entre el cuerpo y el fluido (m^2)
- T_{sup} = En este caso, temperatura del cuerpo (temperatura más alta) (K)
- T_{fluido} = Temperatura del fluido alejado del cuerpo (K)
- h = Coeficiente de película o de convección (W/m^2K)

El coeficiente de película se debe a la refrigeración producida por el efecto del viento y la convección natural del conductor por lo que no admite variación o interferencia en el prototipo respecto un modelo real. Las condiciones climatológicas del sistema no van a ser variables controladas en ninguno de los casos y afectarán de igual forma a la instalación experimental que al prototipo de simulación. Por otro lado, dado que las temperaturas se pueden considerar parámetros prefijados, al no poder interferir en la temperatura ambiente, ni admitir variaciones lineales extremas de la temperatura del conductor por la propia naturaleza del experimento, se debe analizar el factor o el parámetro de influencia de la ecuación mostrada previamente, concretamente la superficie o área de contacto. Por lo tanto, se debe realizar un estudio previo de la disipación de calor producida por las zonas de mayor superficie del prototipo.

Por este motivo se analiza la zona de los herrajes, que a través de su mayor superficie de exposición puede provocar una mayor disipación de calor de la deseada, refrigerando de forma anómala el conductor. Se busca evitar una mayor diferencia de temperatura, y por tanto de comportamiento, respecto una situación real, en la que debido a sus mayores dimensiones lineales y distancias entre apoyos se reduce el impacto puntual de estos efectos aleta en los apoyos de las líneas aéreas. Es decir, para validar el estudio, se debe lograr simular una situación real, en la que la distancia del punto medio del vano (en el conductor) respecto a los apoyos, es tan elevada que el efecto aleta de los herrajes es despreciable.

Se espera obtener, para una correcta simulación del sistema, una zona de temperatura estabilizada y aproximadamente constante en la zona central del vano del conductor, con una reducción de temperatura en las zonas próximas a los extremos debido a estos mayores efectos de refrigeración de los herrajes laterales.

Por tanto, mediante este análisis previo, se asegurará la correcta simulación de las condiciones reales de funcionamiento y se definirá y establecerá la posición ideal de la ubicación de las sondas térmicas PT100.

4.2.2.2. Proceso y toma de datos

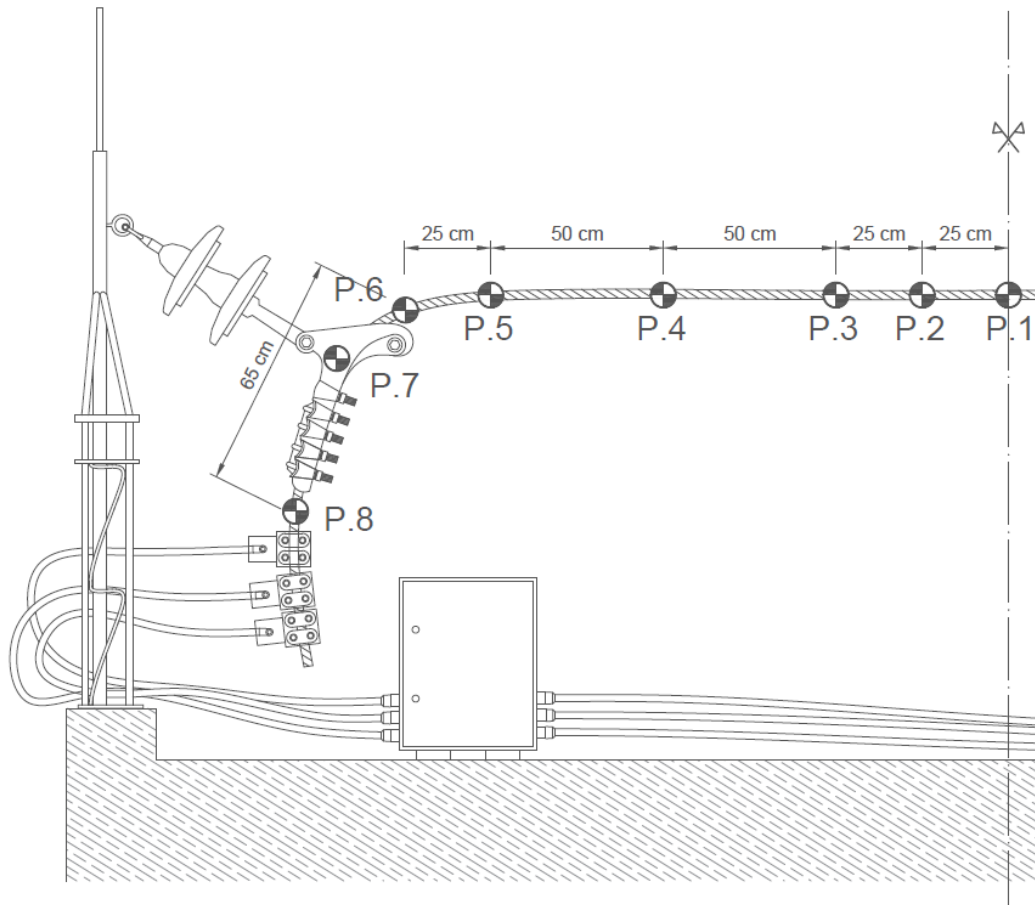


Figura 4.1: Esquema medidas efecto aleta

Se diseña una toma de datos empírica para analizar el comportamiento térmico del prototipo y de las influencias del efecto aleta descrito en el anterior apartado.

El proceso de la toma de datos se va a realizar en distintos estados de carga del conductor, dejando el valor de corriente constante durante 30 minutos para que el proceso pueda considerarse estacionario, y se consiga el equilibrio térmico del sistema. Para realizar un análisis del comportamiento térmico de todo el conductor, se van a instalar una serie de puntos para la toma de medida de la temperatura superficial de forma estandarizada en los distintos estados de carga. Para lo cual, se han situado desde el punto central del vano del conductor, ubicaciones separadas 25 centímetros cada una. En la zona de los apoyos también se instalan puntos de toma de datos cada 25 centímetros. Además, se sitúa un punto de análisis intermedio entre esas dos zonas, separado 50 centímetros de dichas regiones del conductor.

La situación de los puntos de captura de información se describe de manera gráfica en el plano de la figura 4.1. En dicho plano, se han acotado las distancias y la posición relativa de los puntos, para poder realizar un posterior análisis de la evolución lineal de la temperatura del conductor.

La cámara termográfica registra la intensidad de la radiación reflejada o emitida en la zona infrarroja del espectro electromagnético y la convierte en una imagen visible, en la que los distintos rangos de temperatura se representan mediante una escala de color. La energía infrarroja que irradia un objeto se enfoca con el sistema óptico de la cámara sobre un detector de infrarrojos, y post-procesado convierte estos valores captados por el sensor en la gama cromática seleccionada. Es decir, el detector envía los datos al sensor y se procesa la imagen.



Figura 4.2: Cintas de PVC y cinta de alta temperatura instaladas cerca del herraje. (a) Figura izquierda capturada mediante una cámara convencional. (b) Figura derecha correspondiente a una fotografía con la cámara térmica.

Para tomar unas medidas adecuadas y correctas es importante tener en cuenta y analizar la emisividad del objeto que se pretende estudiar. La emisividad es la eficacia con la que un objeto emite radiación infrarroja comparada con un emisor perfecto (conocido como cuerpo negro). En el caso del conductor que se pretende estudiar, al tener un acabado metálico, es un objeto muy reflexivo. Esto quiere decir, que el valor de la emisividad resulta muy bajo (del orden del 0.1 al 0.5), resultando muy complicado realizar una medición correcta en este tipo de materiales. La solución tomada en el prototipo se basa en colocar unos anillos de cinta aislante de color negro (que tiene una emisividad próxima al 0.95), que además de marcar los puntos de medida, va a permitir el trabajo de manera correcta con la cámara termográfica. Además, para una mayor seguridad y veracidad de la medida, se ha incluido una cinta opaca de color negro de fibra de vidrio especial para trabajos de altas temperaturas, de 10mm de ancho y de un valor de reflexividad muy bajo. La medida en cada punto se realiza analizando ambos anillos. Se puede observar el resultado del análisis termográfico de uno de estos puntos en la figura 4.2 y en la figura 4.3.

4.2.2.3. Análisis de los resultados y conclusiones

Como se ha descrito en el apartado previo, se han realizado distintos “escalones” de carga para el análisis del conductor. Para realizar el experimento y la toma de datos empírica se ha esperado a un día con unas condiciones climatológicas no demasiado influyentes en la misma, es decir, con baja irradiación solar, bajo viento y temperaturas moderadas.

Los estados de carga del conductor realizados han sido finalmente cuatro condiciones distintas. Se ha analizado el conductor en un estado bajo de carga, de unos 300 amperios. Posteriormente se ha ido aumentando gradualmente la carga hasta los 600 amperios, en

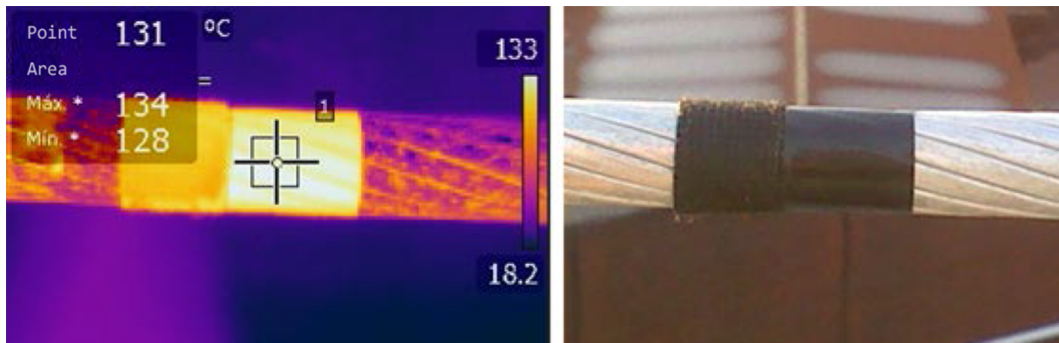


Figura 4.3: Fotografía de los puntos de medición de temperatura instalados en el conductor. (a) Figura izquierda capturada mediante una cámara térmica. (b) Figura derecha correspondiente a una fotografía convencional.

intervalos de 100 amperios, conociendo la ficha técnica y las limitaciones del conductor de 630 amperios según la ficha técnica. En cada intervalo de cada medición se ha apuntado la hora y la temperatura ambiente.

Para tener una mayor precisión en el análisis y en las medidas, se han utilizado los instrumentos de medida térmicos y eléctricos descritos en el apartado de instrumentación. Concretamente se ha utilizado la cámara termográfica FLIR E-40, la sonda de contacto TESTO 435 y el multímetro eléctrico con pinza amperimétrica Carlo Gavazzi modelo PAN-6215. Las temperaturas, tal y como se muestra en la tabla de la toma de datos [4.3](#), se han tomado con los dos equipos, y para en análisis posterior se ha utilizado el valor promedio de los resultados obtenidos por los diferentes equipos. En un mismo estado de carga, entre la medición con un equipo y otro, se han esperado entre 10 y 15 minutos aproximadamente, para garantizar una mayor fiabilidad del sistema en condiciones meteorológicas similares (pero no exactamente iguales).

Realizado el análisis de todos los puntos en los distintos estados de carga de corriente, se obtienen los resultados expuestos en la tabla [4.3](#).

Analizando la zona central, es decir, los 50 centímetros centrales que van desde el punto P1 a los puntos P2 laterales, se puede apreciar una zona con temperatura estabilizada, en la que se puede despreciar los diferenciales de temperatura en los 50 centímetros centrales. Analizando más detenidamente los resultados, se puede obtener que en esta zona de 50 centímetros del vano central, la diferencia térmica promedio es menor a 0.5°C , obteniendo concretamente una diferencia térmica promedio entre P1 y P2 de 0.24°C . Esta diferencia térmica puede ser considerada como despreciable a efectos de cálculo de la simulación térmica del prototipo. Por este motivo, la ubicación de los sensores térmicos PT100, se seleccionará en este punto central, ubicando uno de ellos en el punto medio del vano (como es lógico).

Comparando la temperatura del punto P2, con la temperatura del siguiente punto P3, se obtiene una temperatura diferencial promedio de 1°C . La evolución de la temperatura promedio, en función de la distancia en este tramo también puede ser considerada como prácticamente despreciable, siendo de $0.04^{\circ}\text{C}/\text{cm}$. En los entornos próximos a la zona de los herrajes, la temperatura se reduce considerablemente, con gradientes de temperatura comparados con el punto central de más de 40°C , con intensidades en torno a los 600 amperios.

El siguiente proceso realizado para analizar la influencia del efecto aleta en el prototipo utilizado se realiza mediante un salto cuantitativo de la corriente a estudiar. Para estudiar el efecto de disipación de calor en las zonas de los herrajes, se va a inducir una corriente muy superior a las intensidades previamente comentadas. Para ello se han propuesto dos estados de carga más, llegando a 750 amperios en estos escalones. Además para tener una versatilidad

Tabla 4.3: Tabla de captura de datos de las mediciones

MEDICIONES REALIZADAS												
Análisis del comportamiento térmico y del efecto aleta en la instalación												
INTENSIDAD (A)	Hora	CONSTANTES D (min)	Ta (°C)	Sensor	P.1	P.2	P.3	P.4	P.5	P.6	P.7	P.8
Corriente inducida en el lazo	Hora de la medición	Duración régimen de carga	Temp. ambiente	CT: Camara SC: Sonda	Temp °C	Temp °C	Temp °C	Temp °C	Temp °C	Temp °C	Temp °C	Temp °C
297	9:00	30	14,1	CT	32,3	31,4	30,7	30,7	27,8	24,8		18,5
297	9:10	40	14,3	SC	31,8	31,7	30,7	29,7	27,3			17,3
300 A				Promedio	32,05	31,55	30,7	30,2	27,55	24,8		17,9
401	9:40	30	14,7	CT	41,7	41,7	41,1	35	33,5	31,7		22,4
401	9:45	35	14,8	SC	42,3	42,1	41,5	35,8	33,9	31,9		22,9
400 A				Promedio	42	41,9	41,3	35,4	33,7	31,8		22,65
506	10:30	45	15,1	CT	60,3	60,1	60	56,9	53,1	43,9		26,5
506	10:40	55	15,1	SC	59,5	59,1	55,8	56,1	52,1	44,2		24,7
500 A				Promedio	59,9	59,6	57,9	56,5	52,6	44,05		25,6
602	11:15	35	15,8	CT	67,3	67,4	66	63,6	56,4	44,2		26,9
602	11:20	40	15,9	SC	64,2	64	63,7	61,7	52,2	43,5		27,3
600 A				Promedio	65,75	65,7	64,85	62,65	54,3	43,85		27,1
663	10:20	75	22,4	CT	102,9	102,5	101,2	93,7	73,3	65,8		32,2
663	10:20	75	22,4	SC								
665 A				Promedio	102,9	102,5	101,2	93,7	73,3	65,8		32,2
742	11:20	60	22,5	CT	129,8	130	129,7	122	106	91,3		40,1
742	11:20	60	22,5	SC								
740 A				Promedio	129,4	129,8	129	124,3	106	91,3		40,1

mayor, se ha realizado en unas condiciones climatológicas distintas, concretamente en un día ligeramente soleado y con poco viento.

Los resultados de esta segunda prueba, se han incluido en la tabla de datos obtenida durante la prueba, y resumida en la tabla de la figura 4.3. Las curvas de la evolución térmica lineal a lo largo de la longitud del conductor, se han representado en la figura 4.4 donde lógicamente, quedan representados por las curvas de las temperaturas más elevadas en la zona superior de la gráfica.

Analizando estos estados de carga más elevados, se puede realizar una comparativa similar a la realizada en los estados anteriores. Comparando la temperatura del punto "P1", con la temperatura del siguiente punto "P2", se obtiene una temperatura diferencial promedio inferior a medio grado centígrado, incluso se puede considerar el mismo valor, ya que este rango puede pertenecer incluso a los errores de medición de los propios aparatos de medida, siendo este diferencial térmico prácticamente despreciable. La evolución de la temperatura promedio, en función de la distancia en este tramo también puede ser considerada como prácticamente despreciable, siendo de $0,02^{\circ}\text{C}/\text{cm}$. Dicho razonamiento se puede aplicar en toda la distancia del tramo central, desde P1 hasta P3. En el siguiente tramo, desde P3 hasta P4, se produce una caída considerable de temperatura a lo largo de esos 50 centímetros de distancia, alcanzo un valor de 4,7 grados centígrados, y una evolución longitudinal de $0,1^{\circ}\text{C}/\text{cm}$. En las zonas de los apoyos se produce una caída de temperatura realmente importante, obteniendo un decremento térmico del orden de los 50°C entre el punto P6 y el punto P8 en los herrajes, con diferencias lineales muy elevadas, del orden de $0,8^{\circ}\text{C}/\text{cm}$.

Atendiendo a todas las curvas de gradientes térmicos realizadas y comprobadas de manera empírica, se puede observar cómo el comportamiento de la zona central se mantiene en una figura "plana", con una temperatura constante en el tramo intermedio. Por este motivo, se puede considerar que la ubicación de los sensores de temperatura en esta zona del prototipo, puede reflejar un estado térmico de un punto alejado de los apoyos en una línea de transporte de alta tensión en un estado operacional estándar real. El rango de trabajo del conductor,

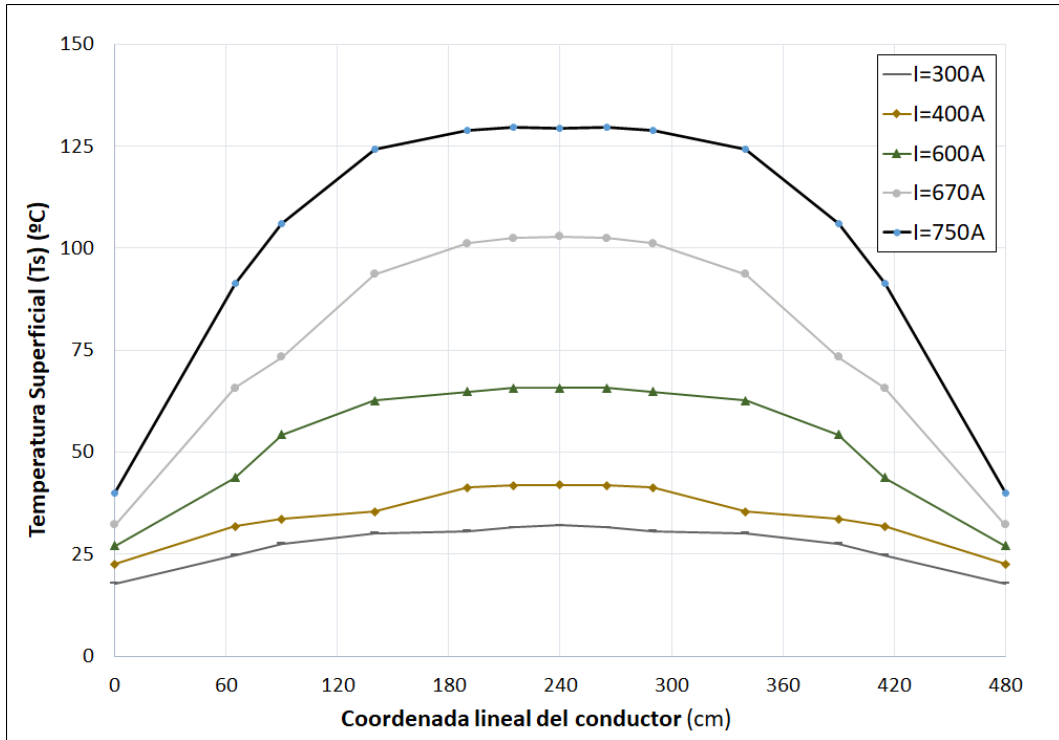


Figura 4.4: Gráfica de evolución térmica lineal del conductor

que según la ficha técnica en la tabla 3.8 permite en temperaturas elevadas trabajar con corrientes del orden de 750 amperios, se puede considerar equiparable al de una situación real, sin la influencia del efecto aleta de los herrajes debido a las reducidas dimensiones del prototipo en comparación con la situación real.

4.2.3. Análisis de la evolución dinámica de la temperatura

Se pretende analizar mediante otro test con el prototipo, previo a la captura de datos de mayor longitud temporal, el análisis empírico del comportamiento del conductor en condiciones reales. Es decir, se pretende comprobar mediante la toma de datos en la situación real, cómo evoluciona la temperatura del conductor en el tiempo, ante una respuesta en un intervalo o cambio brusco de las condiciones de carga de la línea y ver el tiempo empírico que tarda en alcanzar el estado estacionario.

Con el objetivo de conocer el comportamiento dinámico de la evolución de la temperatura del conductor, en función de los cambios bruscos de corriente, se realizarán varias pruebas para analizar los intervalos temporales existentes entre el escalón de temperatura y el alcance del régimen estacionario del sistema. Los valores de corriente pueden aumentar o disminuir mucho más rápidamente que la temperatura del cable, por lo que esta demora térmica puede permitir corrientes más elevadas durante cortos periodos de tiempo sin exceder las temperaturas máximas. Con este análisis, se pretende conocer el tiempo que necesita el sistema para adquirir este estado de equilibrio térmico real, y por otro lado, comprobará la validez y la exactitud del modelo numérico establecido por la normativa para el análisis del comportamiento dinámico de un conductor.

ENSAYO Nº1

Para realizar el análisis se desarrolla un proceso experimental en el que se van a inducir distintos escalones bruscos de corriente, y se van a recopilar los datos de la evolución de la temperatura en el conductor, en distintas situaciones climatológicas reales.

En cualquiera de las situaciones provocadas se procederá de la misma manera:

1. Se inducirá en el prototipo una corriente inicial, una intensidad durante un periodo de tiempo lo suficientemente largo para que se considere que el sistema se encuentra en un régimen estacionario en las condiciones existentes. Se ha establecido un tiempo mínimo de 60-80 minutos.
2. Una vez comprobado que el sistema ha alcanzado una temperatura estable, similar a un régimen estacionario, se comenzará a tomar las mediciones iniciales del mismo, condiciones térmicas y eléctricas de partida.
3. Se inducirá un cambio repentino en la corriente original, provocando un aumento o un descenso considerable en el valor de la corriente (prácticamente instantáneo).
4. Se tomarán medidas de la temperatura en el punto central del conductor, así como de la intensidad que circula por el conductor, en distintos intervalos de tiempo.
5. Se realizará una tabla de datos para realizar el análisis numérico y gráfico de los resultados obtenidos.

En la primera prueba de la evolución de la temperatura del conductor ante un escalón de carga positivo, se parte de una corriente de base de 297 amperios. El escalón de carga propuesto consiste en elevar la intensidad hasta los 650 amperios de manera repentina. Con estas condiciones, en un día soleado de Noviembre, con una climatología suave, un día soleado, sin lluvia y una temperatura exterior de 24.3 grados centígrados, se han obtenido los datos representados en la tabla [4.4](#).

Analizando los datos numéricos obtenidos durante el test, se puede apreciar un incremento rápido de la temperatura en los momentos iniciales del experimento tras incrementar bruscamente la corriente en el lazo del conductor. Tras este incremento inicial de temperatura, la curva va reduciendo su pendiente, para ir estabilizándose en torno a la temperatura

Tabla 4.4: Captura de datos de las mediciones

MEDICIONES REALIZADAS																				
Análisis del comportamiento térmico dinámico ante un cambio brusco de intensidad																				
Intensidad		T.00	T.01	T.02	Temperatura en el punto medio (P1) a lo largo del tiempo												T.12	T.13	T.14	T.15
(A)	Sensor				T.03	T.04	T.05	T.06	T.07	T.08	T.09	T.10	T.11							
Corriente inducida	CT: Camara termográfica	°C	°C	°C	°C	°C	°C	°C	°C	°C	°C	°C	°C	°C	°C	°C	°C			
297	t(min)	0	1	1,5	2,5	3	4	4,5	5	6	7	10	14	17	23	34	50			
650 A	Temperatura	26,6	36,0	47,0	54,7	58,7	55,5	67,2	65,7	71,8	82,4	88,9	91,6	94,9	104,0	106,0	110,0			

final, o la temperatura de equilibrio tras dicho escalón. De un modo general, la forma de la curva obtenida y representada en la figura 4.5, se encuentra dentro del comportamiento esperado de un sistema térmico en proceso de conseguir la temperatura final de equilibrio.

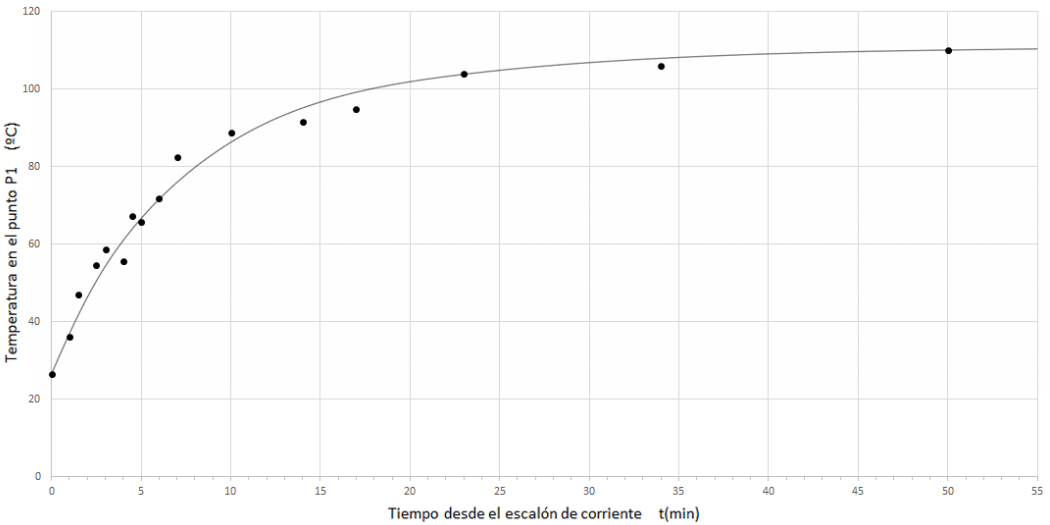


Figura 4.5: Gráfica de evolución temporal de la temperatura en un día soleado sin viento

Al interpretar detenidamente la curva representada y los valores numéricos, se puede interpretar que la temperatura de equilibrio se obtiene prácticamente a los 20-25 minutos desde el escalón de corriente inducido, en las condiciones del ensayo realizado. Considerando que la temperatura inicial es de 26.6°C, y que la temperatura de equilibrio será de unos 110°C, se puede analizar el tiempo que el sistema tarda en adaptarse a los distintos estados térmicos. Por ejemplo, el 50 % de la temperatura de equilibrio, se situaría en unos 69.5°C, que se alcanza en los primeros 5 minutos aproximadamente. El 75 % de la temperatura de equilibrio, que resulta en unos 90.6°C aproximadamente, se alcanza cuando ha pasado un tiempo aproximado de 11 minutos tras el escalón inicial de corriente, en estas condiciones de carga. Se puede considerar el equilibrio en unos 40 minutos, si bien dependerá de las condiciones climáticas del momento de estudio y del momento de la medida.

Mediante este primer test en el que las medidas se han tomado de manera manual mediante varios equipos de medida, se puede concluir que, en los siguientes test realizados, el tiempo necesario para alcanzar la temperatura de equilibrio se puede establecer en unos 40 - 45 minutos.

Por lo que las pruebas destinadas a los cálculos de los escalones de corriente se pueden programar en intervalos de unos 50 minutos, con cierto margen de seguridad.

ENSAYO N^o2

Para efectuar un análisis más preciso, se repite la prueba en una fecha distinta, con condiciones climáticas diferentes y empleando un escalón de carga similar. En esta ocasión, el rango del escalón de carga aumenta desde una corriente inicial de 250A hasta los 600A, es decir, una corriente final inferior. Se espera, por tanto, que el sistema alcance la estabilización térmica en un período de tiempo más corto. Esta prueba se lleva a cabo el día 18 de diciembre de 2023, comenzando la primera medición a las 9:40 de la mañana.

Las mediciones se llevaron a cabo utilizando los sensores integrados previamente descritos (PT-100) en un día con condiciones climáticas más frías, caracterizado por lluvias intermitentes moderadas y una temperatura exterior que osciló entre 6°C en el comienzo del ensayo y 7°C al concluir el test.

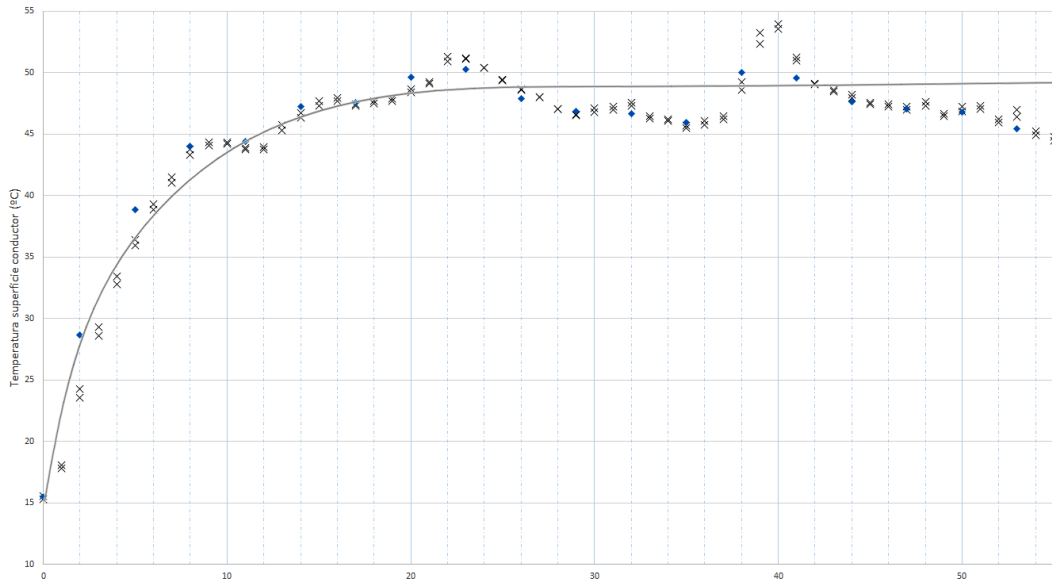


Figura 4.6: Gráfica de evolución temporal de la temperatura en un día frío y precipitaciones moderadas

La curva representada en la figura muestra una similitud con la curva previa, otorgando resultados conforme a lo esperado. Al analizar detenidamente la curva y los valores numéricos, se interpreta que la temperatura de equilibrio se alcanza aproximadamente entre los 20-25 minutos después de la aplicación del escalón de corriente, en el contexto específico de este ensayo. A partir de este punto, la temperatura oscila debido a las propias condiciones ambientales. Esta conclusión tiene sentido y coincide con los resultados esperados, ya que la corriente final es menor y las condiciones externas son más frías. La variación de las medidas se debe a la toma de datos en continuo, con una mayor frecuencia y resolución que la realizada en el primer ensayo, que se obtuvo con medidas manuales utilizando distintos equipos y aparatos de medida.

Partiendo de una temperatura inicial de 15°C y estimando una temperatura de equilibrio de alrededor de 48-49°C, se puede determinar el tiempo requerido para que el sistema se adapte a diferentes estados térmicos. Por ejemplo, el sistema alcanza el 50% de la temperatura de equilibrio, alrededor de 32°C, en los primeros 4-4.5 minutos aproximadamente. Asimismo, el 75% de la temperatura de equilibrio, aproximadamente 41°C, se logra en los primeros 9 minutos tras el incremento de corriente, bastante similar al escalón inicial.

ENSAYO N°3

Finalmente, y para terminar esta secuencia de pruebas iniciales de la evolución térmica del sistema, se repite la prueba en una tercera fecha distinta, en este caso del 28 de diciembre de 2023, con condiciones climáticas diferentes y empleando diferentes escalones de carga en este caso. Se propone la prueba en esta fecha, debido a la estabilidad térmica meteorológica, ya que se trata de un día nublado, con velocidades bajas de viento (en torno a 2.5 metros por segundo), y con una temperatura atmosférica prácticamente constante, desde los 14 hasta los 15°C a lo largo de todo el día de pruebas.

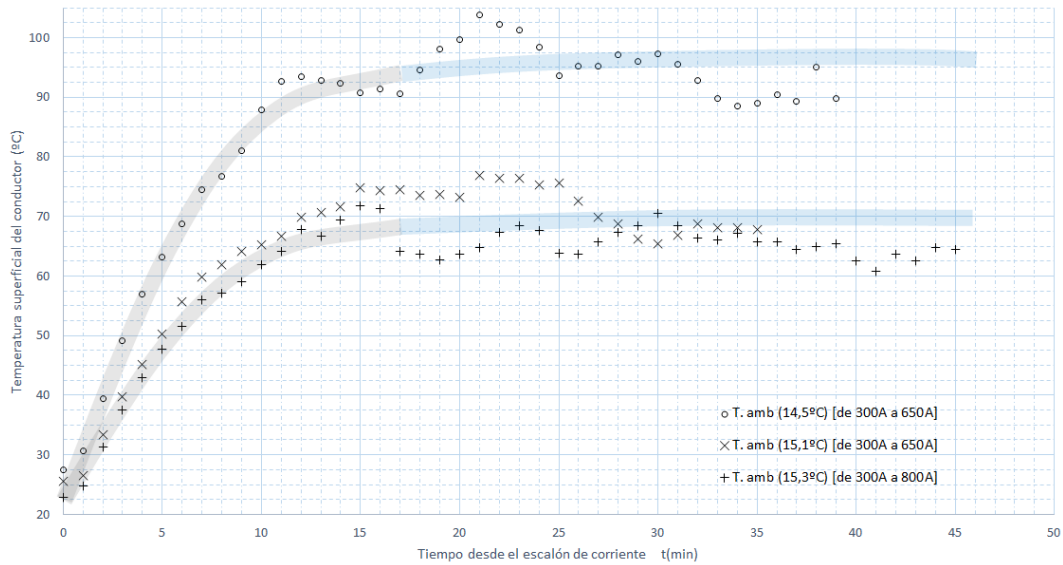


Figura 4.7: Gráfica de evolución temporal de la temperatura con 14.5°C sin precipitaciones

Para el diseño de este test, se planifican dos pruebas con un escalón de corriente de 350 amperios, que eleven la corriente bruscamente, desde los 300 amperios en temperatura de equilibrio, hasta los 650 amperios de temperatura final. Entre ambas pruebas se deja un tiempo de espera de 50 minutos para que el sistema alcance la temperatura de equilibrio inicial, con una corriente de 300 amperios en cada una de ellas. La temperatura ambiente en ambas pruebas permanece prácticamente constante, siendo la primera de ellas a una temperatura ambiental final de 14,5°C, y en la segunda de 15,1°C. La humedad pasa de un 65 % hasta un 62 %, y la velocidad del viento es en ambas pruebas de unos 2.6 metros por segundo.

El tercer estudio, se realiza partiendo igualmente de 300 amperios, pero elevando la corriente hasta 800 amperios. En este caso, la temperatura ambiente es de 15,3°C, con una humedad del 61 % y una velocidad del viento promedio de 2.8 metros por segundo. Las mediciones se realizan utilizando los sensores integrados previamente descritos (PT-100).

Los resultados de este tercer test, se representan en la figura 4.7. Se han representado las evoluciones térmicas en el mismo gráfico, en el que se puede apreciar la evolución de los valores hasta la temperatura de equilibrio.

En el caso de las curvas con un escalón de 350 amperios, se puede observar que la temperatura de equilibrio se alcanza a los 70°C aproximadamente. Al analizar detenidamente la curva y los valores numéricos, se interpreta que la temperatura de equilibrio se alcanza aproximadamente entre los 20 y los 25 primeros minutos después de la aplicación del escalón

de corriente, en el contexto específico de este ensayo. El resultado es muy similar, al realizado en el segundo ensayo. Partiendo de una temperatura inicial de 22.7°C y estimando una temperatura de equilibrio de alrededor de 70°C , se puede determinar el tiempo requerido para que el sistema se adapte a diferentes estados térmicos. Por ejemplo, el sistema alcanza el 50 % de la temperatura de equilibrio, alrededor de 46°C , en los primeros 4.5 minutos aproximadamente. Asimismo, el 75 % de la temperatura de equilibrio, aproximadamente 58°C , se logra en los primeros 9 minutos (58.96°C) después de la aplicación del escalón de corriente, lo que guarda bastante similitud con el escalón inicial analizado.

En el caso de la curva con escalón de 500 amperios, comenzando en los 300 amperios y terminando en 800 amperios de corriente final, la temperatura de equilibrio se puede aproximar en 95°C . En este caso, la temperatura de equilibrio se alcanza nuevamente en los primeros 25-30 minutos. Tiempo ligeramente superior al primer ensayo. El resultado es muy similar al obtenido en las curvas anteriores. Partiendo de una temperatura inicial de 27.2°C y estimando una temperatura de equilibrio de alrededor de 95°C , se puede determinar el tiempo requerido para que el sistema se adapte a diferentes estados térmicos. Por ejemplo, el sistema alcanza el 50 % de la temperatura de equilibrio, alrededor de 61°C , en los primeros 4.5 minutos aproximadamente (56.9°C a los 4 minutos, y 63.2°C a los 5 minutos). Asimismo, el 75 % de la temperatura de equilibrio, aproximadamente 78.1°C , se logra en los primeros 8.5 minutos (78.92°C) después de la aplicación del escalón de corriente, lo que guarda bastante similitud con el escalón inicial analizado.

4.3. Análisis paramétrico del comportamiento de los conductores HTLS

4.3.1. Preámbulo e introducción

En este apartado se lleva a cabo un análisis comparativo entre los resultados obtenidos a partir del modelo teórico y los valores experimentales registrados tras la validación del prototipo mediante pruebas preliminares y ajustes. El objetivo principal de este estudio es identificar y evaluar la influencia de los distintos parámetros en las desviaciones observadas, en caso de que estas existan.

Este proceso resulta fundamental para determinar la precisión y fiabilidad de los métodos de cálculo utilizados, permitiendo así optimizar los modelos predictivos y mejorar la capacidad de estimación de la ampacidad de los conductores en condiciones reales de operación. Un análisis detallado de las discrepancias encontradas contribuirá a la identificación de posibles limitaciones en los modelos teóricos y a la implementación de correcciones que garanticen un proceso de cálculo más preciso y seguro.

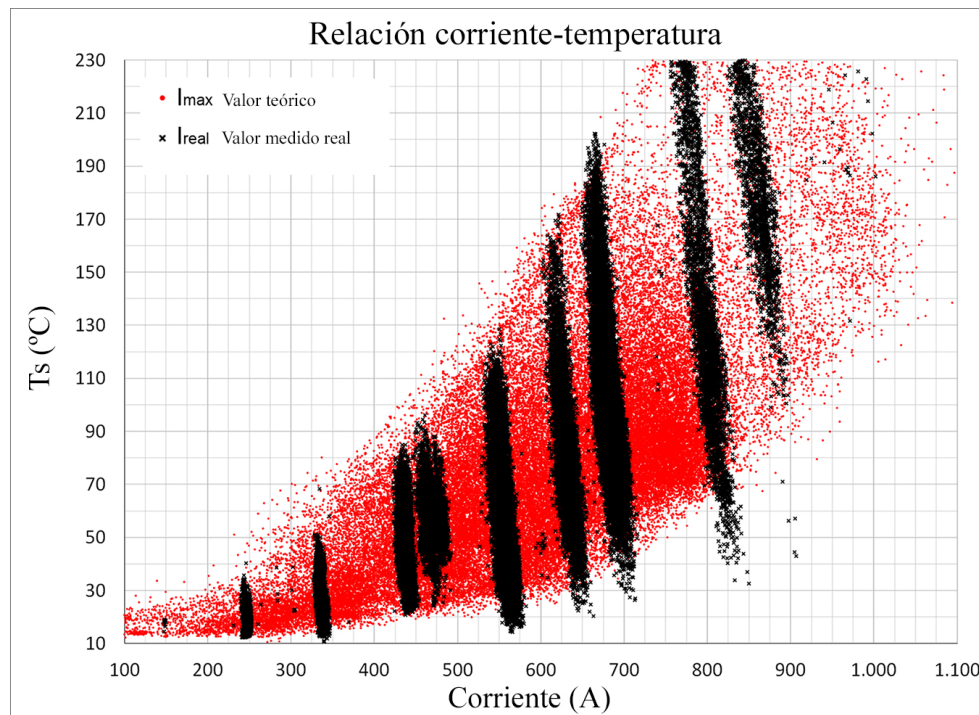


Figura 4.8: Representación de todos los puntos de medición del prototipo. Comparación entre la relación corriente-temperatura real y la relación corriente-temperatura teórica en los puntos de medición.

En la Figura 4.8 se han representado simultáneamente dos puntos para cada estado de medición: el estado de carga teórico y el estado de carga real obtenido en campo, dando como resultado el mismo número de datos teóricos y empíricos. Para cada valor, se obtienen dos puntos distintos:

- **Puntos teóricos:** Una nube de puntos obtenida a partir del proceso de cálculo, representada por puntos rojos. Estos se calculan mediante el algoritmo propuesto en las

normativas, determinando la corriente teórica I_{max} que induce el estado de equilibrio térmico a la temperatura superficial medida T_s .

- **Puntos experimentales:** Una nube de puntos obtenida experimentalmente, representada por puntos negros. Estos se obtienen comparando directamente el estado de carga real del conductor I_{real} con la temperatura superficial medida en el prototipo T_s , bajo las condiciones climáticas variables de cada medición.

Cabe destacar que en la Figura 4.8, se representan todos los puntos, independientemente de las condiciones climáticas, en un gráfico que relaciona la temperatura superficial de cada estado con la corriente, tanto la medida como la esperada. En esta figura se puede observar cómo las franjas verticales de color negro, representan los distintos escalones reales de corriente que se han ensayado en el prototipo. Cada punto real, se corresponde con un punto rojo teórico, que indicaría la corriente teórica que debería tener este escenario para alcanzar esa temperatura superficial medida. De un modo general, aunque existen zonas con algunas discrepancias, ambas nubes de puntos presentan bastante semejanza. Por este motivo, el siguiente paso en el estudio consiste en realizar un análisis paramétrico pormenorizado.

La Figura 4.9 presenta un análisis de la desviación entre la corriente teórica calculada y la corriente real medida en el prototipo. El eje horizontal indica el porcentaje de desviación respecto a la corriente teórica y los valores reales, mientras que el eje vertical izquierdo representa la frecuencia de ocurrencia en cada rango de desviación (% Frecuencia). Las barras negras definen el porcentaje de ocurrencia para cada rango de desviación, y la línea roja representa la frecuencia acumulada (% Frecuencia acumulada), trazada en el eje vertical secundario a la derecha.

La desviación porcentual se estima según la ecuación 4.2, donde I_{real} representa la corriente real medida (A) e I_{max} la corriente teórica estimada (A).

$$\% \text{Desviación} = 100 \cdot \frac{I_{real} - I_{max}}{I_{max}} \quad (4.2)$$

Un desvío positivo ocurre cuando la corriente real medida (I_{real}) es mayor que la corriente teórica (I_{max}) bajo las mismas condiciones climáticas y la misma temperatura superficial del conductor (T_s).

Por el contrario, cuando la corriente real medida es menor que la corriente teórica estimada por los estándares de cálculo, ($I_{real} < I_{max}$), significa que la temperatura se alcanzó con una intensidad menor a la calculada, lo que indica una sobre-estimación de la capacidad del conductor. Por lo tanto, las desviaciones negativas implican una sobre-estimación de la capacidad en el modelo teórico.

El análisis estadístico representado en la Figura 4.9 muestra que, en 17163 puntos de datos (26,7%), el modelo predice con precisión el comportamiento térmico y la capacidad del conductor. En 19671 puntos de datos (30,6%), el modelo es conservador, subestimando la capacidad del conductor. Finalmente, en 27485 puntos de datos (42,7%), el modelo sobrestimó la capacidad del conductor.

El análisis revela que las desviaciones negativas son frecuentes, con la mayoría de los casos situándose dentro de un -10 %. Por otro lado, las desviaciones positivas, donde la corriente calculada es mayor que la medida, presentan rangos más amplios, alcanzando valores de hasta un 30 % en casi el 5 % de los casos. En estos casos, el algoritmo subestima la capacidad del conductor.

En un alto porcentaje de casos, el modelo teórico se desvía notablemente de los resultados observados, lo que resalta la necesidad de proponer ajustes a las normativas de cálculo

originalmente desarrolladas para conductores ACSR cuando se aplican a conductores HTLS de pequeño diámetro, como en el presente estudio.

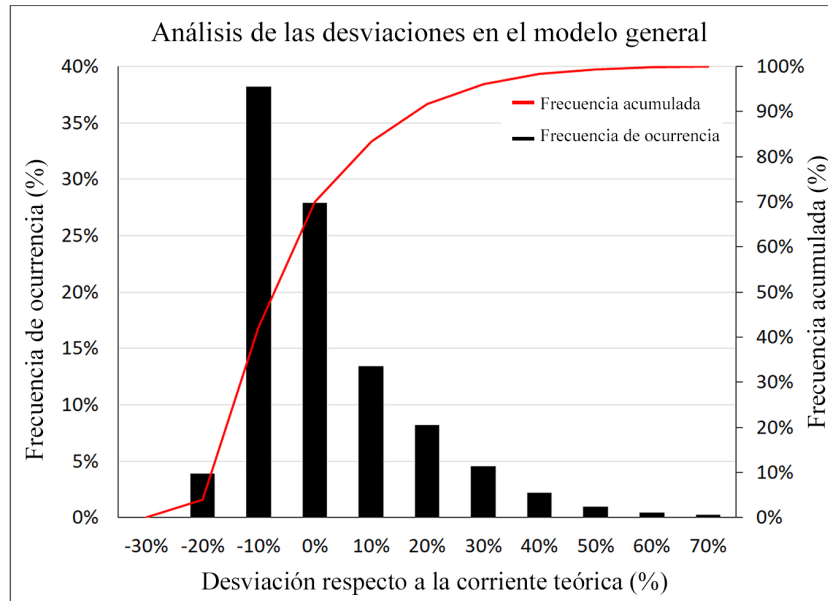


Figura 4.9: Representación de todos los puntos de medición del prototipo. Análisis estadísticos de la desviación entre la corriente teórica y la corriente medida.

Para estudiar estas discrepancias, es necesario realizar un análisis paramétrico detallado. En las siguientes secciones se analizará de manera independiente cada uno de los parámetros involucrados en el proceso de cálculo del modelo teórico, con el objetivo de identificar cuáles de ellos pueden requerir ajustes.

Esto permitirá determinar bajo qué condiciones es posible llevar a cabo una sobrecarga segura de las líneas aéreas. Por esta razón, los resultados obtenidos se compararán con los resultados teóricos, centrándose principalmente en los escenarios clave:

- Influencia del diámetro exterior del conductor.
- Influencia de la temperatura ambiente.
- Influencia del viento (velocidad y dirección).

4.3.2. Influencia del diámetro del conductor

En este apartado se analiza la influencia del diámetro del conductor en su evolución térmica. Dado que la evaluación experimental de este parámetro presenta limitaciones prácticas, a diferencia de otros factores analizados en este estudio, el análisis se llevará a cabo mediante el estudio de los resultados obtenidos a partir de los estándares de cálculo.

El diámetro del conductor juega un papel fundamental en la disipación del calor, ya que determina la superficie de intercambio térmico con el medio ambiente, afectando tanto la convección natural como la forzada así como en el intercambio térmico por radiación. Un mayor diámetro puede favorecer una disipación mayor, pero también unas mayores diferencias térmicas entre la superficie y el núcleo del conductor, provocando mayores gradientes térmicos. Por el contrario, conductores con diámetros más reducidos presentarán una menor superficie para la convección, incrementando la resistencia, lo provocará un incremento del calor producido para una misma intensidad de corriente.

A lo largo de este análisis, se explora cómo varía la respuesta térmica del conductor en función de su diámetro.

La Figura 4.10 representa la relación teórica entre el diámetro del conductor y su rendimiento en la disipación térmica, considerando una temperatura ambiente de $T_{amb} = 35\text{ °C}$ y una velocidad del viento de $W_s = 1\text{ m/s}$.

El diámetro exterior del conductor presenta una influencia directa en su comportamiento térmico. Un mayor diámetro incrementa la superficie de contacto, lo que potencialmente mejora la disipación del calor por convección, especialmente bajo condiciones de altas velocidades de viento. Por el contrario, diámetros menores pueden resultar en una refrigeración menos eficiente, ya que la reducción de la superficie limita la capacidad del conductor para disipar calor al entorno.

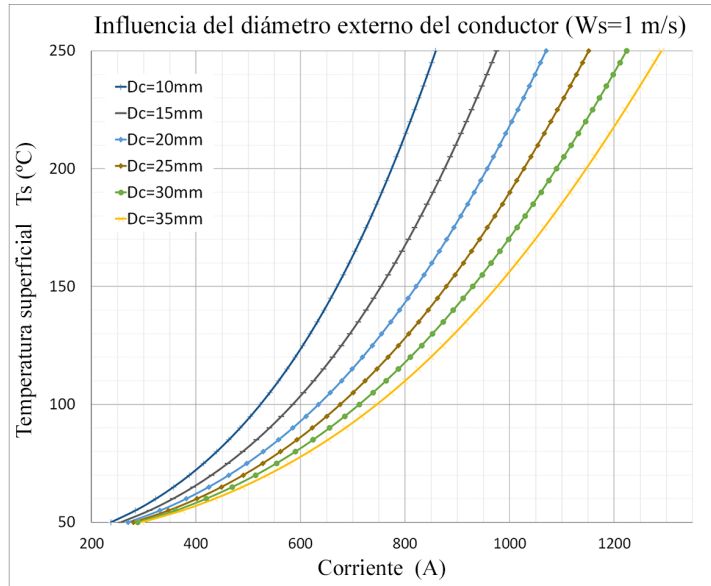


Figura 4.10: Análisis de la influencia del diámetro del conductor en el comportamiento térmico basado en un cálculo teórico según los estándares.

El análisis teórico de este parámetro sugiere que los conductores con diámetros mayores pueden soportar corrientes de carga más elevadas sin superar los umbrales críticos de temperatura, permitiendo así sobrecargas seguras en condiciones climáticas favorables.

En el estudio experimental del conductor analizado, es importante destacar que presenta

una mayor tendencia al calentamiento debido a una menor superficie de contacto externo con el aire, como se ha demostrado previamente. Además, al tratarse de un conductor HTLS aunque tenga una sección transversal reducida, puede soportar densidades de corriente significativamente más altas que los conductores ACSR convencionales. En este caso de estudio, con una temperatura de operación admisible de $200\text{ }^{\circ}\text{C}$, el conductor es capaz de transportar aproximadamente 795 A , con una sección de aluminio de 133.38 mm^2 y un núcleo de acero de 22 mm^2 . Esto se traduce en una densidad de corriente cercana a 6 A/mm^2 en el área de aluminio, lo que contribuirá aún más al aumento de la temperatura.

4.3.3. Influencia de la temperatura ambiente

El análisis de la temperatura ambiente es un aspecto fundamental en la evaluación del comportamiento térmico de los conductores aéreos, ya que influye directamente en la disipación de calor y, por lo tanto, en su capacidad de transporte de corriente. Con el objetivo de verificar si la desviación observada entre los datos experimentales y los resultados obtenidos a partir de los estándares de cálculo está relacionada con una posible subestimación de la influencia de la temperatura ambiente, se realiza un estudio independiente de este parámetro.

El estudio permitirá determinar en qué medida la temperatura ambiente afecta el comportamiento térmico del conductor y si los métodos de cálculo convencionales reflejan adecuadamente este efecto. Además, en apartados posteriores, se pretende identificar posibles desviaciones en la modelización teórica que puedan conducir a una sobre o subestimación de la capacidad de ampacidad del conductor en condiciones reales de operación.

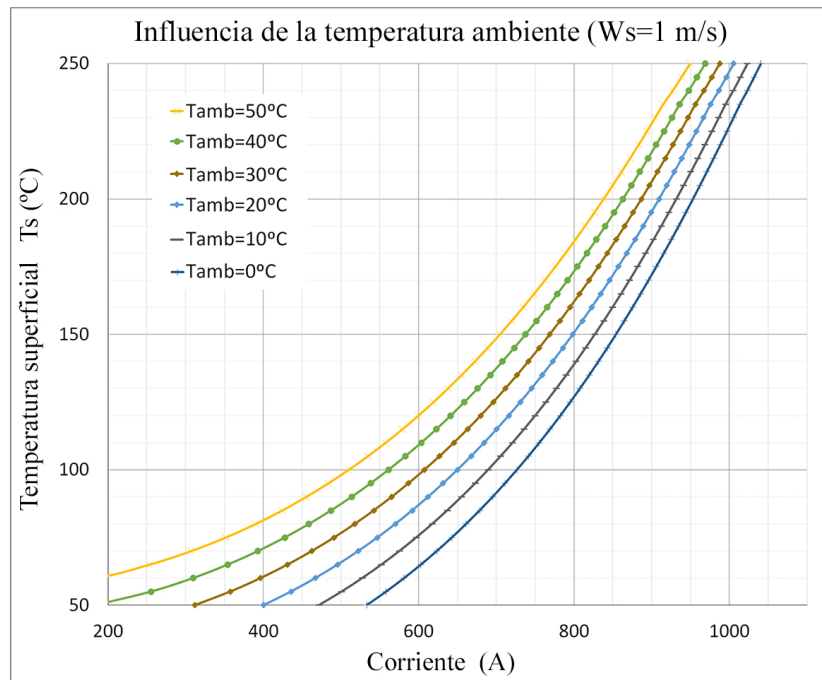


Figura 4.11: Análisis de la influencia de la temperatura ambiente en el comportamiento térmico basado en un cálculo teórico según los estándares.

En primer lugar, se examina el impacto de la temperatura ambiente en el modelo teórico, centrándose en su efecto sobre la relación entre la corriente y la temperatura superficial del

4.3. ANÁLISIS PARAMÉTRICO DEL COMPORTAMIENTO DE LOS CONDUCTORES HTLS101

Tabla 4.5: Incrementos térmicos en la superficie del conductor en función de la corriente. Valores obtenidos mediante simulación teórica bajo condiciones de viento perpendicular de 1 m/s, radiación de 1000 W/m², emisividad de 0.6, y absorptividad solar de 0.5.

Corriente (A)	T _s (°C) a T _{amb} = 0 °C	T _s (°C) a T _{amb} =50 °C	ΔT (°C)
600	64	120	56
700	92	149	57
800	127	184	57
900	172	228	56

conductor. Los resultados obtenidos se presentan en la Figura 4.11, donde dicha relación ha sido calculada bajo condiciones ambientales específicas. En este análisis, la velocidad y dirección del viento se han mantenido constantes, con un flujo transversal de 1 m/s, una irradiancia solar de 1000 W/m², un coeficiente de emisividad de 0.6 y un coeficiente de absorción solar de 0.5.

La Figura 4.11 muestra que, para distintos niveles de carga (valores de corriente), la diferencia entre la temperatura superficial del conductor en condiciones de baja y alta temperatura ambiente se mantiene prácticamente constante. En la Tabla 4.5 se presentan los incrementos térmicos en la temperatura superficial del conductor ante un aumento de 50 °C en la temperatura ambiente, ante distintos escalones de corriente.

Al analizar los resultados, no se han identificado patrones de comportamiento significativos en las desviaciones entre las intensidades esperadas y las obtenidas en el prototipo. Ante esta ausencia de tendencias claras, el estudio continúa con uno de los parámetros con mayor impacto en la disipación térmica del conductor: la velocidad y dirección del viento.

4.3.4. Influencia del viento

El análisis de este parámetro se realiza en paralelo con los anteriores con el objetivo de evaluar su impacto en la discrepancia entre los resultados experimentales y aquellos obtenidos a partir de los estándares de cálculo. Dado el tratamiento y la influencia que tiene el viento en el desarrollo de los estándares de cálculo, se analiza atendiendo a dos puntos de vista. En primer lugar se va a analizar la velocidad de viento (W_s), y en segundo lugar la dirección de viento (W_{dir}).

4.3.4.1. Velocidad del viento

En el estudio de la velocidad del viento dentro del modelo teórico y su impacto en la relación entre la corriente y la temperatura superficial, los resultados se presentan en la Figura 4.12. La curva corriente-temperatura se ha calculado para diferentes velocidades del viento, manteniendo constantes otros parámetros ambientales, de acuerdo con el estándar de cálculo IEC 61597: temperatura ambiente de 35 °C, viento perpendicular, irradiancia solar de 1000 W/m², coeficiente de emisividad de 0.6 y coeficiente de absorción solar de 0.5.

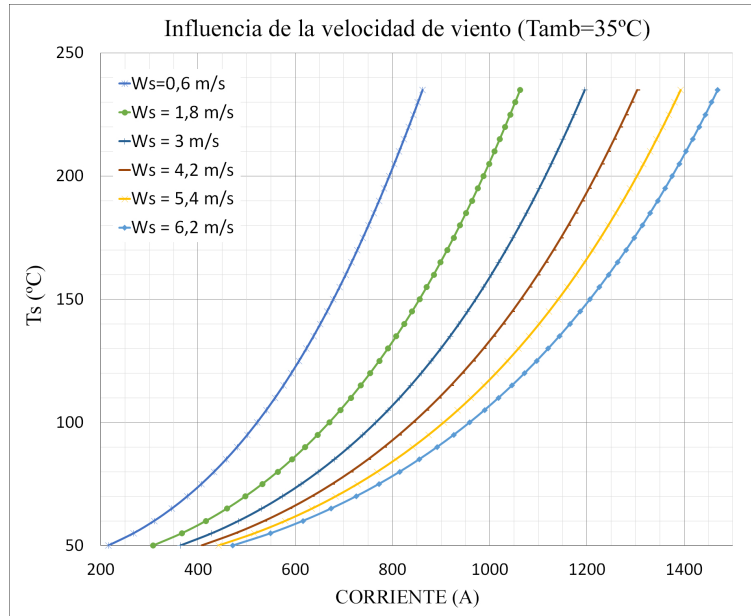


Figura 4.12: Análisis de la influencia de la velocidad del viento en la refrigeración del conductor según los modelos teóricos.

El proceso de cálculo para este estudio paramétrico se ha llevado a cabo siguiendo los estándares propuestos por IEEE 738 [10]. Los resultados obtenidos en base al estándar de cálculo CIGRE 601 [11] muestran una gran similitud, dado que las principales diferencias entre ambos estándares surgen del método utilizado para el cálculo de la radiación solar, como han demostrado en anteriores estudios [12]. La convección natural, tal y como se define en ambos estándares, se recomienda para velocidades de viento cercanas a 0 m/s y tiene una menor relevancia en comparación con la convección forzada bajo las condiciones representadas. Cuando la velocidad del viento es tan baja, la transferencia de calor puede volverse mucho más compleja debido a los efectos que pueden producirse en el aire que rodea al conductor.

Diversos modelos han sido propuestos por algunos autores para considerar estos efectos y proporcionar una transición suave entre la convección forzada y la natural. Sin embargo,

4.3. ANÁLISIS PARAMÉTRICO DEL COMPORTAMIENTO DE LOS CONDUCTORES HTLS103

contrastar y aplicar estos modelos en situaciones reales resulta sumamente complejo debido a la gran variabilidad de la velocidad y dirección del viento, tanto en el tiempo como en el espacio [46] [47].

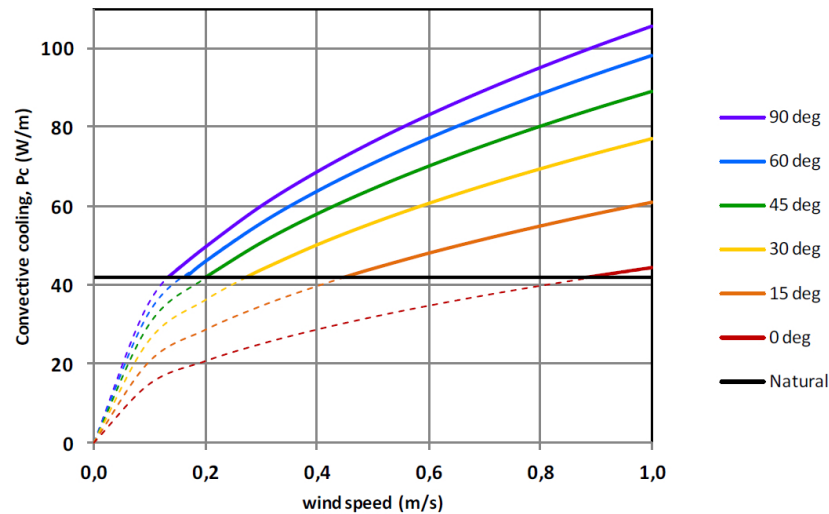


Figura 4.13: Figura extraída del CIGRE 601, Sección 3.5, Figura 7. “Enfriamiento convectivo a bajas velocidades de viento y diversos ángulos de incidencia. Ejemplo para el conductor ACSR Drake a 100 °C, con una temperatura ambiente de 40 °C”.

CIGRE 601 establece que la convección natural adquiere relevancia frente a la forzada para velocidades de viento inferiores a 0.2 m/s, siendo ligeramente inferior en vientos perpendiculares. La figura 4.13 se ha extraído del CIGRE 601 [11], en su sección 3.5. Esta figura muestra un análisis de la influencia de la convección natural y la convección forzada en distintas velocidades y direcciones de viento.

De manera similar, IEEE 738 [10], en la Sección 4.6.1.2, señala que la convección natural debe considerarse para velocidades de viento por debajo de 0.2 m/s.

La Figura 4.12 muestra que, a medida que la velocidad del viento aumenta, la tasa de incremento térmico en la curva corriente-temperatura disminuye significativamente. Este comportamiento no lineal refleja que, con velocidades de viento más altas, la capacidad de enfriamiento del conductor se ve considerablemente mejorada, lo que conduce a un menor aumento de la temperatura superficial para un mismo incremento del nivel de corriente. En comparación con la temperatura ambiente, la influencia del viento se evidencia como un factor determinante para una refrigeración eficiente del conductor, especialmente en escenarios de alta demanda.

En la Tabla 4.6 se analizan los incrementos térmicos entre distintos estados de carga de corriente. Se observa que, para valores de corriente más bajos, el aumento de temperatura es mínimo. Sin embargo, a medida que la carga de corriente aumenta, el incremento térmico se intensifica notablemente, creciendo a un ritmo mucho más acelerado que la progresión lineal observada en estados de carga inferiores. Esto evidencia una relación no lineal entre la carga de corriente y el aumento térmico en estas condiciones.

Se destaca, por tanto, que la velocidad del viento juega un papel determinante en la disipación térmica del conductor, lo que subraya la importancia de su correcta consideración en los modelos de cálculo térmico, especialmente en entornos con condiciones climáticas variables.

Una vez analizada la influencia de este parámetro desde un punto de vista teórico, se

Tabla 4.6: Influencia de la velocidad de viento en la temperatura superficial del conductor T_s . Valores obtenidos bajo condiciones de control de 1000 W/m^2 de irradiación, emisividad de 0.6 y absorptividad de 0.5.

Corriente (A)	T_s ($^{\circ}\text{C}$) a $W_s=0.6\text{m/s}$	T_s ($^{\circ}\text{C}$) a $W_s=6.2\text{m/s}$	ΔT_s ($^{\circ}\text{C}$)
600	121,5	59	62,5
700	160	67,5	92,5
800	203	78	125
900	256	91,5	164,5

procede a comparar los resultados obtenidos mediante los modelos de los estándares de cálculo con los resultados empíricos obtenidos en el prototipo de simulación. Para ello, en la Figura 4.14 se representan todos los puntos analizados, comparando la velocidad de viento y la desviación obtenida.

En el eje horizontal se sitúa la velocidad del viento (W_s), expresada en m/s, mientras que en el eje vertical se muestra la diferencia porcentual entre la corriente teórica máxima y la corriente real necesaria para alcanzar el mismo estado de equilibrio térmico. Es importante destacar que cuando la corriente real (I_{real}) es mayor que la corriente teórica (I_{max}), el modelo teórico predice una corriente inferior a la que realmente podría soportar el conductor. En estos casos, las desviaciones toman valores positivos, lo que sugiere un estado conservador del modelo y, por tanto, la posibilidad de inducir una mayor intensidad en el conductor sin superar la temperatura superficial límite establecida teóricamente.

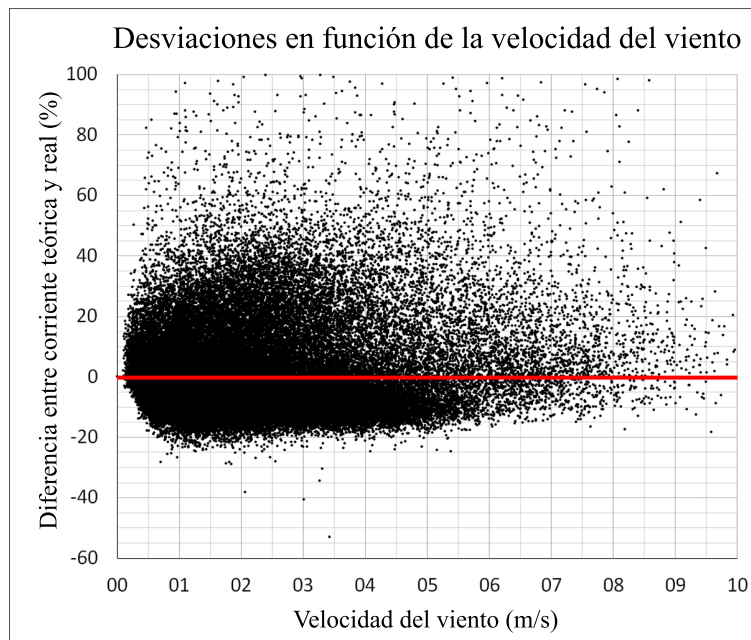


Figura 4.14: Análisis de la influencia de la velocidad del viento en el equilibrio térmico del conductor comparando el modelo real con los resultados teóricos esperados.

La Figura 4.14 representa con puntos negros cada una de las mediciones analizadas. En esta figura, se puede apreciar una mayor dispersión en los valores de los errores positivos. A velocidades de viento bajas (0–3 m/s), se observa una gran variabilidad en los datos, con porcentajes de desviación que varían significativamente, oscilando entre -20 % y +60 %.

4.3. ANÁLISIS PARAMÉTRICO DEL COMPORTAMIENTO DE LOS CONDUCTORES HTLS105

Tabla 4.7: Análisis de la viabilidad de sobreexplotación de conductores comparando el modelo teórico con el modelo real. Datos extraídos de la Figura 4.15 para velocidades de viento bajas.

Estimación de la capacidad	% Casos	% Incremento posible
Sobrestimada	≈ 35 %	-10 %
Aceptable	≈ 25 %	0 %
Subestimada	≈ 40 %	10 % al 60 %

Esta alta dispersión sugiere que el enfriamiento proporcionado por las correlaciones convectivas parece provocar mayores errores en las predicciones de temperatura en comparación con los valores reales. A velocidades de viento muy bajas, el modelo tiende a subestimar la capacidad de conducción de corriente (*ampacidad*) del conductor debido a una representación inadecuada de la refrigeración convectiva. En contraste, a velocidades de viento moderadas y altas, los efectos de enfriamiento parecen estar mejor capturados por el modelo.

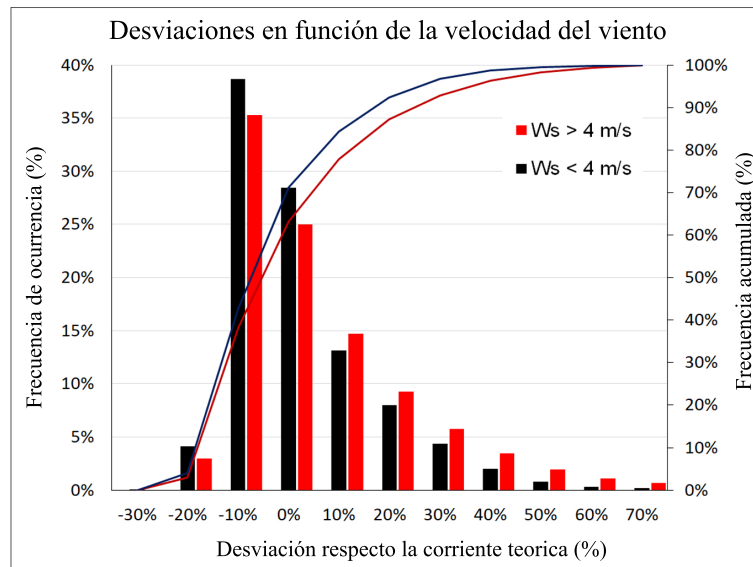


Figura 4.15: Análisis estadístico de la desviación del modelo real respecto el modelo teórico en función de la velocidad del viento.

El análisis estadístico de la figura 4.15 indica que, en una parte significativa de los datos, el error de cálculo supera el 10 %.

Las desviaciones debidas a una sobrestimación de la capacidad de del conductor en torno al 10 % están ampliamente presentes tanto en velocidades de viento bajas como altas (entre el 35 % y el 38 % de los casos). Esto quiere decir que en un 35 % de los casos, el conductor a una misma intensidad, estaría alcanzando una mayor temperatura que la establecida por los modelos. De la misma manera, se puede deducir que entre el 20 % y el 28 % de los casos la temperatura es calculada con exactitud, y en el 45-50 % de los casos la temperatura real sería inferior.

Tal y como se puede apreciar en la Tabla 4.7 cuando el modelo sobrestima la capacidad del conductor, el margen de error generalmente se mantiene por debajo del 10 %. Sin embargo, en los casos en los que el modelo subestima la capacidad de conducción, se evidencia

un margen considerable de mejora, con desviaciones que pueden alcanzar hasta un 30 % en aproximadamente el 5 % de los casos en ambos escenarios.

4.3.4.2. Dirección del viento

La influencia de la dirección principal del viento con respecto al conductor desempeña un papel crucial en la determinación de la capacidad de enfriamiento por convección. Las normativas de cálculo suelen aproximar los efectos de enfriamiento en función del ángulo del viento mediante un factor denominado K_{angle} . Este factor actúa como un coeficiente de reducción que ajusta el ángulo de incidencia entre el viento y el conductor, representando efectivamente el ángulo formado entre la dirección predominante del viento y el eje longitudinal del conductor.

En la norma IEEE [10], el enfriamiento por convección forzada se calcula mediante la expresión q_{c1} , definida de la siguiente manera:

$$q_{c1} = (K_{angle} \cdot [1,01 + 1,35 \cdot N_{Re}^{0,52}] \cdot k_f \cdot (T_s - T_a) \quad (4.3)$$

En la ecuación [4.3], N_{Re} representa el número de Reynolds, k_f la conductividad térmica del aire ($W/m^\circ C$), T_s la temperatura superficial del conductor ($^\circ C$) y T_a la temperatura del aire ambiente ($^\circ C$). El factor de dirección del viento, K_{angle} , tiene un impacto significativo y se calcula mediante relaciones trigonométricas, donde ϕ es el ángulo entre la dirección del viento y el eje del conductor. La ecuación [4.4] representa el cálculo de este factor.

$$K_{angle} = 1,194 - \cos(\phi) + 0,194 \cdot \cos(2\phi) + 0,368 \cdot \sin(2\phi) \quad (4.4)$$

Atendiendo a las condiciones de cálculo establecidas por las normativas, se han analizado las desviaciones observadas entre el modelo teórico y los resultados obtenidos. Estos resultados se representan en la Figura [4.16]

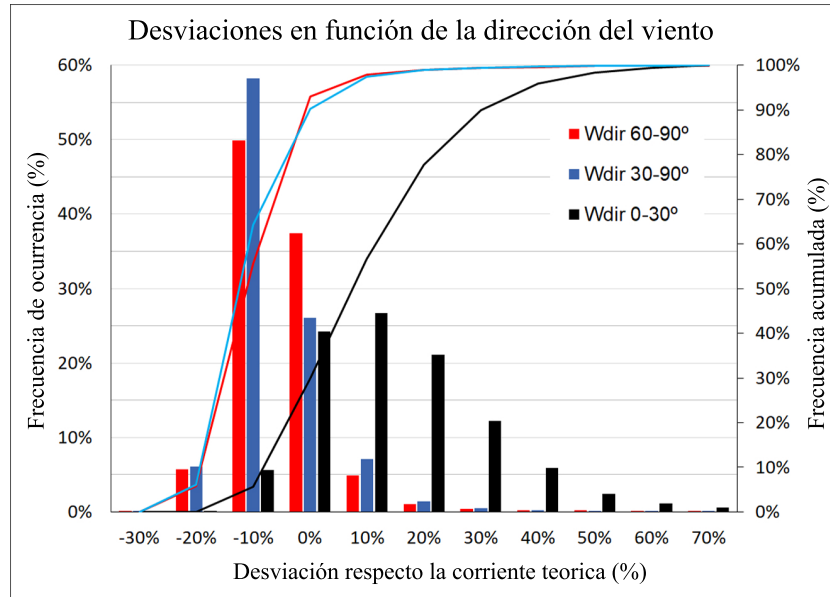


Figura 4.16: Análisis estadístico de la desviación del modelo real respecto el modelo teórico en función de la dirección del viento, todos los casos.

Al analizar la figura [4.16] se observa que las desviaciones más significativas ocurren con ángulos de viento inferiores a 30° , donde las condiciones de enfriamiento son subestimadas

4.3. ANÁLISIS PARAMÉTRICO DEL COMPORTAMIENTO DE LOS CONDUCTORES HTLS107

Tabla 4.8: Desviaciones encontradas en función del ángulo predominante del viento.

Ángulo de viento (W_{dir})	Desviación promedio (%)
5°	30 %
10°	23 %
15°	18 %
20°	10 %
25°	7 %
30°	2 %
35°–90°	-0 to -10 %

tanto en las normativas de cálculo de CIGRE como en las de IEEE. Estos hallazgos son consistentes con estudios como [12], en los cuales se evidenciaron desviaciones de hasta 15°C en conductores ACSR operando a una temperatura de 85°C, lo que representa una desviación del 17,6 %. Es lógico que, en un estado de operación con valores de densidad de corriente más elevados y temperaturas de operación superiores al doble de las de los conductores convencionales, estas discrepancias se manifiesten de manera más pronunciada.

La figura 4.16 muestra el análisis estadístico de la desviación del modelo real respecto al modelo teórico en función de la dirección del viento, analizando diversas direcciones y en todos los casos, ilustrando cómo varía la desviación de la corriente teórica en función del ángulo entre la dirección del viento y el conductor. Se presentan tres categorías de ángulos de dirección del viento: 0–30°, 30–60° y 60–90°, que definen respectivamente las condiciones en las que el viento está casi paralelo al conductor, parcialmente alineado o casi perpendicular al conductor.

A partir de la distribución, se evidencia que los ángulos de viento más pequeños (barras negras, 0–30°) tienden a producir desviaciones más elevadas. Esto indica que, cuando el viento está más alineado con el conductor, la ampacidad del conductor tiende a ser subestimada, resultando en temperaturas reales inferiores a las previstas. Por el contrario, a medida que el ángulo se amplía hasta 60–90° (barras rojas), las desviaciones tienden a acercarse a cero o a valores negativos, lo que sugiere que direcciones de viento perpendiculares generan condiciones en las que las predicciones del modelo son más cercanas a la realidad o sobrestiman ligeramente la ampacidad.

Las curvas de frecuencia acumulada también reflejan estas tendencias. En particular, las direcciones de viento con ángulos más bajos acumulan una mayor frecuencia de desviaciones en el rango positivo, lo que demuestra que el modelo teórico a menudo subestima la ampacidad bajo estas condiciones, lo que podría limitar la eficiencia del conductor en escenarios reales.

Resumiendo los hallazgos, la tabla 4.8 presenta un análisis basado en los resultados obtenidos para este conductor bajo las condiciones experimentales.

4.3.5. Influencia de la temperatura de operación

Para evaluar si existe una mayor o menor tendencia de los resultados medidos a desviarse del modelo teórico en un determinado rango de temperaturas, se analiza la desviación en función de la temperatura operativa del conductor.

La figura 4.17 y la figura 4.18 revelan una clara tendencia a la subestimación de la capacidad de corriente en temperaturas superficiales bajas del conductor. Se puede apreciar como la nube de puntos tiende a ajustarse al modelo cuanto más se acerca a la temperatura óptima de trabajo del conductor HTLS.

Analizando los casos representados en la figura 4.17, en los valores con temperaturas más

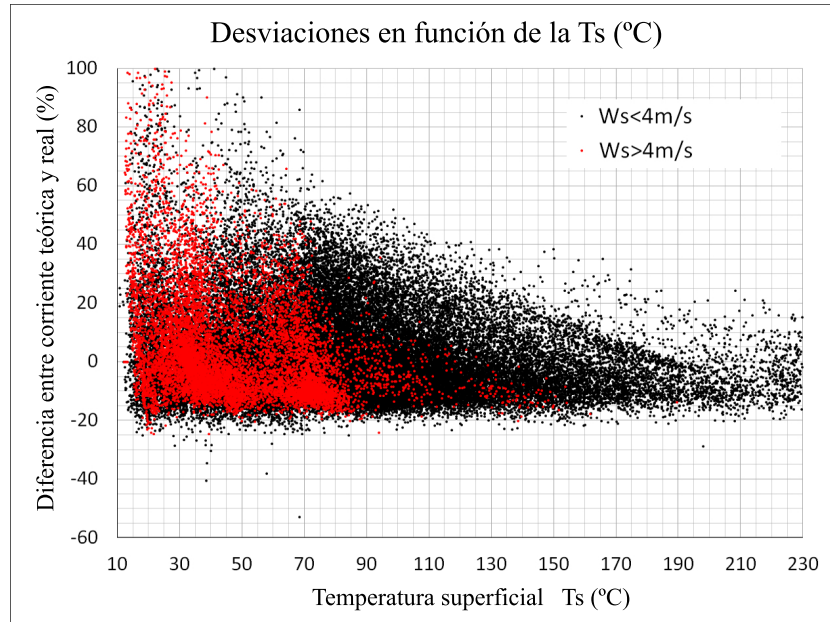


Figura 4.17: Análisis de las desviaciones entre el modelo teórico y el prototipo de simulación en función de la temperatura superficial (T_s).

bajas de operación los errores positivos son más frecuentes y de mayor entidad, ofreciendo rangos de error mucho más repartidos y abiertos, y por lo tanto menos precisos.

A medida que la temperatura operativa aumenta, la frecuencia acumulada crece a un ritmo significativamente más rápido, lo que sugiere que las curvas de error favorecen cada vez más la sobreestimación de la efectividad del enfriamiento a temperaturas elevadas. Este patrón indica que los modelos teóricos no tienden a ser conservadores en densidades de corriente y temperaturas muy elevadas, pudiendo sobrestimar la capacidad real de transporte de corriente a temperaturas altas en conductores de pequeño diámetro.

El análisis paramétrico centrado exclusivamente en la temperatura superficial también puede compararse con la velocidad del viento, evidenciando que, en condiciones de baja velocidad del viento, los resultados son similares a los observados a altas temperaturas o intensidades de corriente elevadas.

Esto implica que, bajo condiciones de alta temperatura y para conductores de pequeño diámetro (como los analizados en este estudio), el modelo teórico tiende a sobrestimar la capacidad de enfriamiento. En consecuencia, esto conlleva a márgenes de seguridad operativos reducidos.

Por el contrario, a medida que la temperatura operativa disminuye, la curva de frecuencia acumulada se desplaza hacia la derecha. Esto indica una tendencia a subestimar la capacidad de enfriamiento del conductor, especialmente en condiciones de baja temperatura.

Estas discrepancias podrían estar relacionadas con factores como el incremento no lineal de la resistividad del material con la temperatura. Este aumento de la resistencia (R_{AC}), junto con los efectos electromagnéticos y el efecto pelicular en entornos de corriente alterna, puede intensificar la acumulación térmica, afectando aún más la precisión de los modelos térmicos convencionales.

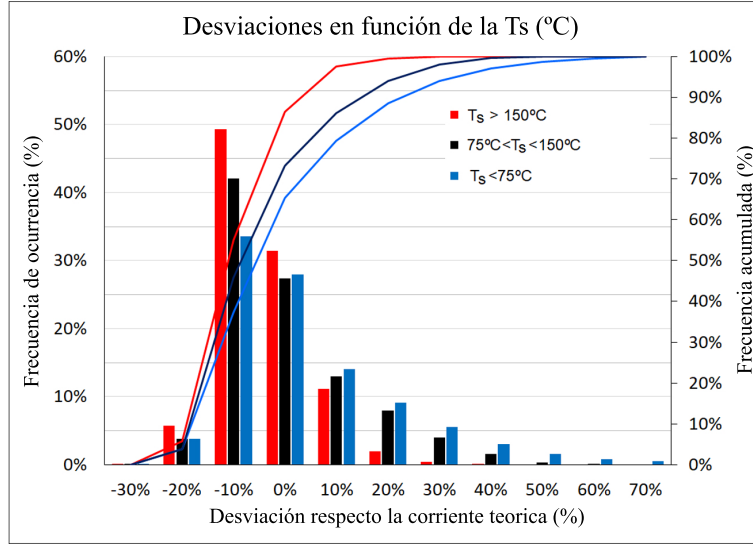


Figura 4.18: Análisis estadístico de las desviaciones obtenidas en función de la temperatura superficial (T_s).

4.3.6. Influencia de la variación de la resistencia en corriente alterna

Es importante destacar que la aproximación de la resistencia eléctrica del conductor varía con la temperatura, y en los estándares de cálculo se sugiere una interpolación lineal. Este método de cálculo de la resistencia permite el uso de valores de resistencia ampliamente aceptados para temperaturas altas y bajas, los cuales incluyen los efectos magnéticos y el efecto pelicular. Tradicionalmente, este sistema ha sido utilizado para calcular la relación de corriente en conductores ACSR. La Ecuación 4.5 es la propuesta por el estándar IEEE 738 [10], basada en una interpolación lineal convencional.

$$R(T_{\text{avg}}) = \left[\frac{R(T_{\text{high}}) - R(T_{\text{low}})}{T_{\text{high}} - T_{\text{low}}} \right] \cdot (T_{\text{avg}} - T_{\text{low}}) + R(T_{\text{low}}) \quad (4.5)$$

Donde $R(T_{\text{avg}})$ representa la resistencia eléctrica a la temperatura operativa (Ω/m), $R(T_{\text{high}})$ y $R(T_{\text{low}})$ corresponden a los valores de resistencia eléctrica para temperaturas conocidas (Ω/m), T_{avg} es la temperatura media de las capas de aluminio, y T_{high} y T_{low} son las temperaturas medias asociadas a los valores de resistencia conocidos.

Las ecuaciones propuestas en los estándares IEEE establecen un balance térmico, a partir del cual se determina la corriente máxima admisible, I (A), según la Ecuación 4.6:

$$I = \sqrt{\frac{q_c + q_r - q_s}{R(T_{\text{avg}})}} \quad (4.6)$$

Al igual que en apartados anteriores, se ha analizado individualmente la influencia de la variación de la resistividad del conductor en el equilibrio térmico. En la figura 4.19 se representa la evolución de la relación entre la temperatura superficial del conductor y la corriente máxima en ese estado, manteniendo constantes el resto de los parámetros.

En las distintas curvas se han representado diferentes velocidades de incremento de la resistividad en función de la temperatura. La curva $R_{\text{max}} + 12\%$ indica que la resistividad especificada en la ficha técnica para una temperatura de 150°C se ha incrementado en un $12,5\%$. Esto implica una mayor pendiente en la recta de interpolación, abarcando los

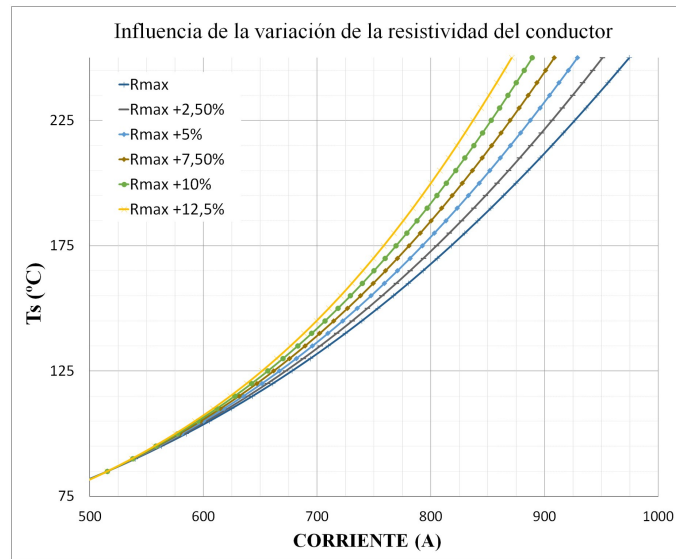


Figura 4.19: Análisis de la influencia de la resistividad en el equilibrio térmico del conductor.

efectos de la resistividad en función de la temperatura y el efecto pelicular en la resistencia en corriente alterna, entre otros, tal y como describen los estándares de cálculo. Se han representado valores hasta un incremento del 12,5 %, partiendo del valor establecido en la ficha técnica.

Se puede apreciar que, en estados de corriente relativamente bajos y a temperaturas por debajo de los 100°C, prácticamente no hay diferencias en los resultados.

Cuando las corrientes inducidas comienzan a alcanzar valores más importantes, lógicamente implican mayores temperaturas de operación, lo que a su vez provoca un aumento mayor de la resistividad. El incremento de la temperatura es mucho más rápido en aquellos conductores con una resistividad mayor, como resulta lógico al analizar la ecuación 4.6. Sin embargo, lo más interesante en esta gráfica puede desprenderse de que las mayores diferencias comienzan a surgir a partir de los 125°C, punto en el que los resultados se dispersan y las curvas se separan notablemente.

Cabe destacar que los conductores convencionales ACSR operan muy por debajo de este rango de temperatura. No obstante, los conductores HTLS, objeto de este estudio, pueden alcanzar temperaturas operativas cercanas a los 200°C, lo que confiere a este parámetro una importancia crucial en la evaluación del comportamiento térmico del conductor.

4.4. Propuestas de mejora de los procesos de cálculo

4.4.1. Mejora del cálculo de la influencia de viento en función del ángulo de ataque

Tras analizar la comparación entre los modelos teórico y empírico, se observa una relación directa entre la aproximación del modelo IEEE mediante K_{angle} y las desviaciones observadas. Al calcular la convección forzada, podrían proponerse ajustes en la aproximación trigonométrica del ángulo de ataque del viento. En el contexto de este estudio y bajo las condiciones evaluadas, estos ajustes podrían evitar cálculos excesivamente conservadores para ángulos de viento bajos.

La figura 4.20 se centra específicamente en las discrepancias encontradas entre el modelo y el ensayo, cuando el ángulo del viento es inferior a 20° , es decir, cuando el viento es casi paralelo al conductor. Dentro de este rango la muestra estudiada es lo suficientemente numerosa para que sea representativa, ya que se han analizado un total de 13.795 valores una vez promediados de cinco en cinco minutos, lo que representan 68975 estados analizados. En este escenario con vientos prácticamente paralelos, esta configuración a menudo provoca que el modelo teórico subestime el enfriamiento por convección, como lo evidencian las considerables desviaciones positivas observadas.

Específicamente, en este caso de estudio, la aplicación de estos ajustes permitiría una sobrecarga segura del sistema en ángulos inferiores a 30° en hasta un 35 % en muchas situaciones, y hasta un 20 % para ángulos menores a 20° . Este ajuste se sugiere como una idea inicial y un ejemplo específico, adaptado a un caso, conductor y situación particular. Para determinar su aplicabilidad general, sería necesario un análisis más amplio que abarque un mayor rango de condiciones y diferentes tipos de conductores.

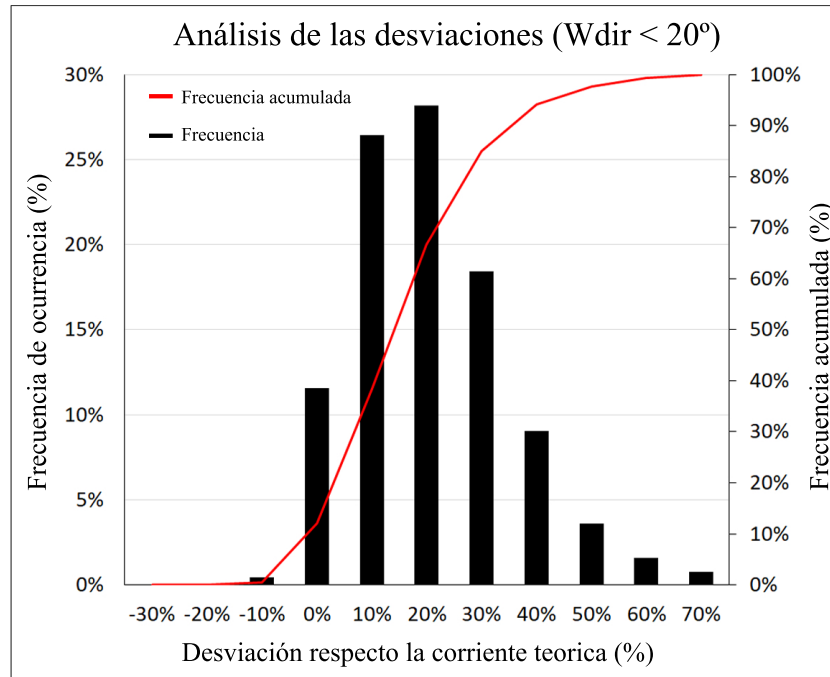


Figura 4.20: Análisis estadístico de la desviación del modelo real respecto el modelo teórico en función de la dirección del viento en casos con ángulos agudos y cercanos a las direcciones paralelas al conductor.

Es por ello, que se propone un ajuste en el modelo al calcular este parámetro. Al aplicar la aproximación de K_{angle} mostrada en la Ecuación 4.7, es posible aproximar y optimizar las condiciones para ángulos de ataque bajos, es decir, aquellos en los que el viento incide con un ángulo menor a 30° con respecto al conductor. Estas condiciones de ángulo bajo representan aproximadamente el 33 % de los escenarios posibles, y resultan en un porcentaje muy superior en aquellas instalaciones en las que la red y las condiciones topográficas así lo sugieran. Para ajustar la ecuación previamente propuesta por la IEEE, es necesario minimizar los efectos de la convección en ángulos cercanos a 90° (vientos perpendiculares), eliminando así el término en la ecuación relacionado con este factor. Por el contrario, para evitar subestimar los vientos paralelos al conductor, se aplica un factor de corrección al término $\cos(\phi)$.

$$K_{angle.mod} = 1,194 - 0,65 \cdot \cos(\phi) + 0,194 \cdot \cos(2\phi) \quad (4.7)$$

Cabe destacar que la ecuación 4.7 ha sido ajustada para las condiciones específicas de este conductor y bajo ciertos parámetros. La nueva ecuación proviene de un proceso de ajuste empírico basado en el análisis de los datos experimentales obtenidos durante el desarrollo del trabajo. El objetivo de este ajuste ha sido reducir al máximo las desviaciones entre los valores calculados por el modelo y los datos reales observados en las mediciones.

El procedimiento empleado ha sido una optimización iterativa de manera manual, evaluando el comportamiento del modelo frente a los datos experimentales y ajustando los coeficientes para mejorar su capacidad predictiva. Aunque no se ha utilizado un algoritmo formal de ajuste (como mínimos cuadrados o regresión no lineal), el proceso ha sido guiado para reducir las desviaciones obtenidas en cada uno de los tramos analizados.

Aunque se han obtenido resultados similares en estudios previos [12], aún queda pendiente un ajuste detallado para diferentes situaciones y condiciones antes de proponer cualquier mejora como estandarizada o definitiva.

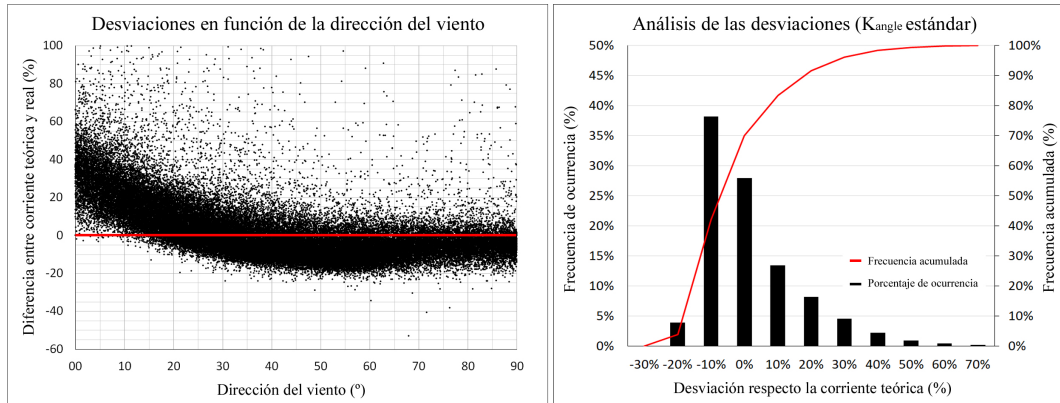


Figura 4.21: Análisis de la influencia de la dirección de viento en las desviaciones obtenidas, con el factor K_{angle} sin modificar.

Una vez realizado el ajuste, se ha representado nuevamente la gráfica de las desviaciones más importantes en función del ángulo de incidencia del viento.

Se puede apreciar en la figura 4.21 cómo la curva de representación de los puntos originales muestra una mayor precisión en ángulos elevados, mientras que para ángulos inferiores a 30° la desviación positiva es significativamente alta en la mayoría de los casos. En la figura 4.22 se ha repetido el análisis numérico, incorporando en el estándar de cálculo la ecuación modificada propuesta 4.7. Se observa cómo la curva se ha estabilizado, manteniendo un rango de errores más uniforme y prácticamente constante en todos los ángulos de incidencia.

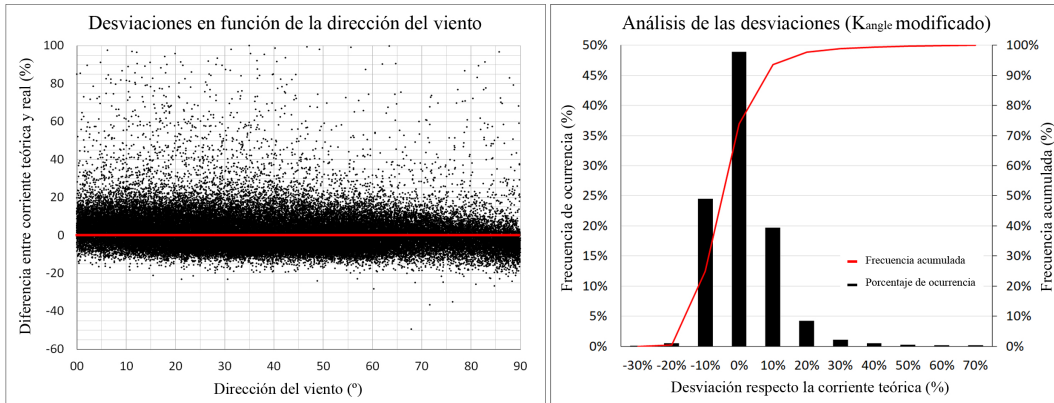


Figura 4.22: Análisis de la influencia de la dirección de viento en las desviaciones obtenidas, con el factor K_{angle} modificado.

Además, en el análisis estadístico, se evidencia que al comparar ambas gráficas, el porcentaje de frecuencia de ocurrencia de los casos con mínima desviación entre el modelo y el prototipo se incrementa hasta alcanzar casi un 50%. Asimismo, los casos en los que la capacidad del conductor ha sido subestimada o sobreestimada se han reducido y equilibrado, presentando resultados significativamente más consistentes.

Por tanto, el modelo propuesto para este conductor podría resultar más preciso, ya que proporciona una estimación más fiable del comportamiento térmico del conductor en diversas condiciones de viento. También resulta más seguro para su aplicación en la gestión de redes eléctricas, al minimizar los márgenes de error y reducir la incertidumbre en la evaluación de la capacidad de carga. Finalmente, se trata de un modelo más eficiente, puesto que permite una mejor optimización del aprovechamiento del conductor en escenarios de viento con ángulos agudos, posibilitando una mayor explotación sin comprometer la seguridad térmica del sistema.

Se observa una mejora significativa en la aproximación de los resultados. Con el nuevo factor, la precisión dentro de un margen de error del 5% ha aumentado, pasando de ocurrir en menos del 30% de los casos a casi el 50%. Además, la subestimación de los vientos paralelos ha sido prácticamente corregida, y los errores superiores al 10% pueden ahora considerarse insignificantes.

4.4.2. Mejora del cálculo de la influencia del incremento de la resistividad en conductores aéreos

Dado que la resistividad de la mayoría de los metales comúnmente utilizados en conductores aumenta con la temperatura a una velocidad ligeramente superior a la lineal, la resistencia obtenida mediante la fórmula propuesta en la ecuación 4.5 una interpolación lineal, alcanzará valores ligeramente superiores a los reales siempre que la temperatura de cálculo se encuentre entre los puntos de control. Es decir, con temperaturas intermedias entre los puntos de control la resistencia obtenida será mayor, lo que lleva a que el estándar proporcione resultados conservadores. Sin embargo, en los extremos y zonas exteriores de estos puntos de control, la resistencia obtenida mediante interpolación lineal será inferior a la medida empíricamente. Este apunte en el método de cálculo ya se describe brevemente en el estándar de cálculo del IEEE 10.

De modo conceptual, se ha representado este comportamiento y aproximación matemático, en la figura 4.23, donde se puede ver como la resistividad alcanza valores superiores a la interpolación lineal en el territorio o franja de temperatura fuera de los parámetros de control. Por otro lado, la interpolación lineal alcanza valores conservadores en la franja intermedia, con mayores errores en la zona central.

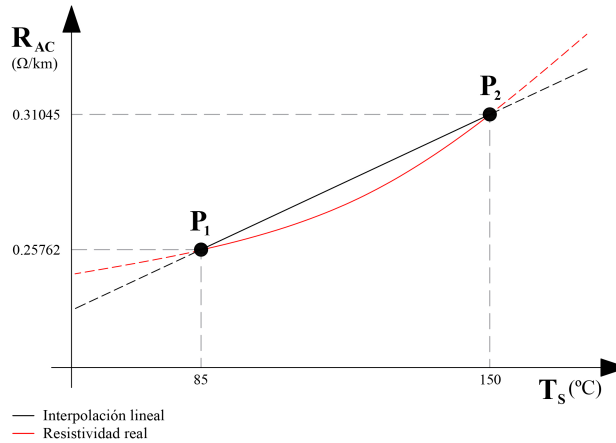


Figura 4.23: Representación conceptual de la evolución real de la resistividad en función de la temperatura frente a una interpolación lineal.

Por ejemplo, si se desea determinar la capacidad térmica de un conductor aéreo desnudo a 180°C , el valor de resistencia a alta temperatura utilizado en la ecuación debería corresponder a 200°C . No obstante, como se muestra en la figura 3.8, los valores de conductividad proporcionados en las hojas técnicas suelen abarcar temperaturas operativas más estándar, como 75°C y 150°C . En casos donde se requiera un valor a 200°C , la interpolación lineal puede no proporcionar una precisión adecuada.

Los estándares advierten que, en rangos de temperatura elevados y dependiendo del tipo de conductor, pueden observarse valores de resistividad significativamente mayores a los esperados teóricamente. Por ello, el presente análisis busca determinar si son necesarios ajustes en conductores HTLS, los cuales operan a temperaturas más elevadas.

Ciertos modelos teóricos exploran la posibilidad de incrementar el valor de resistencia calculado mediante un factor de corrección. Por ejemplo, estudios recientes como 19 proponen interpolar para obtener la resistencia en corriente continua (R_{DC}) y posteriormente ajustarla utilizando una tabla teórica publicada en 48.

El manual 48 establece que cuando se conoce la resistencia de corriente continua, R_{DC} ,

de un conductor a una temperatura determinada y se desea encontrar la resistencia de corriente continua a otra temperatura, se puede utilizar la formula general [4.8](#)

$$\frac{R_{t2}}{R_{t1}} = \frac{M + t_2}{M + t_1} \quad (4.8)$$

Donde R_{t2} establece la resistencia en corriente continua a cualquier temperatura t_2 en grados Celsius. R_{t1} representa la resistencia en corriente continua a cualquier otra temperatura t_1 en grados Celsius. M es una constante para cada tipo de material conductor, que representa la temperatura absoluta inferida de cero.

- $M = 234,5$ para cobre recocido para el 100 % de conductividad.
- $M = 241,5$ para cobre trefilado para el 97.3 % de conductividad.
- $M = 228,1$ para aluminio.

Esta fórmula es útil para evaluar los cambios en la resistencia de corriente continua, pero no puede usarse para variaciones de resistencia en corriente alterna a menos que se pueda descartar el efecto pelicular (“skin effect”), lo que hace aún más complicado el obtener una resistencia en alterna fiable. La resistencia de los conductores no magnéticos varía no solo con la temperatura, sino también con la frecuencia. Esto se debe al efecto pelicular, que ocurre cuando la corriente fluye más cerca de la superficie externa del conductor debido a una distribución no uniforme del flujo en el conductor. Esto aumenta la resistencia del conductor al reducir la sección efectiva del conductor por la cual fluye la corriente.

En [48](#), incluye una tabla (“Table 5 - Skin Effect Table”) que propone un ajuste teórico para considerar los efectos combinados del aumento de temperatura y el efecto pelicular sobre la resistencia del conductor. El parámetro de ajuste se obtiene calculando el valor “X” mediante la ecuación [4.9](#)

$$X = \frac{0,4497}{\sqrt{R(T)_{DC}}} \quad (4.9)$$

Posteriormente, utilizando la tabla $K - X$ mencionada previamente, de [48](#), se obtiene un factor de corrección, permitiendo calcular la resistencia en corriente alterna a una temperatura dada, como se expresa en la Ecuación [4.10](#).

$$R(T)_{AC} = K \cdot R(T)_{DC} \quad (4.10)$$

No obstante, a pesar de los distintos modelos de cálculo existentes, establecer un modelo teórico fiable y preciso para calcular la resistividad eléctrica en función de la temperatura sigue siendo un desafío, presentando discrepancias considerables con los valores obtenidos en laboratorio. Estudios como [13](#) evidencian las dificultades para determinar con precisión la resistencia en corriente alterna de conductores trenzados, especialmente aquellos con núcleo magnético, y enfatizan la importancia de disponer de mediciones exactas de la resistencia en corriente alterna para predecir de manera efectiva el comportamiento térmico del modelo.

Como en secciones anteriores, se propone una corrección experimental al modelo, aplicable a este conductor específico y bajo estas condiciones. Dado que las ecuaciones propuestas en los estándares IEEE establecen un balance térmico, a partir del cual se determina la corriente máxima admisible, I (A), según la Ecuación [4.11](#):

$$I = \sqrt{\frac{q_c + q_r - q_s}{R(T_{avg})}} \quad (4.11)$$

Donde q_c representa la tasa de disipación de calor por convección por unidad de longitud (W/m), q_r la tasa de disipación de calor por radiación por unidad de longitud (W/m), q_s la

tasa de ganancia de calor proveniente de la radiación solar (W/m), y $R(T_{avg})$ la resistencia en corriente alterna del conductor a la temperatura de operación. En la figura 4.24 se representan los principales integrantes de la ecuación anterior 4.11

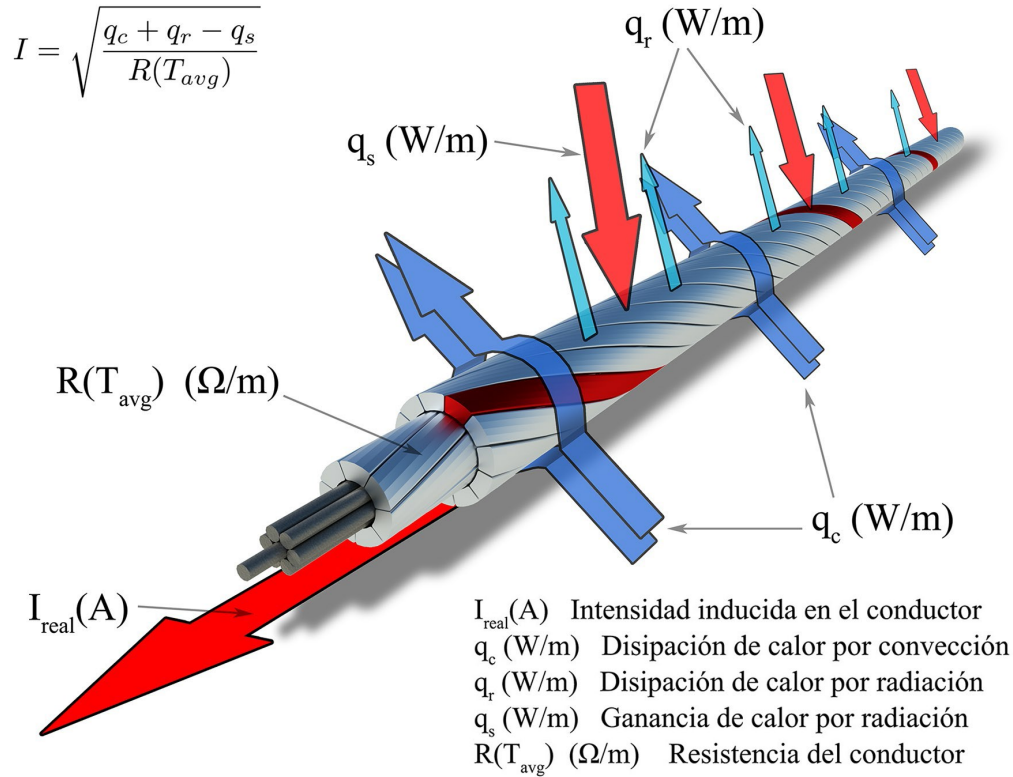


Figura 4.24: Representación del equilibrio térmico en función de la intensidad inducida.

Según el apartado 4.4.6.2 del IEEE [10], el efecto pelicular en corriente alterna provoca que la corriente tienda a concentrarse en la superficie del conductor. El estudio indica que a una frecuencia de 60 Hz, este efecto incrementa la resistencia en un rango del 1 % al 2 % para un conductor de aluminio con un diámetro total de 30 mm. Sin embargo, en conductores de mayor tamaño, el aumento debido al efecto pelicular puede alcanzar hasta un 8 %.

Adicionalmente, en los conductores con núcleo de acero como los ACSR o el conductor ensayado del tipo ACSS, la intensidad se distribuye principalmente por las capas externas de aluminio. Esta disposición de la corriente, junto al montaje de los conductores de aluminio enrollados rodeando el núcleo en disposición helicoidal, genera un importante flujo magnético en el núcleo del conductor. Este fenómeno se asemeja al comportamiento de un solenoide y su magnitud varía según la construcción del conductor, siendo especialmente el número de capas. En conductores de una sola capa, el flujo magnético inducido en el núcleo es elevado, lo que puede incrementar la resistencia en hasta un 20 % cuando la corriente es alta según apunta el IEEE [10]. En el caso de conductores de tres capas, se produce una cancelación parcial del campo magnético en el núcleo, lo que puede provocar un incremento de la resistencia hasta un 5 % bajo condiciones de alta corriente.

Es evidente que, a medida que la resistencia del conductor aumenta, la corriente máxima permitida según los modelos de cálculo disminuirá. Lógicamente, un material con mayor resistividad generará más calor debido a la ley de Joule. Para verificar el efecto de la no linealidad de la resistividad y su impacto en los algoritmos estándar, se aplicó un ajuste experimental aumentando en un 10 % el valor de la resistividad del material a 230 °C.

Usando interpolación lineal, el valor calculado sería de $0,37547 \Omega/\text{km}$, pero para este análisis se utilizó un valor un 10 % mayor: $R_{ac}(230^\circ\text{C}) = 0,413017 \Omega/\text{km}$.

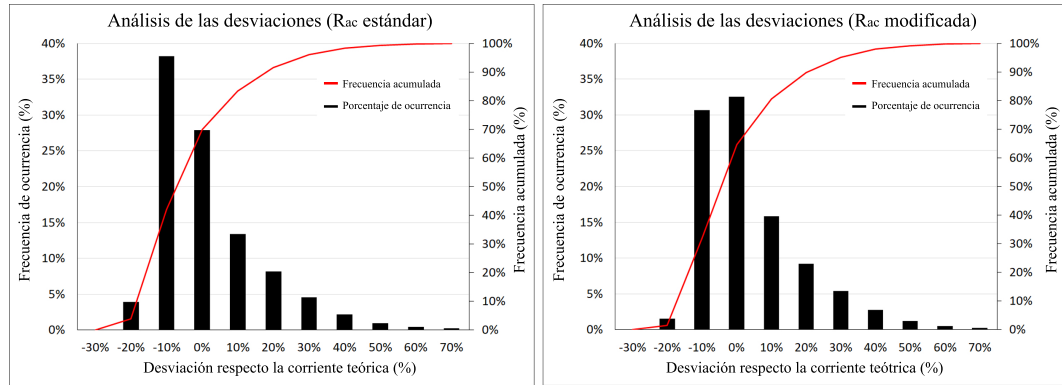


Figura 4.25: Análisis de la influencia de la resistividad en alterna mediante interpolación lineal, frente a una resistividad ajustada matemáticamente para el conductor ensayado.

Los resultados obtenidos se han representado en la figura 4.25. En esta figura se puede apreciar que las desviaciones entre los modelos teóricos y los valores experimentales se reducen significativamente cuando $R_{ac}(230^\circ\text{C})$ aumenta a un ritmo superior al estimado mediante interpolación lineal.

Capítulo 5

Conclusiones y líneas futuras

5.1. Conclusiones

En el desarrollo de esta tesis se ha realizado y diseñado un estudio experimental para analizar la precisión de las principales metodologías de cálculo de la ampacidad propuestas para conductores desnudos en líneas aéreas de distribución. De un modo esquematizado, las conclusiones principales del estudio son:

- El estudio se ha realizado con especial enfoque en las nuevas condiciones de carga eléctrica de los conductores de alta capacidad (High Temperature-Low Sag, HTLS).
- La toma de datos experimental se ha realizado y validado mediante la implantación y desarrollo de un prototipo de simulación, que permite ensayar conductores en escenarios de alta intensidad y temperatura, expuestos a condiciones meteorológicas reales.
- La construcción de la instalación de ensayo se ha realizado para obtener intensidades de trabajo muy elevadas, consiguiendo reproducir estados de carga extremos en condiciones de seguridad. Permite un estudio más detallado del comportamiento de estos conductores, ensayando los estados de carga de los mismos atendiendo a los criterios del investigador, con seguridad y con la libertad de modificación de las condiciones de carga.
- Se han comparado los modelos de cálculo y los resultados experimentales de cálculo de la ampacidad de los conductores desnudos en líneas de transporte, identificando los parámetros más influyentes en los errores de las metodologías teóricas.
- Se han propuesto ajustes y mejoras en las metodologías de cálculo de la ampacidad en conductores HTLS que permiten obtener mayores precisiones bajo determinadas condiciones. Esto permitirá conocer de manera más precisa el comportamiento térmico de los conductores y una operación más eficiente y segura de las líneas existentes.

De un modo más detallado, se ha realizado un análisis de la precisión y viabilidad de los modelos de cálculo existentes, diseñados originalmente para conductores convencionales, aplicados en conductores HTLS. Aunque estos conductores pueden operar eléctricamente con principios similares a los conductores ACSR, su principal diferencia radica en su capacidad para soportar densidades de corriente más altas—y, por ende, temperaturas elevadas—sin deformarse ni sufrir daños mecánicos. Sin embargo, esta capacidad no implica una mejora en la disipación térmica en comparación con los conductores ACSR.

Se ha encontrado y demostrado que el aumento significativo de la temperatura máxima de operación, característico de los conductores HTLS, introduce desafíos adicionales como

mayores resistividades eléctricas, efectos magnéticos, efecto pelicular y pequeñas desviaciones debido a la no linealidad en la resistencia eléctrica. Estos factores, cuya cuantificación precisa resulta compleja, no son despreciables en condiciones de alta demanda con este tipo de conductores. Como consecuencia, se han encontrado mayores desviaciones entre los valores teóricos y los valores medidos en pruebas experimentales, en comparación con aquellas obtenidas en estudios anteriores al aplicar los estándares de cálculo en conductores ACSR convencionales.

La comparación entre modelos teóricos y empíricos ha permitido identificar patrones de desviaciones relevantes bajo condiciones específicas, que identifican oportunidades de mejora de eficiencia en algunos casos y mejoras de la seguridad en las redes en otros. Estos resultados podrían respaldar la sobrecarga segura de las redes de transmisión bajo ciertas condiciones controladas. Por ejemplo, las pruebas realizadas han demostrado que los procesos de cálculo pueden requerir ajustes en condiciones de viento a baja velocidad y con ángulos de ataque reducidos. Se ha demostrado que los casos en los que los modelos teóricos han resultado conservadores, han manifestado importantes márgenes para la optimización de las redes, mientras que los modelos que sobrestimaron la capacidad de enfriamiento presentaron discrepancias porcentuales menores.

Finalmente, con base en los resultados de este estudio experimental, se concluye que los errores de cálculo ya presentes en los modelos de conductores convencionales se amplifican cuando se aplican a condiciones HTLS, donde las densidades de corriente puede triplicar las de los conductores convencionales. Esto pone de manifiesto la necesidad urgente de refinar los modelos teóricos para capturar con mayor precisión los desafíos únicos que plantea la tecnología HTLS en escenarios de alta demanda. Gracias a la identificación y estudio paramétrico de los modelos, y a los datos obtenidos a lo largo de un año, se han propuesto y comprobado algunas variaciones de los modelos, que se han ajustado con mayor precisión a la realidad estudiada.

5.2. Aportaciones e impacto de la tesis

Las aportaciones originales de los trabajos de investigación, desarrollo experimental y estudio de la presente tesis se enumeran a continuación:

1. Publicación de un artículo en una revista indexada JCR en el área de la ingeniería eléctrica y energética. Título de artículo “Experimental Study of Dynamic Line Rating Applied to High-Temperature Low-Sag Conductors”, en la revista *Energies*, publicado el 14 de Febrero de 2025 [49].
2. Contribución al “Open Science”, mediante la publicación de una base de datos bruto de los resultados obtenidos en el repositorio europeo Zenodo. Vejo, L. (2024). Current and temperature measurements for a HTLS Conductor based in Santander [Data set]. Zenodo. <https://doi.org/10.5281/zenodo.14274381> [44].
3. Publicación de un artículo, actualmente en redacción, sobre la influencia de las precipitaciones en el equilibrio térmico en una revista indexada JCR en el área de la ingeniería eléctrica y energética, contrastando los datos de las mediciones del prototipo con los datos de la Agencia Estatal de Meteorología (AEMET).
4. Contribución al “Open Science”, mediante la publicación en el repositorio público de la Universidad de Cantabria Ucrea. Vejo, L. (2025). <https://doi.org/10.3390/en18040929> “Experimental Study of Dynamic Line Rating Applied to High-Temperature Low-Sag Conductors”.

5. Publicación aceptada en congreso internacional, mediante el trabajo “Development of a Prototype to Maximize Renewable Energy Integration into the Grid through Experimental Studies on Dynamic Line Rating” en el congreso “23rd International Conference on Renewable Energies and Power Quality (ICREPQ-25)”, Tenerife, 2025.
6. Habilitación y diseño del prototipo de simulación construido en la cubierta para el ensayo de conductores de nuevo desarrollo y nuevas tecnologías. Este prototipo permitirá el estudio detallado del comportamiento de los conductores, maximizando el rendimiento de las redes para operación convencional, gestión dinámica e integración eficiente de renovables.

5.3. Líneas de investigación futuras

A partir de los resultados obtenidos de este estudio se plantean varias líneas de investigación futuras, algunas de las cuales se encuentran actualmente en pleno desarrollo:

1. Una línea de investigación que se pretende desarrollar es el estudio de algunas inclemencias climatológicas no analizadas en los modelos en el equilibrio térmico del conductor. Se ha observado un claro impacto en la refrigeración del conductor en días con mayores precipitaciones, debido a la refrigeración propia por la temperatura del agua y por el calor latente al evaporarse la misma cuando el conductor se encuentra por encima de los 100 °C. En un planteamiento futuro se pretende analizar de manera empírica la influencia de este factor, para comprobar si es realmente determinante a la hora de establecer el equilibrio térmico y si se puede realizar un ajuste matemático justificado. Se ha establecido contacto con la organización de AEMET para este estudio, almacenando medidas pluviométricas para comparar con los nuevos datos que se están recopilando sobre el actual conductor y futuros conductores. Esta línea de investigación será posible gracias a un convenio firmado durante el desarrollo de la tesis con AEMET, que permite acceder a una base de datos común de los obtenidos en sus estaciones.
2. Los resultados obtenidos han demostrado la necesidad de utilizar valores más precisos y corregidos de resistencias eléctricas, evidenciando la insuficiencia de depender únicamente de interpolaciones lineales. Es fundamental implementar ajustes en el cálculo de la resistencia en corriente alterna (AC) para mejorar la precisión, ya que estos ajustes impactan significativamente en la determinación de las intensidades máximas en condiciones de alta demanda y alta densidad de corriente. En estudios futuros se pretende analizar detalladamente la variación de la resistividad en conductores de alta capacidad, en función de las intensidades inducidas en la línea, su temperatura y su vida útil. La línea de investigación futura puede realizarse en base a una colaboración con la Universitat Politècnica de Catalunya, que ha avanzado recientemente con el cálculo experimental de la resistencia en alterna, incluyendo los efectos térmicos y el efecto magnético.
3. El prototipo físico de simulación, queda operativo para ser capaces de ensayar nuevos conductores y tecnologías en condiciones reales de funcionamiento. Al instalar los transformadores toroidales, se pueden ensayar conductores de hasta 1200 amperios, permitiendo un nuevo campo de estudio para el ensayo de conductores de alta capacidad.

Capítulo 6

Bibliografía

Bibliografía

- [1] Norbert Chamier-Gliszczyński, Grzegorz Trzmiel, Jarosław Jajczyk, Aleksandra Juszcak, Waldemar Woźniak, Mariusz Wasiak, Robert Wojtachnik y Krzysztof Santarek. “The Influence of Distributed Generation on the Operation of the Power System, Based on the Example of PV Micro-Installations”. En: *Energies* 16.3 (2023). ISSN: 1996-1073. DOI: [10.3390/en16031267](https://doi.org/10.3390/en16031267). URL: <https://www.mdpi.com/1996-1073/16/3/1267>.
- [2] Matheus Diniz Gonçalves-Leite, Edgar Manuel Carreño-Franco y Jesús M. López-Lezama. “Impact of Distributed Generation on the Effectiveness of Electric Distribution System Reconfiguration”. En: *Energies* 16.17 (2023). ISSN: 1996-1073. DOI: [10.3390/en16176154](https://doi.org/10.3390/en16176154). URL: <https://www.mdpi.com/1996-1073/16/17/6154>.
- [3] Eduardo Marlés-Sáenz, Eduardo Gómez-Luna, Josep M. Guerrero y Juan C. Vasquez. “Analysis of Impacts in Electric Power Grids Due to the Integration of Distributed Energy Resources”. En: *Energies* 18.3 (2025). ISSN: 1996-1073. DOI: [10.3390/en18030745](https://doi.org/10.3390/en18030745). URL: <https://www.mdpi.com/1996-1073/18/3/745>.
- [4] Miguel Ángel Cagigal, J.A. Rosendo-Macias, Alfonso Bachiller y Juan del Pino López. “Reliability assessment of dynamic line rating methods based on conductor temperature estimation”. En: *Electric Power Systems Research* 233 (ago. de 2024), pág. 110449. DOI: [10.1016/j.epsr.2024.110449](https://doi.org/10.1016/j.epsr.2024.110449).
- [5] Malska W. Margita F. Beňa Ľ. y Pijarski P. “Possibilities of Increasing the Ampacity of Overhead Lines Using High-Temperature Low-Sag Conductors in the Electric Power System of the Slovak Republic”. En: *Applied Sciences* 14.17 (2024), págs. 119-139. ISSN: 17: 7846. DOI: <https://doi.org/10.3390/app14177846>. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0378779682900335>.
- [6] Pablo Castro, Ramón Lecuna, Mario Mañana, Maria-Jose Martin y Dolores del Campo. “Infrared Temperature Measurement Sensors of Overhead Power Conductors”. En: *Sensors* 20 (dic. de 2020), pág. 7126. DOI: [10.3390/s20247126](https://doi.org/10.3390/s20247126).
- [7] Ramón Lecuna, Pablo Castro, Mario Mañana, Alberto Laso, Rodrigo Domingo, Alberto Arroyo y Raquel Martínez. “Non-contact temperature measurement method for dynamic rating of overhead power lines.” En: *Electric Power Systems Research* 185 (ago. de 2020), pág. 106392. DOI: [10.1016/j.epsr.2020.106392](https://doi.org/10.1016/j.epsr.2020.106392).
- [8] Nicola Viafora, Kateryna Morozovska, Syed Hamza Kazmi, Tor Laneryd, Patrik Hilber y Joachim Holbøll. “Day-ahead dispatch optimization with dynamic thermal rating of transformers and overhead lines”. En: *Electric Power Systems Research* 171 (jun. de 2019), págs. 194-208. DOI: [10.1016/j.epsr.2019.02.026](https://doi.org/10.1016/j.epsr.2019.02.026).
- [9] Somboon Nuchprayoon y Artitaya Chaichana. “Performance Comparison of Using ACSR and HTLS Conductors for Current Upgrading of 230-kV Overhead Transmission Lines”. En: jun. de 2018, págs. 1-5. DOI: [10.1109/EEEIC.2018.8493888](https://doi.org/10.1109/EEEIC.2018.8493888).

- [10] IEEE Power y Energy Society. "IEEE Standard for Calculating the Current-Temperature Relationship of Bare Overhead Conductors". En: *Revision of IEEE Std 738-2006/ IEEE Std 738-2012/Cor 1-2013* (2012), págs. 1-72.
- [11] Javier Iglesias, George Watt, Dale Douglass, Vincent Morgan, Rob Stephen, Mark Bertinat, Dzevad Muftic, Ralph Puffer, Daniel Guery, Sidnei Ueda et al. *Guide for thermal rating calculations of overhead lines, CIGRE Technical Brochure 601*. CIGRE, Paris, France, 2014.
- [12] Alberto Arroyo, Pablo Castro, Raquel Martinez, Mario Manana, Alfredo Madrazo, Ramón Lecuna y Antonio Gonzalez. "Comparison between IEEE and CIGRE Thermal Behaviour Standards and Measured Temperature on a 132-kV Overhead Power Line". En: *Energies* 8.12 (2015), págs. 13660-13671. ISSN: 1996-1073. DOI: [10.3390/en81212391](https://doi.org/10.3390/en81212391). URL: <https://www.mdpi.com/1996-1073/8/12/12391>.
- [13] Jordi-Roger Riba. "The Role of AC Resistance of Bare Stranded Conductors for Developing Dynamic Line Rating Approaches". En: *Applied Sciences* 14.19 (2024). ISSN: 2076-3417. DOI: [10.3390/app14198982](https://doi.org/10.3390/app14198982). URL: <https://www.mdpi.com/2076-3417/14/19/8982>.
- [14] Miren T. Bedialauneta, Igor Albizu, Elvira Fernandez y A. Javier Mazon. "Uncertainties in the Testing of the Coefficient of Thermal Expansion of Overhead Conductors". En: *Energies* 13.2 (2020). ISSN: 1996-1073. DOI: [10.3390/en13020411](https://doi.org/10.3390/en13020411). URL: <https://www.mdpi.com/1996-1073/13/2/411>.
- [15] Elvira Fernandez, Igor Albizu, A. Javier Mazon, Agurtzane Etxegarai, Garikoitz Buiques y Rafael Alberdi. "Power line monitoring for the analysis of overhead line rating forecasting methods". En: *2016 IEEE PES PowerAfrica*. 2016, págs. 119-123. DOI: [10.1109/PowerAfrica.2016.7556583](https://doi.org/10.1109/PowerAfrica.2016.7556583).
- [16] Xiangxian Zhou, Shaohua Wang, Te Li, Junping Cao, Yang Zou y Xinyu Xiang. "Probabilistic Ampacity Rating of 500kV Overhead Transmission Lines in Zhejiang Province". En: *2018 IEEE 3rd International Conference on Integrated Circuits and Microsystems (ICICM)*. 2018, págs. 98-103. DOI: [10.1109/ICAM.2018.8596438](https://doi.org/10.1109/ICAM.2018.8596438).
- [17] Yongjie Nie, Daoyuan Chen, Shuai Zheng, Xiaowei Xu, Xilian Wang y Zhensheng Wu. "Simulation and Calculation of Temperature Field and Current-Carrying Capacity of Power Cables under Different Laying Methods". En: *Energies* 17.18 (2024). ISSN: 1996-1073. DOI: [10.3390/en17184611](https://doi.org/10.3390/en17184611). URL: <https://www.mdpi.com/1996-1073/17/18/4611>.
- [18] Ramón Lecuna Tolosa. "Desarrollo de un prototipo y validación de método de medida sin contacto de parámetros característicos de líneas eléctricas". Tesis doct. Grupo de Tecnologías Electroenergéticas Avanzadas, Departamento de Ingeniería Eléctrica y Energética: Universidad de Cantabria, oct. de 2017.
- [19] Milad Jalilian, Jordi-Roger Riba y Pooya Parvizi. "Aluminum Conductor Steel-Supported Conductors for the Sustainable Growth of Power Line Capacity: A Review and Discussion". En: *Materials* 17.18 (2024). ISSN: 1996-1944. DOI: [10.3390/ma17184536](https://doi.org/10.3390/ma17184536). URL: <https://www.mdpi.com/1996-1944/17/18/4536>.
- [20] Raquel Martinez, Mario Manana, Alberto Arroyo, Sergio Bustamante, Alberto Laso, Pablo Castro y Rafael Minguez. "Dynamic Rating Management of Overhead Transmission Lines Operating under Multiple Weather Conditions". En: *Energies* 14.4 (2021). ISSN: 1996-1073. DOI: [10.3390/en14041136](https://doi.org/10.3390/en14041136). URL: <https://www.mdpi.com/1996-1073/14/4/1136>.

- [21] Igor Albizu, Elvira Fernández, Rafael Alberdi, Miren Terese Bedialauneta y Angel Javier Mazón. “Adaptive Static Line Rating for Systems With HTLS Conductors”. En: *IEEE Transactions on Power Delivery* 33.6 (2018), págs. 2849-2855. DOI: [10.1109/TPWRD.2018.2855805](https://doi.org/10.1109/TPWRD.2018.2855805).
- [22] Levente Rácz y Bálint Németh. “Dynamic Line Rating—An Effective Method to Increase the Safety of Power Lines”. En: *Applied Sciences* 11.2 (2021). ISSN: 2076-3417. DOI: [10.3390/app11020492](https://doi.org/10.3390/app11020492). URL: <https://www.mdpi.com/2076-3417/11/2/492>.
- [23] Jieliang Li, Jinming Lin, Yu Han, Lingzi Zhu, Dongxu Chang y Changzheng Shao. “Overload Risk Assessment of Transmission Lines Considering Dynamic Line Rating”. En: *Energies* 18.7 (2025). ISSN: 1996-1073. DOI: [10.3390/en18071822](https://doi.org/10.3390/en18071822). URL: <https://www.mdpi.com/1996-1073/18/7/1822>.
- [24] Kayumba Grace Ilunga, Andrew Graham Swanson, Nelson Ijumba y Robert Stephen. “Influence of Conductor Temperature on the Voltage–Current Characteristic of Corona Discharge in a Coaxial Arrangement—Experiments and Simulation”. En: *Energies* 18.5 (2025). ISSN: 1996-1073. DOI: [10.3390/en18051303](https://doi.org/10.3390/en18051303). URL: <https://www.mdpi.com/1996-1073/18/5/1303>.
- [25] REE. *Red Eléctrica Española*. Accessed on 20th of February of 2025. 2025. URL: <https://www.ree.es/es/transporte-electricidad/red-transporte/nuestras-infraestructuras>.
- [26] *Real Decreto 223/2008, de 15 de febrero, Reglamento sobre condiciones técnicas y garantías de seguridad en líneas eléctricas de alta tensión y sus instrucciones técnicas complementarias ITC-LAT 01 a 09*. Vol. 68. Ministerio de Industria, Turismo y Comercio. BOE-A-2008-5269 <https://www.boe.es/eli/es/rd/2008/02/15/223>, feb. de 2008.
- [27] B. Clairmont, Dale Douglass, J. Inglesias y Z. Peter. “Radial and longitudinal temperature gradients in bare stranded conductors with high current densities”. En: (ene. de 2012).
- [28] V.T. Morgan. “The thermal rating of overhead-line conductors Part I. The steady-state thermal model”. En: *Electric Power Systems Research* 5.2 (1982), págs. 119-139. ISSN: 0378-7796. DOI: [https://doi.org/10.1016/0378-7796\(82\)90033-5](https://doi.org/10.1016/0378-7796(82)90033-5). URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0378779682900335>.
- [29] B. Clairmont, Dale Douglass, J. Inglesias y Z. Peter. “Radial and longitudinal temperature gradients in bare stranded conductors with high current densities”. En: (ene. de 2012).
- [30] Svetlana Beryozkina. “Evaluation Study of Potential Use of Advanced Conductors in Transmission Line Projects”. En: *Energies* 12 (mar. de 2019), pág. 822. DOI: [10.3390/en12050822](https://doi.org/10.3390/en12050822).
- [31] Jordi-Roger Riba, Santiago Bogarra, Álvaro Gómez-Pau y Juan Moreno-Eguilaz. “Up-rating of Transmission Lines by Means of HTLS Conductors for a Sustainable Growth: Challenges, Opportunities, and Research Needs”. En: *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 134 (sep. de 2020). DOI: [10.1016/j.rser.2020.110334](https://doi.org/10.1016/j.rser.2020.110334).
- [32] Aniket V. Kenge, Sagar V. Dusane y Joydeep Sarkar. “Statistical analysis amp; comparison of HTLS conductor with conventional ACSR conductor”. En: *2016 International Conference on Electrical, Electronics, and Optimization Techniques (ICEEOT)*. 2016, págs. 2955-2959. DOI: [10.1109/ICEEOT.2016.7755241](https://doi.org/10.1109/ICEEOT.2016.7755241).
- [33] Bartosz Jurkiewicz y Beata Smyrak. “Studies on the Evolution of Fatigue Strength of Aluminium Wires for Overhead Line Conductors”. En: *Materials* 17.11 (2024). ISSN: 1996-1944. DOI: [10.3390/ma17112537](https://doi.org/10.3390/ma17112537). URL: <https://www.mdpi.com/1996-1944/17/11/2537>.

- [34] Aleksandr A. Levin, Andrei G. Panfilov, Alexey I. Lihachev, Maria V. Narykova, Boris K. Kardashev, Andrej G. Kadomtsev, Nikita D. Prasolov, Roman V. Sokolov, Pavel N. Brunkov, Makhmud M. Sultanov, Victor G. Kul'kov, Ilia A. Boldyrev y Dzhonibek Sh. Norov. "Characteristics of Wires of the Long-Operated Aluminum-Steel Cable at Different Places on an Overhead Power Line Span". En: *Crystals* 13.8 (2023). ISSN: 2073-4352. DOI: [10.3390/cryst13081253](https://doi.org/10.3390/cryst13081253). URL: <https://www.mdpi.com/2073-4352/13/8/1253>.
- [35] Xingchi Ma, Lei Gao, Junxi Zhang y Lai-Chang Zhang. "Fretting Wear Behaviors of Aluminum Cable Steel Reinforced (ACSR) Conductors in High-Voltage Transmission Line". En: *Metals* 7.9 (2017). ISSN: 2075-4701. DOI: [10.3390/met7090373](https://doi.org/10.3390/met7090373). URL: <https://www.mdpi.com/2075-4701/7/9/373>.
- [36] Shahnurman Abdul Rahman y Konstantinos Kopsidas. "Impact of Simplified Convection Model in Overhead Lines Thermal Rating Calculation Methods". En: *2018 IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exposition (T D)*. 2018, págs. 1-9. DOI: [10.1109/TDC.2018.8440528](https://doi.org/10.1109/TDC.2018.8440528).
- [37] B. Reddy y Diptendu Chatterjee. "Analysis of High Temperature Low Sag Conductors Used for High Voltage Transmission". En: *Energy Procedia* 90 (dic. de 2016), págs. 179-184. DOI: [10.1016/j.egypro.2016.11.183](https://doi.org/10.1016/j.egypro.2016.11.183).
- [38] Kun Qiao, Anping Zhu, Baoming Wang, Chengrui Di, Junwei Yu y Bo Zhu. "Characteristics of Heat Resistant Aluminum Alloy Composite Core Conductor Used in overhead Power Transmission Lines". En: *Materials* 13.7 (2020). ISSN: 1996-1944. DOI: [10.3390/ma13071592](https://doi.org/10.3390/ma13071592). URL: <https://www.mdpi.com/1996-1944/13/7/1592>.
- [39] Roberto Benato, Roberto Caldon, Antonio Chiarelli, Massimiliano Coppo, Claudio Garesci, Sebastian Dambone Sessa, Debora Mimo, Michele Modesti, Luca Mora y Francesca Piovesan. "CALAJOLE: An Italian Research to Lessen Joule Power Losses in Overhead Lines by Means of Innovative Conductors". En: *Energies* 12.16 (2019). ISSN: 1996-1073. DOI: [10.3390/en12163107](https://doi.org/10.3390/en12163107). URL: <https://www.mdpi.com/1996-1073/12/16/3107>.
- [40] Chika Oliver Ujah, Daramy Vandi Von Kallon, Daniel O. Aikhuele y Victor Sunday Aigbodion. "Advanced Composite Materials: A Panacea for Improved Electricity Transmission". En: *Applied Sciences* 12.16 (2022). ISSN: 2076-3417. DOI: [10.3390/app12168291](https://doi.org/10.3390/app12168291). URL: <https://www.mdpi.com/2076-3417/12/16/8291>.
- [41] *Boletín técnico, 3M ACCR - Conductor de Aluminio Reforzado por Compuesto Metálico*. 2017.
- [42] Tadeusz Knych, M. Piwowarska y Piotr Uliasz. "Studies on the Process of Heat Treatment of Conductive AlZr Alloys Obtained in Various Productive Processes". En: *Archives of Metallurgy and Materials* 56 (sep. de 2011). DOI: [10.2478/v10172-011-0075-z](https://doi.org/10.2478/v10172-011-0075-z).
- [43] F.R. Thrash. "ACSS/TW-an improved high temperature conductor for upgrading existing lines or new construction". En: *2001 Power Engineering Society Summer Meeting. Conference Proceedings (Cat. No.01CH37262)*. Vol. 1. 2001, 182-185 vol.1. DOI: [10.1109/PSS.2001.970008](https://doi.org/10.1109/PSS.2001.970008).
- [44] L. Vejo. "Current and temperature measurements for a HTLS Conductor based in Santander". Universidad de Cantabria, Spain: Zenodo, 2024. DOI: <https://doi.org/10.5281/zenodo.14274381>.
- [45] Normalización Española UNE. "Transformadores de medida. Parte 11: Requisitos adicionales para los transformadores de tensión pasivos de baja potencia. UNE-EN IEC 61869-11:2019". UNE-EN, 2019.

- [46] S.L. Chen, W.Z. Black y H.W. Jr. “High-temperature ampacity model for overhead conductors”. En: *Power Delivery, IEEE Transactions on* 17 (nov. de 2002), págs. 1136-1141. DOI: [10.1109/TPWRD.2002.804003](https://doi.org/10.1109/TPWRD.2002.804003).
- [47] Brayden Clairmont, Dale Douglass, J. Inglesias y Z. Peter. “Radial and longitudinal temperature gradients in bare stranded conductors with high current densities”. En: (ene. de 2012).
- [48] ABB Power Company. *AEST. Electrical Transmission and Distribution Reference Book*. ABB Power TD Company Inc. 820 Bland, USA: ABB, 1997.
- [49] Luis Vejo, Pablo Castro, Mario Manana, Alberto Laso, Ramon Lecuna, Sergio Bustamante y Eugenio Sainz. “Experimental Study of Dynamic Line Rating Applied to High-Temperature Low-Sag Conductors”. En: *Energies* 18.4 (2025). ISSN: 1996-1073. DOI: [10.3390/en18040929](https://doi.org/10.3390/en18040929). URL: <https://www.mdpi.com/1996-1073/18/4/929>.

Capítulo 7

ANEXOS

- Artículo publicado en Energies. “Experimental Study of Dynamic Line Rating Applied to High-Temperature Low-Sag Conductors”.
- Artículo para el 3rd International Conference on Renewable Energies and Power Quality (ICREPQ-25), Development of a Prototype to Maximize Renewable Energy Integration into the Grid through Experimental Studies on Dynamic Line Rating”.

Article

Experimental Study of Dynamic Line Rating Applied to High-Temperature Low-Sag Conductors

Luis Vejo *, Pablo Castro , Mario Manana , Alberto Laso , Ramon Lecuna , Sergio Bustamante  and Eugenio Sainz 

Electrical and Energy Engineering Department, Universidad de Cantabria, Av. Los Castros s/n, 39005 Santander, Spain

* Correspondence: luis.vejo@unican.es

Abstract: This study presents an analysis of ampacity evaluation techniques in overhead transmission lines based on methods for calculating conductor capacity through static and dynamic line rating analysis. It is specifically applied to high-temperature low-sag (HTLS) conductors, comparing theoretical results with empirically obtained real-time measurements. International standard methodologies, such as those from the IEEE and CIGRE, are examined to assess the impact of meteorological conditions on the performance of overhead transmission lines. Theoretical analyses are contrasted with experimental results obtained through a physical simulation prototype designed specifically for this purpose. A comparative analysis is presented that evaluates the deviations in conventional ampacity calculation techniques based on conductor temperature, comparing them with their performance in experimental situations for High-Temperature Low-Sag conductors under high load demand. This research offers an analytical perspective for optimizing the performance of transmission lines through the use of high-density currents. The results analyze the accuracy of calculation methodologies under different load and environmental scenarios, identifying conditions with the highest deviations, to enable more efficient and secure management in high-demand scenarios.

Keywords: ampacity; HTLS; overhead lines; dynamic line rating; IEEE; CIGRE



Academic Editor: Krzysztof Górecki

Received: 28 November 2024

Revised: 25 January 2025

Accepted: 11 February 2025

Published: 14 February 2025

Citation: Vejo, L.; Castro, P.; Manana, M.; Laso, A.; Lecuna, R.; Bustamante, S.; Sainz, E. Experimental Study of Dynamic Line Rating Applied to High-Temperature Low-Sag Conductors. *Energies* **2025**, *18*, 929. <https://doi.org/10.3390/en18040929>

Copyright: © 2025 by the authors. Licensee MDPI, Basel, Switzerland. This article is an open access article distributed under the terms and conditions of the Creative Commons Attribution (CC BY) license (<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>).

1. Introduction

The constant increase in energy demand has driven the need to adapt conventional electrical systems towards greater transmission capacity, incorporating a decentralized generation model that facilitates the integration of renewable sources. Additionally, more complex and precise control and management of the grid are required to optimize the overall system's performance. To move towards a more sustainable energy model, it is not enough to improve generation and consumption systems; it is also necessary to optimize transmission systems, which often represent “bottlenecks” in the renewal of the current energy model.

Overhead transmission lines must be appropriately designed to ensure that the grid can meet growing energy demand without incurring significant economic costs due to the construction of new infrastructure [1]. As energy consumption, production and transportation needs increase, it becomes necessary to enhance the transmission capacity of existing lines or build new ones. However, the construction of new lines is a complex process and is often unfeasible due to economic, environmental, legislative, and political constraints. Moreover, the execution of new lines often cannot keep pace with the rising demand for

electric transmission. Increasing line capacity can also be achieved by raising the voltage level; however, these methods typically involve more complex and costly interventions, making the enhancement of current-carrying capacity a more advantageous and efficient option [2].

To ensure the accurate estimation of physical and electrical parameters, calculation standards have been developed, such as those outlined by the IEEE [3] and CIGRE [4]. These standards analyze both environmental and electrical conditions, establishing critical operational limits like maximum sag and maximum operational and emergency temperatures, which have been extensively studied in numerous articles. It is important to evaluate the feasibility of optimizing the performance of existing transmission lines, aiming to increase their ampacity in a cost-effective and efficient manner.

Ampacity refers to the load capacity, or maximum allowable current, that a transmission line can handle without exceeding regulatory or safety limits, as well as without compromising the mechanical integrity of the conductor materials due to excessive temperatures. The calculation of this maximum capacity can be performed using various approaches or methodologies, ranging from the use of deterministic [5] or probabilistic meteorological conditions [6] to the real-time monitoring of conductor conditions [7], or by using new, recently developed measurement and monitoring systems for overhead lines [8].

In this context, it is necessary to understand the thermal behavior of next-generation conductors, such as High-Temperature Low-Sag (HTLS) conductors, and to analyze the applicability of current regulations under high-temperature operating conditions with these advanced materials. Since HTLS conductors are capable of withstanding higher temperatures, their current-carrying capacity will increase as the maximum operational temperature limit of the network is increased. However, it is essential to analyze the theoretical models to verify their accuracy when applied to conductors with current densities (A/mm^2) significantly higher than those tested to date.

Although these types of conductors are designed to achieve a higher ampacity, this does not necessarily result in reduced heating. Instead, they are capable of withstanding higher operating temperatures, often reaching up to 250 °C. In some cases, such as aluminum-clad steel cores, they can maintain integrity at even higher temperatures, sustaining performance up to 300 °C before experiencing a reduction in tensile strength [9]. This means that the expected results for the same current-carrying capacity do not imply less heating; rather, they indicate a lower susceptibility to performance degradation in both mechanical and electrical behavior at higher temperatures. The conductors are engineered to endure elevated temperatures without compromising their integrity or functionality, even though they still experience significant heating under high loads.

Currently, calculation models are based on analyzing a theoretical thermal equilibrium under typical operating conditions for conventional conductors. Under standard loading conditions, with low current densities and operational temperatures below 100 °C (traditionally with maximum temperatures around 75 °C), both the IEEE and CIGRE methods have proven effective for estimating and simulating working conditions, producing similar results [10]. Under conventional conditions, errors between calculation models and real scenarios have been studied, revealing discrepancies even at low current densities [11]. These models tend to be conservative, assuming typical, mild weather conditions [12], with initial improvements introduced through dynamic line rating (DLR) methods.

Based on previous studies, applying these methodologies under high-load and elevated-temperature conditions can lead to larger discrepancies between the two models and the real conditions. Beyond the challenges of accurately modeling convection, additional factors, such as magnetic effects and the difficulty of obtaining precise AC resistance values, may also impact calculation accuracy [9,13].

Establishing mathematical models capable of reducing deviations in calculating thermal states is necessary for achieving safe and optimal network performance.

Deviations in thermal models add to the difficulty of obtaining a more accurate measurement of the coefficient of thermal expansion of overhead conductors to predict and calculate line expansion during operation [14].

To deepen understanding of these models under high-load scenarios, an experimental prototype has been designed and built. This prototype allows for the simulation and analysis of real working conditions, including both electrical and environmental factors.

The main objectives of this study are as follows:

- To compare theoretical models with a real-world model, analyzing the results to assess potential deviations in the thermal behavior of HTLS conductors under high-current-density operating conditions;
- To analyze the accuracy of calculation standards and their adaptability to high-load scenarios;
- To identify and analyze parameters within the calculation model that may require future adjustments.

This study is the first to compare and analyze the impact of calculation errors according to current standards when applied to high-capacity conductors operating at elevated temperatures and elevated current densities, using empirical data obtained under real conditions. Thus, the primary contribution of this research lies in identifying the weaknesses of the calculation methods used with these new conductors, quantifying the potential improvement in system utilization.

2. Materials and Methods

2.1. Theoretical Models and Standards

The calculation processes established in the standards, which have been widely studied and compared [10], are based on a thermal equilibrium equation. Both IEEE 738 [3] and CIGRE TB601 [4] define terms for all possible thermal flows, including Joule heating, magnetic heating, solar heating, convective cooling, and radiative cooling. In practice, the physical processes involved in magnetic heating are often neglected, simplifying the calculation algorithms. Although both standards use the same thermal balance equation, they approach the calculation of heat terms differently. The accuracy of these standards depends on various factors, such as the difficulty and precision of real-time measurements and the likelihood of encountering different thermal scenarios along a power line, which is typically divided into sections with similar behavior.

Both standards follow a similar physical approach: based on environmental conditions, electrical properties, and the orientation and location of the line, they assess the thermal equilibrium to determine the maximum current that the conductor can carry while adhering to a specified maximum temperature.

The two main differences lie in the approach to calculating solar radiation gain and convective cooling. CIGRE's model is more detailed, accounting for direct, diffuse, and reflected solar radiation, whereas the IEEE focuses primarily on direct radiation. Additionally, CIGRE uses Morgan's correlations to calculate convective cooling, while the IEEE relies on McAdams' equations and the Reynolds number.

Despite these differences, both standards are expected to produce similar results. However, slight variations arise due to differences in how they calculate solar radiation gain and convection losses. Discrepancies have been found between the results generated by these theoretical models and those obtained through empirical testing. When applied to High-Temperature Low-Sag (HTLS) conductors, which operate at higher temperature

ranges and under greater load conditions, the extent of these deviations is still largely unknown. As HTLS conductors are subjected to more extreme operating conditions, further investigation is needed to assess the magnitude and impact of such deviations in real-world applications.

Two main calculation approaches have been established: static approaches, which use fixed predefined values, and dynamic approaches, which adjust to real-time conditions.

Static Line Rating (SLR): In a static operating regime (Static Line Rating, SLR), a fixed ampacity is used for each conductor, regardless of the environmental conditions in which it is located. This is analyzed from a conservative perspective, with allowable current values set lower than the actual capacity when considering environmental conditions in most cases.

Dynamic Line Rating (DLR): In this approach, the conductor's current capacity is adjusted according to environmental conditions in real time, allowing for an increase in ampacity in each situation by dynamically and continuously adjusting the operational limits of the line. The calculation methods are based on a thermal equilibrium equation, which takes into account both weather conditions and the conductor's current.

Within dynamic line management, several methodologies can be applied, with the most common being the following:

- Use of indirect methods: The line's capacity depends on environmental conditions, whether measured or forecasted. Based on these conditions, the maximum theoretical operational capacity is calculated.
- Use of direct methods: Capacity is calculated by directly measuring the properties of the line itself, such as temperature or actual sag.

In both methodologies, two main approaches are proposed. First, dynamic capacity in conditions assumes that the conductor's temperature stabilizes when environmental and electrical conditions are maintained over a period, reaching thermal equilibrium. Transient conditions, on the other hand, allow for the analysis of temperature evolution during load changes, making it possible to operate with current overloads for short periods, ensuring that the line's maximum operating temperature is not exceeded.

To objectively assess the performance of HTLS conductors and validate the applicability of calculation standards to these conductors, real-world measurements were compared with theoretical simulation results. Certain parameters, such as environmental conditions, installation location, and the fixed electrical properties of the conductor from the manufacturer's data sheet, were known and uncontrollable. The primary control parameter was the surface temperature of the conductor (T_s), which served as the reference point for calculating the theoretical current responsible for reaching that temperature. This theoretical current (I_{max}) was then compared to the actual measured current (I_{real}).

The measured current (I_{real}) acted as the variable parameter that could be adjusted. By inducing various current levels, all potential operating scenarios were analyzed over the course of a year, taking into account fluctuating meteorological conditions and dynamic load conditions.

The workflow used in the calculation algorithms is illustrated in Figure 1.

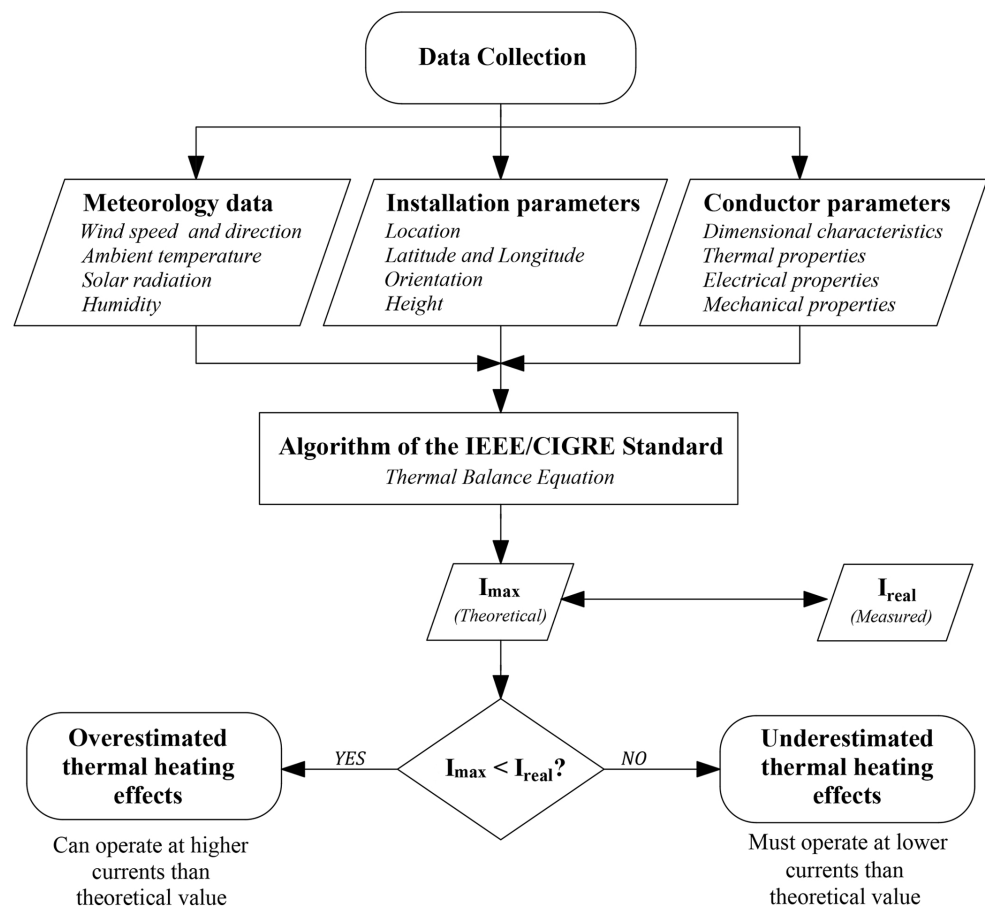


Figure 1. Workflow for thermal balance evaluation using the IEEE and CIGRE standards: comparison of theoretical and real current loads.

2.2. Overhead Power Line Conductors and Evolution

The most widely used conductors in power transmission lines are ACSR conductors (Aluminum Conductor Steel-Reinforced), composed of a central steel core (providing strength) surrounded by several layers of aluminum strands (providing good electrical conductivity). These conductors typically operate at temperatures up to 75 °C [9] and exhibit high thermal expansion coefficients, meaning that sag and maximum operating temperature limit their current-carrying capacity.

To expand the transmission network and improve its efficiency and capacity as effectively as possible, ACSR conductors may be replaced with higher-capacity conductors. Additionally, after prolonged usage, conductors undergo mechanical and electrical degradation [15,16], reducing their performance. Most ACSR conductors have been in operation for decades, approaching a period beyond their mid-lifespan, thus incurring high maintenance costs [17].

High-Temperature Low-Sag (HTLS) conductors have emerged as a solution for increasing network capacity while reusing existing infrastructure. Unlike traditional conductors, the performance of HTLS conductors is not based on enhanced cooling or improved electrical capacity but rather on their ability to withstand higher thermal stresses (i.e., higher operating temperatures) without undergoing significant elongation or mechanical degradation.

Several HTLS conductor technologies exist, all of which are characterized by operating temperatures typically exceeding 150 °C, and in some cases reaching over 200 °C without considerable elongation (and, therefore, sag) or mechanical deterioration. ACSS conductors (Aluminum Conductor Steel-Supported) have a galvanized steel core, often aluminum-clad or galfan-coated. To enhance electrical conductivity, fully annealed aluminum or aluminum alloy wires are stranded around the core, with either circular or trapezoidal cross-sections.

The challenge for these conductors lies in balancing electrical conductivity with strength, achieved through alloy designs incorporating elements such as Zr and Sc to improve thermal resistance, thus increasing strength and enabling operation at 150–230 °C [18].

Other HTLS technologies enhance strength and stability using invar, an alloy of iron and nickel with a negligible coefficient of expansion invar (e.g., TACIR and ZTACIR), with invar coated in aluminum and heat-resistant aluminum alloy wires. Some HTLS conductors utilize “GAP Type” technology, such as GAP-Type Aluminum Conductor Steel-Reinforced (G(Z)TACSR) technology, consisting of an external layer of thermal-resistant aluminum alloy with a steel core. A grease-filled gap between the two layers allows movement, enabling the core to absorb mechanical stress and allowing the aluminum wires to focus on electrical transport, thus increasing the aluminum cross-section and reducing resistivity [19].

Composite-reinforced aluminum conductors (ACCRs) comprise a metal–matrix composite (MMC) strength member or a composite core of aluminum fibers embedded in a pure aluminum matrix. The thermal effects on the outer layer are mitigated using heat-resistant aluminum alloys or annealed aluminum (ACCR, ACMR) [19]. This type of conductor allows regular operation at temperatures above 210 °C [20].

Conductors with a composite aluminum core (ACCC) are composed of a modified epoxy resin composite core reinforced with carbon fiber/glass fiber cloth, surrounded by two external layers of heat-resistant aluminum alloy wires [21].

As shown in Table 1, the current density, expressed in A/mm², is significantly higher for high-capacity conductors. In ACSR conductors, with current densities below 2 A/mm² and operating temperatures under 100 °C, cooling conditions set by standards have been validated. However, for scenarios with higher current densities, theoretical model calculation errors need careful analysis, as these errors will lead to larger absolute deviations. The HTLS conductors listed in the table operate at maximum temperature ranges double those of ACSR conductors (and even triple in some cases, such as with ACCR conductors). Additionally, their current densities are roughly double or even triple those of ACSR conductors (as seen with ZTACIR conductors).

Table 1. Conductor references and physical, geometric, and electrical parameters.

Supplier (Ref)	Model	Ø _{total} (mm)	Ø _{core} (mm)	Al (mm ²)	T _{max} (°C)	Ampacity (A)	A/mm ² ¹
Nexans, Paris, France	ACSR–Canary	29.51	7 × 3.279	456	75 °C	959 ²	2.1
Nexans, Paris	ACSR–Falcon	39.23	19 × 2.616	805.86	75 °C	1357 ²	1.7
ZTT Group, Shanghai, China	ZTACIR 135/30	16.66	7 × 2.38	133.5	210 °C	866 ³	6.5
ZTT Group, Shanghai	ZTACIR 345/55	26.04	7 × 3.20	344.9	210 °C	1612 ³	4.7
ZTT Group, Shanghai	TACIR 135/30	16.66	7 × 2.38	133.5	150 °C	698 ³	5.2
ZTT Group, Shanghai	TACIR 345/30	26.04	7 × 3.20	344.9	150 °C	1285 ³	3.7
3M, Saint Paul, MN, USA	ACCR–297-T16	17.2	6.3	150	240 °C	926 ⁴	6.2
3M, USA	ACCR–Lapwing 1590	38.9	12	808	240 °C	2756 ⁴	3.4
Southwire Co., Carrollton, GA, USA	ACCS–Partridge	16.31	6	135.2	200 °C	812 ⁵	6
Nexans, Paris	ACSS/TW/AW 133/22	14.98	6	133.38	230 °C	840 ²	6.3
Midal Cables Ltd., Newcastle, Australia	ACCC–150	15.65	5.95	154.51	175 °C	783 ⁶	5.1
Midal Cables Ltd., Australia	ACCC–920	36.85	9.78	921.99	175 °C	2076 ⁶	2.3
ZTT Group, Shanghai	GZTACR 185/30	19.7	N/D	197.6	210 °C	1095 ³	5.5
ZTT Group, Shanghai	GTACSR 185/30	19.7	N/D	197.6	150 °C	879 ³	4.4

Data obtained from the technical data sheet of the referenced suppliers. ¹ Current density based on the aluminum surface and calculated with the maximum current load. ² Calculations based on the IEC 61597 method at 35 °C, 0.6 m/s transverse wind speed, 1000 W/m², 0.6 emissivity, and 0.5 solar absorption. ³ Ambient temperature, 40 °C; wind velocity, 0.5 m/s; wind direction, 0°; Solar radiation, 0.1 W/cm²; absorptivity of conductor surface, 0.9. ⁴ IEEE Std. 738-2006 [3] is method of calculation. Air temperature is 40 °C. Wind speed is 0.6 m/s. Angle between wind and conductor is 90°. Conductor elevation above sea level is 0 m. Solar radiation measured at 1000 W/m². Emissivity is 0.5 and solar absorptivity is 0.5. ⁵ Conductor temperature is 75 °C, ambient temperature is 25 °C, emissivity is 0.5, wind is 2 ft/s in sunny conditions. ⁶ Ambient temperature 25 °C, Wind velocity, 0.6 m/s; wind direction, 0°; solar radiation, 900 W/mm²; absorptivity of conductor surface, 0.5.

In addition to higher operating temperatures and current densities, HTLS conductors face a reduced contact surface with ambient air relative to current due to higher current density per mm^2 . This parameter (A/mm^2) represents the current-carrying capacity of each conductor, expressing the relationship between the alternating current that it can withstand (in amperes) and the cross-sectional area of the aluminum strands designated for this purpose. Consequently, it is expected that this ratio will be higher in HTLS conductors compared to conventional conductors. Furthermore, the thermal increase in conductor materials results in higher electrical resistance, further impacted by electromagnetic phenomena and the skin effect in AC, all of which are extremely challenging to accurately quantify [13,14].

For these reasons, it is appropriate to conduct a specific study on the thermal equilibrium of these types of conductors under such unique operating conditions.

2.3. Empirical Prototype

2.3.1. The HTLS Conductor

The conductor used in this study was an ACSS conductor, specifically the “Nexans ACSS/TW/AW 133/22” model. The main characteristics of the conductor, as well as its reference, obtained from the manufacturer’s technical data sheet, are described in Table 2.

Table 2. The characteristic parameters of the ACSS Conductor.

Parameter	Description	Units
Core Diameter	6.00	mm
Overall Diameter	14.98	mm
AC Resistance (85 °C)	0.25762	Ω/km
AC Resistance (150 °C)	0.31045	Ω/km
Ampacity (85 °C)	460 ¹	A
Ampacity (150 °C)	660 ¹	A
Max Continuous Temperature	200	°C
Max Emergency Temperature	230	°C

Data obtained from the technical data sheet of the Nexans ACSS/TW/AW 133/22 conductor. ¹ Calculations based on the IEC 61597 method at 35 °C, a 0.6 m/s transverse wind speed, 1000 W/m², 0.6 emissivity, and 0.5 solar absorption.

2.3.2. Location and Environment

The system, installed outdoors, was exposed to real weather conditions, which implies its operation under different weather scenarios. This allowed for the evaluation of its performance in an authentic operational environment, as previously evidenced in studies and tests with similar schemes and prototypes [8].

Figure 2 shows a scaled plan of the installation, including a graphical scale to illustrate the overall size of the developed model. It displays the test conductor, the loops created with four parallel RVK 240 mm² Cu (0.6/1 kV) conductors, the outdoor cabinet, the support structure with iron fittings, and the insulators.

In summary, the test prototype analyzed and collected data on the fundamental parameters necessary for the calculation and numerical analysis phase. These parameters were classified into environmental conditions (such as temperature, radiation, or wind properties) and conductor-specific parameters (such as current, reflectivity, or surface temperature).

The test bench for conducting the conductor load tests was located on the roof of the School of Industrial and Telecommunications Engineering at the University of Cantabria, with the coordinates (43.47261, −3.7992).

Alongside the conductor being tested, the meteorological instruments were placed. The other components were located in a room at the attic level, which housed the data storage equipment, the autotransformer, and the monitoring and control devices.

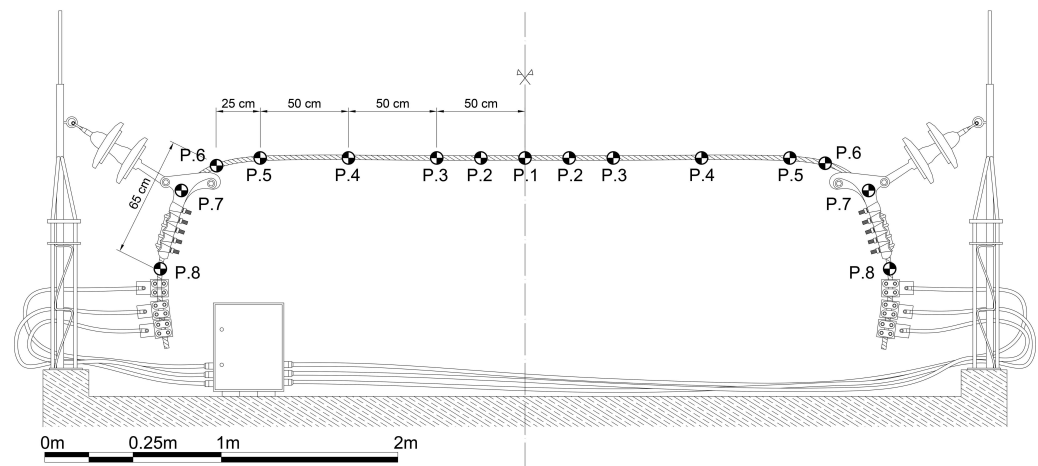


Figure 2. An elevated plan of the proposed installation. The figure includes the location of the thermal control points used for calibration and preliminary tests.

2.3.3. The Current Loop

The current loop was composed of the HTLS conductor and was closed using four RVK-240 mm² Cu-(0.6/1 kV) copper conductors, each capable of handling a maximum current of 415 A, resulting in a maximum current in the loop of 1660 A. This value was significantly higher than the current rating of the conductor tested and exceeded the maximum current provided by the toroidal transformers.

The current loop was powered by four toroidal power transformers, connected in parallel inside a cabinet located outdoors, and supplied by a variable output autotransformer.

Regarding the main parameters of these toroidal transformers, they had a nominal power rating of $S_n = 5$ kVA, a transformation ratio of $r = 230/(0 - 250)$ V, and a short-circuit voltage of $V_{cc} = 4\%$. They were installed with their primary circuits connected in parallel. The current loop was closed using the four RVK-240 mm² Cu-(0.6/1 kV) conductors passing through them and worked as the secondary circuit, magnetically coupling the toroidal transformers in series. The electromotive forces of the toroidal transformers induced a sufficiently high current in the single-turn secondary circuit of the current loop to achieve the high-capacity conductor test values. The current loop was, therefore, responsible for generating a sufficiently high current to raise the working temperature of the conductor tested, allowing for its analysis under extreme load conditions with the real meteorological conditions of an operational line.

2.3.4. Preliminary Tests: Fin Effect Analysis

Given the described geometric and dimensional conditions, along with the inherent physical limitations of the test prototype, it was necessary to verify the thermal behavior of the system. Preliminary tests were designed to ensure that the size of the prototype, compared to a real operational line, did not generate significant thermal differences that could compromise the validity of the results.

The convection coefficient was due to the cooling produced by the effect of the wind and the natural convection of the conductor, so it did not admit variation or interference in the prototype compared to a real model. The climatology's conditions of the system were not controlled variables in any case and affected the experimental setup and the real installation equally.

On the other hand, since temperatures could be considered fixed parameters, as the ambient temperature could not be interfered with, the surface or contact area must be analyzed.

To investigate the heat dissipation characteristics of the prototype, the preliminary study focused on the fittings, which represented the areas with the largest surface area.

These fittings may have contributed to excessive heat dissipation, leading to undesired cooling of the conductor. To validate this study, it was important to simulate a realistic scenario in which the distance from the midpoint of the conductor span to the iron fittings was sufficiently large, thereby rendering the fin effect of the fittings negligible.

Thus, through this preliminary analysis, the correct simulation of the real operating conditions was verified, and the ideal position for the placement of the PT100 thermal sensors was defined. The data collection process was conducted under different loading states of the conductor. To analyze the thermal behavior of the entire conductor, a series of control points for measuring surface temperature were installed following the scheme represented in Figure 2.

The emissivity of the object under study was taken into account. Emissivity is the effectiveness with which an object emits infrared radiation compared to a perfect emitter (known as a black body). Regarding the conductor, its metallic finish made it a highly reflective object. This meant that the emissivity value was very low (on the order of 0.1 to 0.5), making it challenging to obtain accurate measurements with these materials. The solution involved placing black PVC tape rings (which have an emissivity close to 0.95), which would not only mark the measurement points but also facilitate proper operation with the thermal camera. For greater measurement accuracy and reliability, a special opaque black fiberglass tape designed for high-temperature applications, 10 mm wide, with a very low reflectivity value, was included. Measurements at each point were taken by analyzing both rings, as shown in Figure 3.

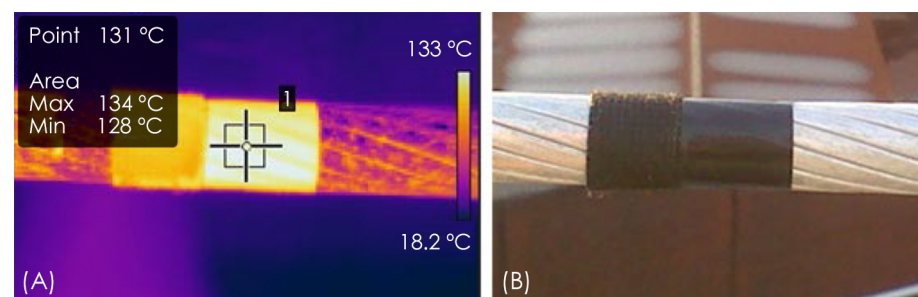


Figure 3. A photograph of the temperature measurement points installed on the conductor. (A) The left figure was captured using a thermal camera. (B) The right figure is a conventional photograph.

Plotting the values obtained from the temperature measurements at the control points on a linear coordinate along the length of the conductor resulted in Figure 4.

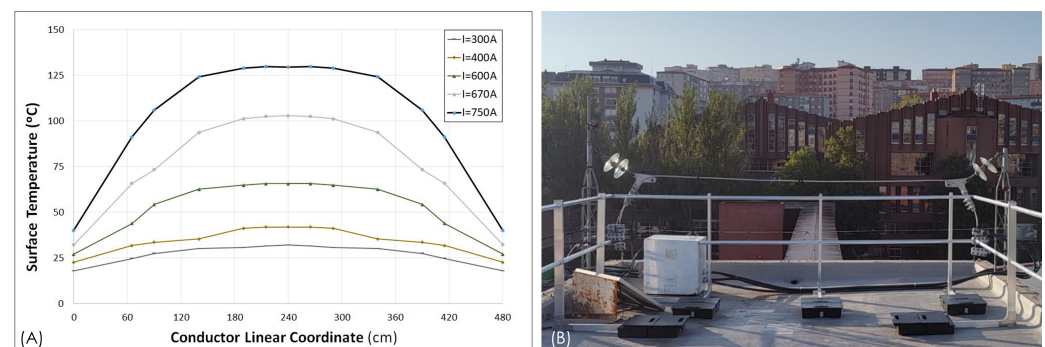


Figure 4. (A) Left Picture: A graph of the temperature profile with different conductor load states. (B) Right figure: A picture of installation.

Analyzing the central area, specifically the central area 50 cm from point “P1” to the lateral points “P2”, a region with stabilized temperature could be observed, where temperature differentials in the central zone could be considered negligible. The average

thermal difference between P1 and P2 was 0.24 °C when the current was 750 A and the average surface temperature (T_s) was around 130 °C, which could thus be regarded as insignificant. In the areas close to the fittings, the temperature significantly decreased, with temperature gradients compared to the central point exceeding 40 °C at current intensities around 600 A. Analyzing higher load states (750–800 A), a similar comparison could be made to the previous states.

Considering all the thermal gradient curves that have been empirically measured and verified, it could be observed that the behavior of the central zone remained “flat”, with a constant temperature in the intermediate segment. For this reason, it could be concluded that the placement of temperature sensors in this area of the prototype could reflect the thermal state of a point away from the fittings in a high-voltage transmission line under standard operational conditions, thereby defining the ideal position for the installation of PT-100 sensors.

2.3.5. Preliminary Tests: Verification of Steady-State Capacity

The operational regime was based on the steady-state capacity of the line (method described in Section 1). It was essential to verify that at each load step or measurement situation that thermal equilibrium had been reached and that the system was not in a transient state. To ensure these conditions, an initial test was conducted in which current steps were induced, and the time taken to achieve this thermal equilibrium was evaluated.

For the design of the tests, several trials were planned, involving load steps with sudden increments while monitoring the conductor’s conditions and its thermal evolution. The tests were carried out with an almost constant ambient temperature, ranging between 14.5 °C and 15.3 °C. Humidity decreased from 65% to 61%, and the wind speed during both steps varied from 2.5 to 2.8 m/s.

The results obtained are shown in Figure 5, with a current step from 300 A to 650 A, where T_s is the measured surface temperature of the conductor. Upon closely analyzing the curve and numerical values, it can be interpreted that the equilibrium temperature is reached approximately between the first 20 and 25 min after the application of the current step, within the specific context of this test.

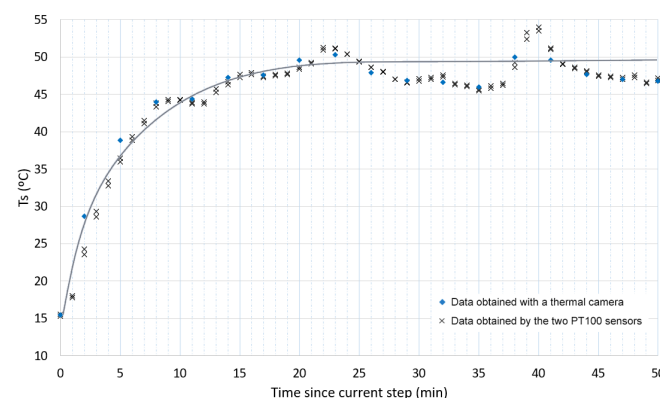


Figure 5. The dynamic evolution of the conductor’s surface temperature (300–650 A Step).

This result was very similar in the second test, performed with a similar current step. Starting from an initial temperature of 22.7 °C and estimating an equilibrium temperature of around 70 °C, the time required for the system to adapt to different thermal states could be determined. The system reached 50% of the equilibrium temperature within the first 4.5 min. Likewise, 75% of the equilibrium temperature was reached within the first 9 min (58.96 °C) after the application of the current step, which was quite similar to the initial step analyzed.

In the last step, starting at 300 A and ending at a final current of 800 A, the equilibrium temperature could be approximated at 95 °C. The equilibrium temperature was again reached within the first 20/25 min. The result was very similar to that obtained in the previous curves. Starting from an initial temperature of 27.2 °C, the time required for the system to adapt to different thermal states could be determined. The system reached 50% of the equilibrium temperature within the first 4.5 min approximately (56.9 °C at 4 min and 63.2 °C at 5 min). Similarly, 75% of the equilibrium temperature, approximately 78.1 °C, was achieved within the first 8.5 min (78.92 °C) after the application of the current step, quite similar to the previous test.

2.4. Methodology and Data Collection

To analyze the conductor under scenarios that cover most climatological conditions, data collection was carried out across all four seasons. Calibration and measurements began in November 2023, with continuous measurements recorded until October 2024.

The data collection process was performed using the equipment installed in the test prototype, which continuously recorded data at one-minute intervals during the measurement periods. Excluding the calibration and verification initial test, a total of 321,595 data points were collected.

For the final comparative analysis, data were averaged over 5-min intervals, leaving a total of 64,319 data points. Additionally, measurements were taken continuously over 24 h during the measurement periods, so the results obtained not only analyzed the different seasons throughout the year but also the different states throughout a day, considering their specific conditions.

In Figure 6, the number of data points is shown for each parameter analyzed in this study. Here, W_s represents wind speed, T_s denotes the measured surface temperature of the conductor, and W_{dir} indicates the angle between the predominant wind direction and the conductor's orientation. Given that the conductor under study, as described in Table 2, was specified in its technical data sheet to have an ampacity of 660 A at 150 °C and a continuous maximum operating temperature of 200 °C (approximately 800 A), most of the data points were collected within the 500–800 A range. Additionally, higher current levels were analyzed, reaching the emergency temperature range of 230 °C (approximately 830 A) in about 2600 data points.

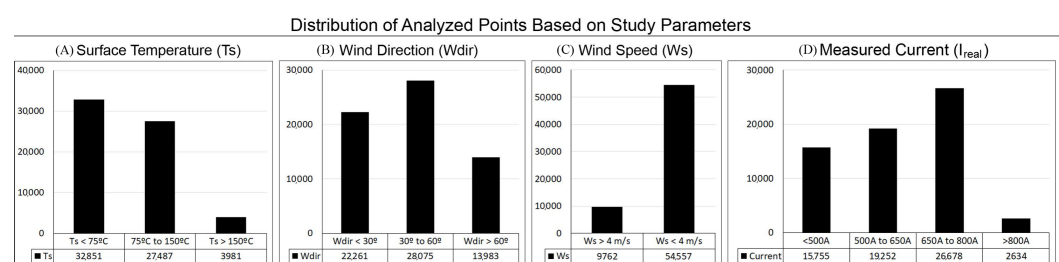


Figure 6. The distribution of analyzed points for each parameter. (A) First figure: The distribution of analyzed points as a function of the surface temperature (T_s). (B) Second figure: The distribution of samples based on wind direction (W_{dir}). (C) Third figure: The distribution of analyzed points as a function of wind speed (W_s). (D) Fourth figure: The distribution of samples as a function of the measured current (I_{real}).

For the monitoring of all parameters, a set of sensors and measuring equipment, as well as a central communication system, were installed at the facility. The data related to climatological parameters were collected through the existing weather station on the rooftop, located 1.50 m away from the conductor and at the same elevation. All described data were monitored, stored, and used in the numerical analysis to compare

the data obtained under real conditions with those established in the formulations of the standards [3,4].

In addition to temperature, humidity was also measured. The device used to measure absolute humidity, dew point temperature, and mixing ratio was a relative humidity and temperature analog sensor, model PC33, from Michell Instruments (Cambridgeshire, UK). For the measurement of wind speed and direction at the facility, a two-axis HD52.3D anemometer (Delta Ohm, El Álamo, Spain) was used. This type of instrument is a static ultrasonic anemometer, capable of measuring both wind speed and direction. The weather station was also equipped with a pyranometer used to quantify solar radiation at any given time.

3. Results

The study presents a comparison between the expected results from applying the theoretical model and the actual results obtained empirically, once the prototype was validated through preliminary tests and adjustments. In Figure 7, two points are simultaneously plotted for each measurement state, the theoretical load state and the actual load state obtained in the field, resulting in the same number of theoretical and empirical data points. For each value, two distinct points are obtained:

- Theoretical points: A cloud of points obtained through the calculation process, represented by red points. These are calculated using the proposed algorithm in the standards, determining the theoretical current I_{max} that induces the thermal equilibrium state at the measured surface temperature T_s ;
- Experimental points: A cloud of points measured experimentally, represented by black points. These are obtained by directly comparing the actual load state of the conductor I_{real} with the surface temperature measured on the prototype T_s under the varying climatic conditions of each measurement.

In Figure 7a, all points are represented, regardless of climatic conditions, in a graph that plots each state's surface temperature against the current, both measured and expected.

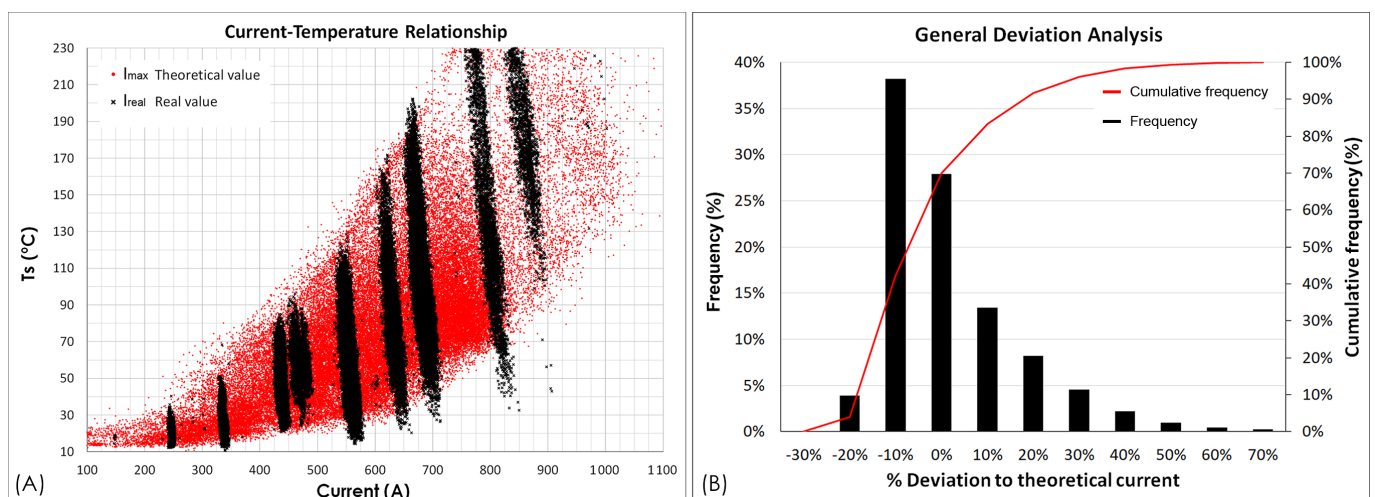


Figure 7. (A) Left Figure: A comparison of the actual current–temperature vs. the theoretical current–temperature at measurement points. (B) Right Figure: Deviation between the theoretical and the measured current.

Figure 7b presents a deviation analysis between the calculated theoretical current and the actual current measured on the prototype. The horizontal axis indicates the percentage deviation from the theoretical current and the real values, while the left vertical axis represents the frequency of each deviation range (% frequency). The black bars denote the

occurrence percentage for each deviation range, and the red line represents the cumulative frequency (% cumulative frequency) plotted on the secondary vertical axis on the right.

The percentage deviation is estimated as shown in Equation (1), where I_{real} represents the real measured current (A) and I_{max} the theoretical current estimated (A).

Positive deviation occurs when the real measured current (I_{real}) is higher than the theoretical current (I_{max}) under the same weather conditions and the same conductor's surface temperature (T_s).

Conversely, when the real measured current is lower than the theoretical current ($I_{real} < I_{max}$), it means that the temperature is reached at a lower intensity than calculated, indicating an overestimation of the conductor's capacity. Negative deviations, thus, imply an overestimation of the ampacity in the theoretical model.

$$\%Deviation = 100 \cdot \frac{I_{real} - I_{max}}{I_{max}} \quad (1)$$

Figure 7 shows that in 17,163 data points (26.7%), the model accurately predicts the thermal behavior and capacity of the conductor. In 19,671 data points (30.6%), the model is conservative, underestimating the conductor's capacity. Finally, in 27,485 data points (42.7%), the model overestimates the conductor's capacity.

The analysis reveals that negative deviations are frequent, with the majority of cases remaining within a range of -10% . On the other hand, positive deviations, where the calculated current is higher than the measured current, display larger ranges, with values reaching up to 30% in nearly 5% of the cases. In these cases, the algorithm underestimates the conductor's ampacity.

In a high percentage of cases, the theoretical model deviates notably from the observed results, highlighting the need to propose adjustments to calculation standards originally developed for ACSR conductors when applied to HTLS conductors with small diameters, as in the present study.

Through this initial analysis, it can be observed that, although in most cases it follows a similar trend, there are points with larger deviations. To study these discrepancies, a detailed parametric analysis is required. The following sections will independently analyze each parameter involved in the theoretical model's calculation process to identify which of them may require adjustments.

This will help to identify under which conditions the overloading of overhead lines can be safely conducted. For this reason, the results obtained will be compared to theoretical results, focusing primarily on the following key scenarios:

- Influence of the conductor's outer diameter;
- Influence of ambient temperature;
- Influence of the wind (speed and direction).

3.1. Analysis of the Influence of the Conductor's Diameter

Figure 8a represents the theoretical relationship between the conductor diameter and its cooling performance with an ambient temperature of $T_{amb} = 35^\circ\text{C}$ and $W_s = 1\text{ m/s}$.

The outer diameter of the conductor shows its direct influence in the thermal behavior. Larger diameters increases the surface area, potentially enhancing convective heat dissipation, especially under conditions of high wind speeds. Conversely, smaller diameters may result in less efficient cooling, as the reduced surface area limits the conductor's ability to lose heat to the surrounding environment.

Theoretical analysis of this parameter suggests that conductors with larger diameters may sustain higher load currents without exceeding critical temperature thresholds, thus enabling safe overloading in favorable climatic conditions.

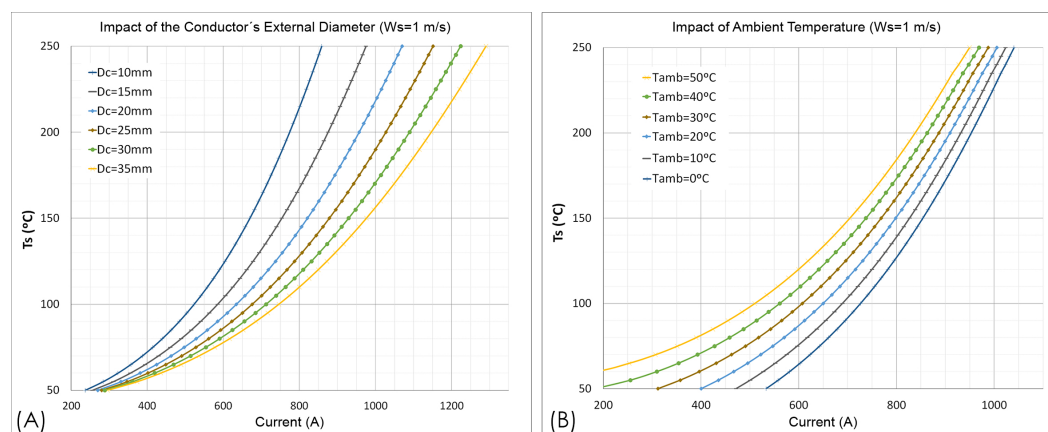


Figure 8. An analysis of the influence of ambient temperature and the conductor's diameter (A) Left Figure: Theoretical calculation based on standards for thermal evolution as a function of the conductor's diameter. (B) Right Figure: Theoretical calculation based on standards for thermal evolution as a function of ambient temperature.

In the experimental study of the tested conductor, it is important to note that it exhibits a greater propensity for heating due to its smaller external contact surface with the outside air, as previously demonstrated. Furthermore, being an HTLS conductor with a small cross-section, it can endure much higher current densities than conventional ACSR conductors. In this case study, with an allowable operating temperature of 200 °C, the conductor could carry about 795 A, having an aluminum cross-section of 133.38 mm² and a steel core of 22 mm². This translates to a density of nearly 6 A/mm² in the aluminum area, which will further increase the heating.

3.2. Analysis of the Influence of Ambient Temperature

To verify whether the observed deviation between experimental data and calculation standards is related to an underestimation of the influence of ambient temperature, this parameter is analyzed independently.

First, the impact of ambient temperature on the theoretical model is analyzed, focusing on how it affects the relationship between current and the surface temperature of the conductor. The results are presented in Figure 8b, where the relationship between current and surface temperature is calculated under specific environmental conditions and wind speed and direction are kept constant at 1 m/s of crosswind, with a solar irradiance of 1000 W/m², an emissivity coefficient of 0.6, and a solar absorption coefficient of 0.5.

Figure 8b shows that for different load levels (current values), the difference between the surface temperature of the conductor under low- and high-ambient-temperature conditions remains nearly constant. Table 3 summarizes the thermal increments in the conductor's surface temperature with a 50 °C increase in ambient temperature.

Table 3. The thermal increments in the conductor's surface temperature as a function of current.

Current (A)	T_s (°C) at $T_{amb} = 0$ °C	T_s (°C) at $T_{amb} = 50$ °C	Increment (°C)
600	64	120	56
700	92	149	57
800	127	184	57
900	172	228	56

Values obtained from simulation under crosswind conditions of 1 m/s, 1000 W/m², emissivity of 0.6, and solar absorption of 0.5.

Upon analyzing the practical results, no significant behavioral patterns are observed in the deviations of the expected versus actual intensities obtained in the prototype. Therefore, this study focuses on some of the most influential parameters: wind speed and direction.

3.3. Analysis of the Influence of Wind

The analysis of this parameter is conducted in parallel with the previous ones to evaluate its impact on the discrepancy between experimental results and those obtained through calculation standards.

3.3.1. Wind Speed

In analyzing wind speed within the theoretical model and observing its impact on the current–surface temperature relationship, the results are presented in Figure 9. The current–temperature curve is calculated for various wind speeds, keeping other environmental parameters constant, according to the calculation standard IEC 61597, using an ambient temperature of 35 °C, perpendicular wind, a solar irradiance of 1000 W/m², an emissivity coefficient of 0.6, and a solar absorption coefficient of 0.5.

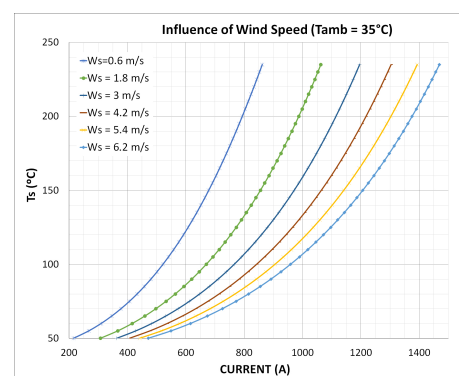


Figure 9. An analysis of the Influence of Wind Speed on Conductor Cooling.

The calculation process for this parametric study is carried out following the standards proposed by the IEEE 738 [3]. The results based on the CIGRE 601 standard [4] are very similar, as the main differences between both standards arise from the method used for calculating solar radiation [10].

The analyzed perpendicular winds exceed 0.6 m/s, with five out of the six proposed values being greater than 1.8 m/s in Figure 9. For this reason, forced convection cooling is studied. Natural convection, as defined in both standards, is suggested for wind speeds close to 0 m/s and is less significant than forced convection under the analyzed conditions. CIGRE 601 [4], specifies that natural convection becomes relevant compared to forced convection for wind speeds below 0.2 m/s. Similarly, IEEE 738 [3], in Section 4.6.1.2, establishes that natural convection should be considered for wind speeds below 0.2 m/s.

Figure 9 shows that as wind speed increases, the rate of thermal increments in the current–temperature curve significantly decreases. This nonlinear behavior reflects that, with higher wind speeds, the conductor’s cooling capacity is considerably enhanced, leading to a smaller increase in surface temperature for the same current level. Compared to ambient temperature, wind influence proves to be a critical factor for effective conductor cooling, especially in high-load scenarios.

In Table 4, the thermal increases between different current load states are analyzed. It is evident that with lower currents, the temperature rise remains minimal. However, at higher current loads, the thermal increase becomes significantly larger, increasing at a much faster rate than the linear progression seen with lower load states. This indicates a nonlinear relationship between current load and thermal increase in these conditions.

Table 4. The influence of wind speed on the conductor's surface temperature.

Current (A)	T_s (°C) at $W_s = 0.6$ m/s	T_s (°C) at $W_s = 6.2$ m/s	T_s Increment (°C)
600	121.5	59	62.5
700	160	67.5	92.5
800	203	78	125
900	256	91.5	164.5

Values obtained under conditions of 1000 W/m^2 irradiance, 0.6 emissivity, and 0.5 solar absorption.

It is, thus, highlighted that wind speed plays a significantly more determining role in the thermal dissipation of the conductor, underscoring the importance of adequately considering it in thermal calculation models, particularly in environments with variable climatic conditions.

Figure 10a shows the deviation percentage as a function of wind speed, highlighting the relationship between wind speed and the accuracy of thermal models in estimating the heating effects on power conductors.

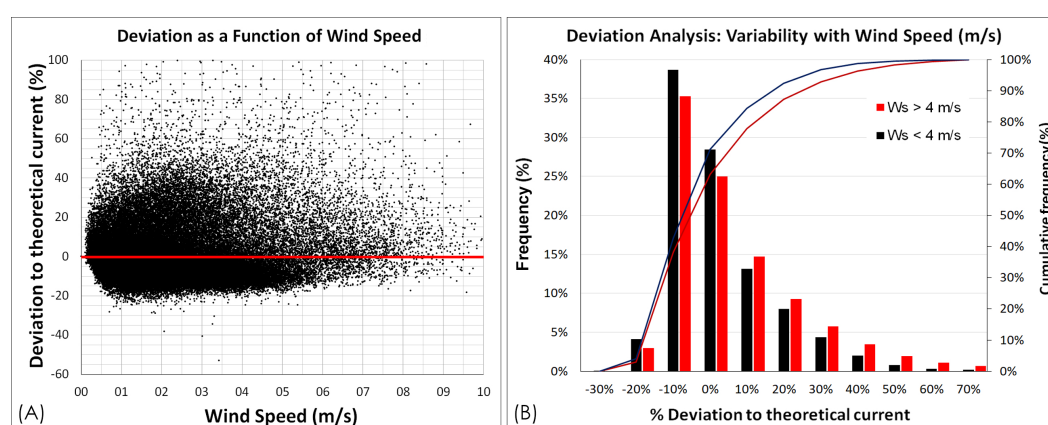


Figure 10. An analysis of the influence of wind speed on conductor cooling. (A) Left Figure: The deviation of the theoretical calculation compared to the empirical model as a function of wind speed. (B) Right Figure: The deviation between the theoretical and measured current.

At lower wind speeds (0–3 m/s), there is a wider spread in the data points, with deviation percentages varying significantly, often ranging between -20% and $+60\%$. This high variability at low wind speeds suggests that the cooling effect provided by convective correlations is insufficient, leading to inconsistencies in temperature predictions when compared to actual values. At very low wind speeds, the model likely underestimates conductor's ampacity due to insufficient accounting for minor convective cooling, while at moderate to high speeds, cooling effects seems to be better captured by the model.

The statistical analysis (Figure 10b) indicates that, for a significant portion of the data, the calculated error exceeds 10% .

Deviations due to the overestimation of cooling capacities around 10% are highly present in both high and low wind speeds (between 35% and 38% of cases).

When the model overestimates the conductor's ampacity, the error margin generally stays below 10% . However, in cases where the model underestimates the ampacity, there is substantial room for improvement, with potential deviations reaching up to 30% in approximately 5% of cases in both scenarios.

3.3.2. Wind Direction

The influence of the wind's primary direction relative to the conductor plays a crucial role in determining the cooling capacity by convection. Calculation standards typically approximate cooling effects based on wind angle using a factor called the "K-angle". This

factor serves as a reduction coefficient that adjusts for the angle of incidence between the wind and the conductor, effectively representing the angle formed between the prevailing wind direction and the conductor's longitudinal axis.

In the IEEE standard, forced convection cooling is calculated using the expression q_{c1} , which is defined as follows:

$$q_{c1} = (K_{angle} \cdot [1.01 + 1.35 \cdot N_{Re}^{0.52}] \cdot k_f \cdot (T_s - T_a)) \quad (2)$$

In Equation (2), N_{Re} represents the Reynolds Number, k_f represents the thermal conductivity of air (W/m °C), T_s represents conductor surface temperature (°C), and T_a represents the ambient air temperature (°C). The wind direction factor, K_{angle} , has a significant impact and is computed using trigonometric relationships, where ϕ is the angle between the wind direction and the conductor's axis. Equation (3) represents the calculation of this factor.

$$K_{angle} = 1.194 - \cos(\phi) + 0.194 \cdot \cos(2\phi) + 0.368 \cdot \sin(2\phi) \quad (3)$$

Based on the calculation conditions established by the standards, the deviations observed between the theoretical model and the results obtained are analyzed. These results are represented in Figure 11.

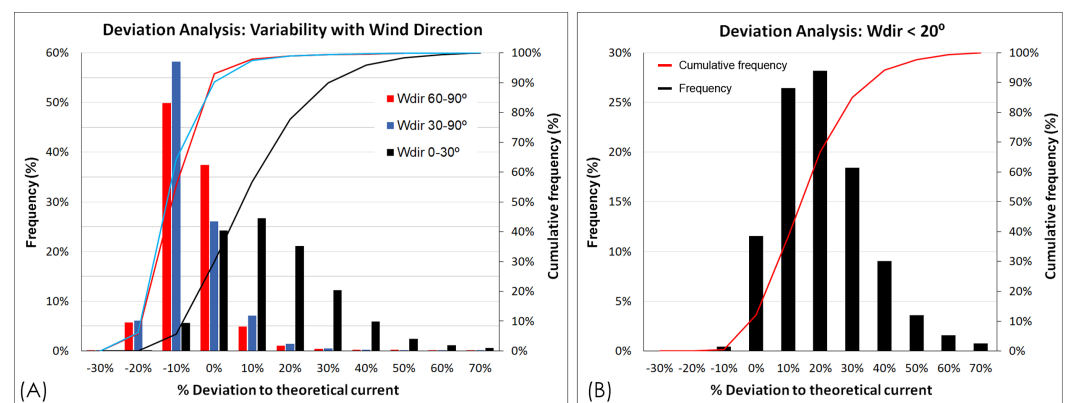


Figure 11. An analysis of the influence of wind direction on conductor cooling with standard calculations (A) Left Figure: Variability with wind direction in all ranges. (B) Right Figure: Acute angle detailed study.

Upon analyzing Figure 11, it is evident that the most significant deviations occur with wind angles less than 30°, where the cooling conditions are underestimated in both the CIGRE and IEEE calculation standards. These findings are consistent with studies such as [10], where conductors operating at conventional temperatures showed deviations of up to 15 °C for ACSR conductors with an operational temperature of 85 °C, representing a deviation of 17.6%. It is logical that in an operational mode with higher current density values and operating temperatures more than double those of conventional conductors, these discrepancies manifest more abruptly.

Figure 11 shows the “Deviation Analysis: Variability with Wind Direction”, illustrating how the deviation from a theoretical current varies based on the angle between the wind direction and the conductor. Three categories of wind direction angles are presented, 0–30°, 30–60°, and 60–90°, which, respectively, represent conditions where the wind is closely aligned, partially aligned, or almost perpendicular to the conductor.

From the distribution, it is evident that smaller wind angles (black bars, 0–30°) tend to produce higher deviations. This indicates that when the wind is more aligned with the conductor, the conductor's ampacity seems to be underestimated, resulting in actual

temperatures being lower than predicted. Conversely, as the angle widens to 60–90° (red bars), deviations are closer to zero or negative, suggesting that perpendicular wind directions lead to conditions where the model predictions are closer to reality or slightly overestimate the ampacity.

The cumulative frequency curves also reflect these trends. In particular, lower-angle wind directions accumulate higher deviation frequencies in the positive range, showing that the theoretical model often underestimates the ampacity under these conditions, which may limit conductor efficiency in real-world scenarios.

Figure 11b, focuses specifically on deviations when the wind angle is below 20°, where the wind is almost parallel to the conductor, studying 13,795 values. This setup often causes the theoretical model to underestimate the convection cooling, as evidenced by the substantial positive deviations observed.

Summarizing the findings, Table 5 provides an analysis based on the results obtained for this conductor under the experimental conditions.

Table 5. Wind angle and deviation analysis for HTLS conductor.

Wind Attack Angle	Average Deviation (%)
5°	30%
10°	23%
15°	18%
20°	10%
25°	7%
30°	2%
35°–90°	–0 to –10%

Values obtained from experimental graph.

After analyzing the comparison between the theoretical and empirical models, a direct relationship appears to exist between the IEEE model’s approximation using K_{angle} and the observed deviations. When calculating forced convection, adjustments could be proposed for the trigonometric approximation of the wind attack angle. In the context of this study, under the tested conditions, these adjustments could prevent excessively conservative calculations for low wind angles. Specifically, in this case study, applying these adjustments would allow for the safe overloading of the system for angles below 30° by up to 35% in many instances, as well as by up to 20% for angles below 20°. This adjustment is suggested as an initial idea and example, tailored to a specific case, conductor, and situation. To determine its broader applicability, further analysis is needed across a wider range of conditions and conductors.

By applying the K_{angle} approximation shown in Equation (4), it is possible to approximate and optimize conditions for low angles of attack, that is, wind with an attack angle of less than 30° relative to the conductor. Such low-angle conditions account for approximately 33% of possible scenarios. To adjust the previously proposed equation by the IEEE, it is necessary to minimize the effects of convection at angles close to 90° (perpendicular winds), thus eliminating the term in the equation related to this factor. Conversely, to avoid undervaluing the winds parallel to the conductor, a correction factor is applied to the $\cos(\phi)$ term.

$$K_{angle.mod} = 1.194 - 0.65 \cdot \cos(\phi) + 0.194 \cdot \cos(2\phi) \quad (4)$$

It should be noted that Equation (4) has been adjusted for the specific conditions of this conductor and under certain parameters. Although similar results have been obtained in previous studies [10], a detailed adjustment for different situations and conditions remains to be conducted before proposing any improvement to be standardized or definitive.

The results and deviations obtained by applying the original equation are shown in Figure 12 and can be easily compared with the modified values in Figure 13.

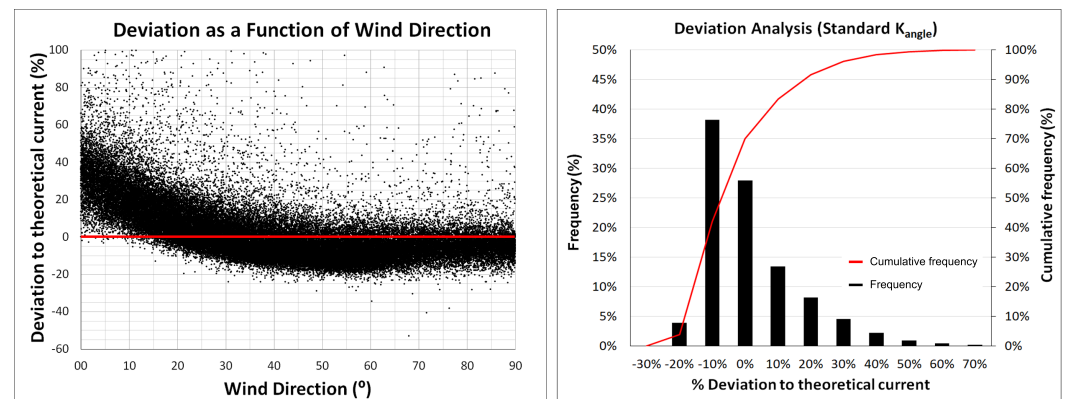


Figure 12. An analysis of the influence of wind direction on conductor cooling with standard calculations of K_{angle} .

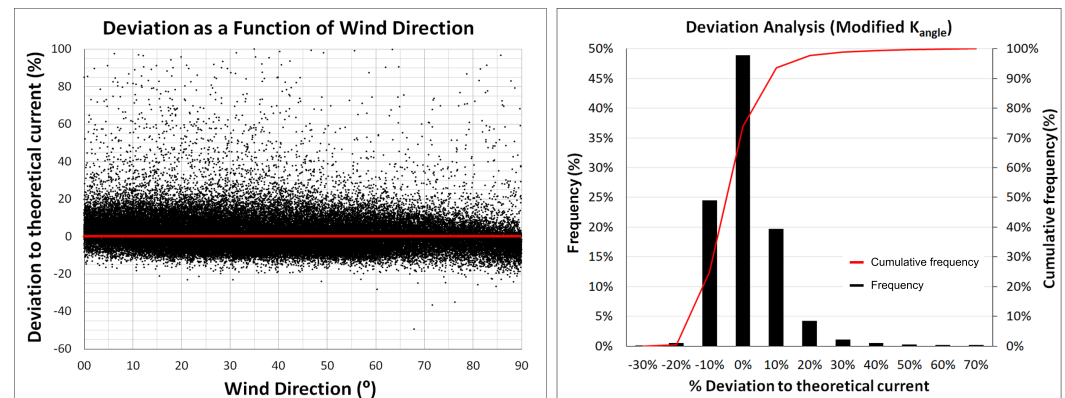


Figure 13. An analysis of the influence of wind direction on conductor cooling with an adjusted calculation of K_{angle} .

A significant improvement in the approximation of the results can be observed. With the new factor, the accuracy within a 5% margin of error has increased from occurring in less than 30% of cases to nearly 50%. Additionally, the underestimation of parallel winds has been virtually corrected, and errors exceeding 10% can now be considered negligible.

3.4. Analysis of the Calculation Accuracy Based on Surface Temperature

To assess whether there is a greater or lesser tendency for measured results to deviate from the theoretical model, the deviation is analyzed as a function of the operating temperature of the conductor.

Figure 14 reveals a clear trend towards underestimating current capacity at lower conductor surface temperatures. As operating temperature increases, cumulative frequency rises much faster, suggesting that error curves increasingly favor overestimation of cooling effectiveness at higher temperatures. This pattern implies that theoretical models do not tend to be conservative, potentially overestimating actual ampacity at elevated temperatures with small diameters. The parametric analysis focused exclusively on surface temperature can also be compared with wind speed, revealing that under low wind speed conditions, the results are similar to those observed at high temperatures or high current intensities.

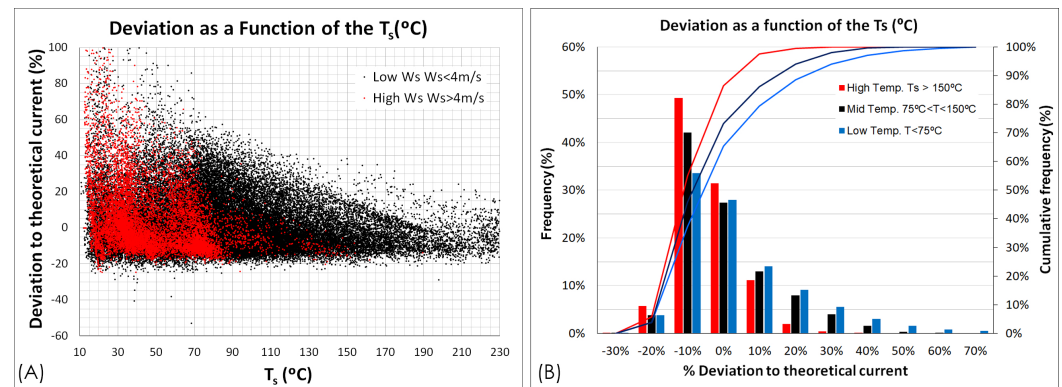


Figure 14. (A) Left Figure: An analysis of the influence of operating temperature. (B) Right Figure: A statistical analysis based on the conductor's surface temperature.

This implies that, under high-temperature conditions and for conductors with small diameters (as tested), the theoretical model overestimates cooling. Consequently, this leads to lower operational safety margins.

Conversely, as operating temperatures decrease, the cumulative frequency curve shifts to the right. This indicates a bias towards underestimating the conductor's cooling capacity, particularly under low-temperature conditions.

These discrepancies could be linked to factors such as the nonlinear increase in the material's resistivity with temperature. This resistance increase, along with electromagnetic effects and the skin effect in alternating current (AC) environments, may intensify thermal buildup, further impacting the accuracy of conventional thermal models.

3.5. Analysis of the Calculation Accuracy Based on Electrical Resistivity

It is important to note that the approximation of the conductor's electrical resistance varies with temperature, and this interpolation is suggested to be linear in calculation standards. This method of resistance calculation allows for the use of widely accepted resistance values at high and low temperatures, which include magnetic effects and skin effect. Traditionally, this system has been used to calculate current ratios for ACSR conductors. Equation (5) is proposed by IEEE Standard 738 using a conventional linear interpolation.

$$R(T_{\text{avg}}) = \left[\frac{R(T_{\text{high}}) - R(T_{\text{low}})}{T_{\text{high}} - T_{\text{low}}} \right] \cdot (T_{\text{avg}} - T_{\text{low}}) + R(T_{\text{low}}) \quad (5)$$

where $R(T_{\text{avg}})$ represents the electrical resistance at the operating temperature (Ω/m), $R(T_{\text{high}})$ and $R(T_{\text{low}})$ represent the electrical resistance data at the known temperature (Ω/m), T_{avg} represents the average temperature of aluminum strand layers, and T_{high} and T_{low} represent the average temperatures for the known resistance values.

Since the resistivity of most metals commonly used in stranded conductors increases slightly faster than linearly with temperature, the resistance obtained at temperatures between the control points will be higher, leading the standard to yield conservative results. However, at the outer limits of these control points, the resistance obtained through a linear interpolation will be lower than the empirically measured value [3].

For instance, if the thermal rating of a bare overhead conductor is to be determined at 180 °C, the high-temperature resistance value used in the equation should correspond to 200 °C. However, as shown in Table 1, the provided conductivity values in technical data sheets typically range between more standard operating temperatures, such as 75 °C and 150 °C. In cases where a 200 °C value is required, linear interpolation may not provide adequate precision. Standards caution that at higher temperature ranges, and depending on the conductor type, significantly higher resistivity values than those theoretically expected

may be observed. Therefore, this analysis aims to determine whether adjustments are necessary for HTLS conductors, which operate at elevated temperatures.

When analyzing the deviation between values obtained through calculation models and experimental results, substantial differences emerge depending on the resistivity ranges considered. The statistical analysis in Figure 15 suggests that the standards tend to overestimate the ampacity in high-temperature scenarios, with lower (R_{ac}) values than those identified in reality.

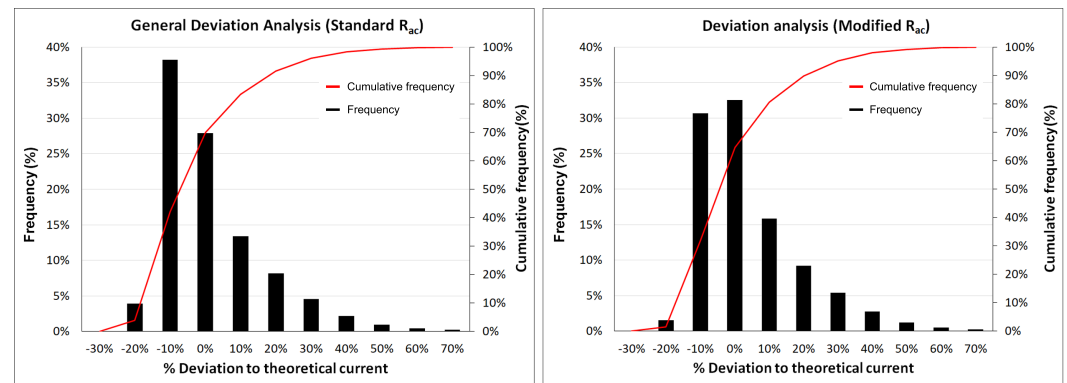


Figure 15. An analysis of the influence of AC resistance adjustments.

For values requiring linear interpolation beyond the manufacturer’s specified temperature range, the standards not only fail to underestimate cooling but also significantly overestimate the conductor’s ampacity, with rates reaching approximately 10% in nearly 40% of cases. These discrepancies underscore the need for more precise adjustments in calculating the conductor’s AC resistance to align theoretical models more closely with empirical results. Additionally, obtaining empirical data at higher temperature ranges would enhance the accuracy of these calculations.

Certain theoretical models explore the possibility of increasing the calculated resistance value through a correction factor. For example, recent studies such as [9] propose interpolating to obtain the DC resistance (R_{DC}) and subsequently adjusting it using a theoretical table published in [22]. The table proposed in [22] proposes a theoretical adjustment to account for the combined effects of increased temperature and the skin effect on the conductor’s resistance. The adjustment parameter is derived by calculating an “X value” parameter in Equation (6), as shown below:

$$X = \frac{0.4497}{\sqrt{R(T)_{DC}}} \quad (6)$$

Then, using the $K - X$ table in [22], a correction factor is obtained, allowing for the AC resistance at a given temperature to be calculated as shown in Equation (7):

$$R(T)_{AC} = K \cdot R(T)_{DC} \quad (7)$$

Nevertheless, despite various calculation models, establishing a reliable and precise theoretical calculation of electrical resistivity as a function of temperature remains challenging, with considerable discrepancies from laboratory-tested values. Studies such as [13] demonstrate the difficulties in accurately calculating the AC resistance of stranded conductors, especially those with a magnetic core, and emphasize the importance of having precise AC resistance measurements to predict the thermal behavior of the model effectively.

As in previous sections, an experimental correction to the model is proposed, applicable to this specific conductor and these conditions. The equations proposed in the IEEE

standards establish a heat balance, from which the maximum allowable current, I (A), is determined as shown in Equation (8):

$$I = \sqrt{\frac{q_c + q_r - q_s}{R(T_{avg})}} \quad (8)$$

where q_c represents convection heat loss rate per unit length W/m, q_r represents the radiated heat loss rate per unit length W/m, q_s represents the heat gain rate from sun W/m, and $R(T_{avg})$ represents the AC resistance of the conductor at the operating temperature.

It is evident that, as conductor resistance increases, the maximum permissible current according to calculation models will decrease. Logically, a material with higher resistivity will produce more heat due to Joule's law. To verify the response to the nonlinearity of resistivity and understand its impact on standard algorithms, an experimental adjustment is applied by increasing the material's resistivity value by 10% at 230 °C. Using linear interpolation, the calculated value would be 0.37547 Ω/km, but for this analysis, we used a 10% larger $R_{ac}(230\text{ °C}) = 0.413017\text{ Ω/km}$.

The results obtained show that deviations between the theoretical and actual models are significantly reduced when $R_{ac}(230\text{ °C})$ increases at a rate faster than linear interpolation.

4. Discussion

This paper has examined different methodologies for calculating thermal parameters in stranded conductors for overhead transmission lines, specifically applied to the new electrical load conditions of HTLS conductors. Although HTLS conductors can operate electrically with similar principles to ACSR conductors, their primary distinction lies in their capacity to handle high current densities—and, therefore, high temperatures—without deforming or suffering mechanical damage. However, this capability does not imply improved heat dissipation compared to ACSR conductors.

The significant increase in the operational temperature characteristic of HTLS conductors introduces challenges, such as higher electrical resistances, magnetic effects, skin effect, and negligible deviations from nonlinearity in electrical resistance. These factors, which are complex to quantify accurately, are not negligible under high-demand operating conditions. Consequently, they seem to lead to greater deviations between theoretical and real-world values, as has been observed during tests, than found when applying calculation standards in conventional ACSR conductors.

The comparison between theoretical and empirical models identified patterns that could be useful under specific conditions for the tested conductor, suggesting opportunities for further study. These insights may eventually support the safe overloading of transmission networks under certain controlled conditions. For instance, the performed tests demonstrated that calculation processes may require adjustments in low-speed winds with low attack angles. On the other hand, cases where theoretical models proved conservative revealed substantial margins for improvement, whereas models that overestimated cooling capacities displayed smaller percentage discrepancies.

The results obtained underscore the necessity of using more accurate and corrected values of electrical resistances, highlighting the inadequacy of relying solely on linear interpolations. It is essential to implement adjustments in the calculation of AC resistance to enhance precision, as these adjustments significantly impact the calculation of maximum intensities under high-demand and high-current-density conditions.

Finally, based on the results of this experimental study and supported by contributions from previous research, it is clear that calculation errors already present in conventional conductor models become amplified when applied to HTLS conditions, where current densities are often three times those of conventional conductors. This indicates a pressing

need to refine theoretical models to accurately capture the unique challenges posed by HTLS technology under high-demand scenarios.

Author Contributions: Conceptualization, P.C. and M.M.; methodology, L.V., R.L. and A.L.; software, L.V., E.S. and A.L.; validation, L.V. and P.C.; formal analysis, L.V. and P.C.; investigation, L.V.; resources, M.M.; data curation, L.V. and S.B.; writing—original draft preparation, L.V.; writing—review and editing, L.V. and P.C.; visualization, L.V.; supervision, P.C.; project administration, M.M.; funding acquisition, M.M. All authors have read and agreed to the published version of this manuscript.

Funding: This work was supported by Spanish Government Grant PID2023-151457OB-I00 funded by MICIU/AEI/10.13039/501100011033 and, as appropriate, by “ERDF A way of making Europe”, by “ERDF/EU”, by the “European Union” or by the “European Union NextGenerationEU/PRTR”.

Data Availability Statement: The raw data supporting the conclusions of this article will be made available by the authors on request.

Acknowledgments: The authors would like to acknowledge the Spanish Government funds for providing economical support and Viesgo for providing technical support.

Conflicts of Interest: The authors declare no conflicts of interest. The funders had no role in the design of the study; in the collection, analyses, or interpretation of data; in the writing of the manuscript; or in the decision to publish the results.

Abbreviations

The following abbreviations are used in this manuscript:

ACCC	Aluminum Conductor Composite Core
ACCR	Aluminum Conductor Composite-Reinforced
ACSR	Aluminum Conductor Steel-Reinforced
ACSS	Aluminum Conductor Steel-Supported
CIGRE	Conseil International des Grands Réseaux Electriques
DLR	Dynamic Line Rating
HTLS	High-Temperature Low-Sag
Invar	Alloy of Iron and Nickel
IEEE	Institute of Electrical and Electronics Engineers
SLR	Static Line Rating

References

1. Cagigal, M.A.; Rosendo-Macias, J.A.; Bachiller, A.; Del Pino López, J. Reliability assessment of dynamic line rating methods based on conductor temperature estimation. *Electr. Power Syst. Res.* **2024**, *233*, 110–449.
2. Marguita, F.; Beña, L.; Malska, W.; Pijarski, P. Possibilities of Increasing the Ampacity of Overhead Lines Using High-Temperature Low-Sag Conductors in the Electric Power System of the Slovak Republic. *Appl. Sci.* **2024**, *14*, 119–139. [[CrossRef](#)]
3. *IEEE Std 738-2012*; IEEE Standard for Calculating the Current-Temperature Relationship of Bare Overhead Conductors. IEEE Power and Energy Society: Piscataway, NJ, USA, 2013; pp. 1–72; Revision of IEEE Std 738-2006/IEEE Std 738-2012/Cor 1-2013.
4. Dale, D.; Vincent, M.; Rob, S.; Mark, B.; Dzevad, M.; Ralf, P.; Daniel, G.; Sidnei, U.; Kresimir, B.; Sven, H.; et al. *CIGRE 601; Guide For Thermal Rating Calculations of Overhead Lines*; CIGRE: Paris, France, 2014.
5. Fernandez, E.; Albizu, I.; Mazon, A.J.; Etxegarai, A.; Buigues, G.; Alberdi, R. Power line monitoring for the analysis of overhead line rating forecasting methods. *IEEE PES Power Afr.* **2016**, *14*, 119–123.
6. Zhou, X.; Wang, S.; Li, T.; Cao, J.; Zou, Y.; Xiang, X. Probabilistic Ampacity Rating of 500 kV Overhead Transmission Lines in Zhejiang Province. In Proceedings of the IEEE 3rd International Conference on Integrated Circuits and Microsystems, ICICM, Shanghai, China, 24–26 November 2018; pp. 93–103.
7. Holyk, C.; Liess, H.D.; Grondel, S.; Kanbach, H.; Loos, F. Simulation and measurement of the steady-state temperature in multi-core cables. *Electr. Power Syst. Res.* **2014**, *116*, 54–66. [[CrossRef](#)]
8. Castro, P.; Lecuna, R.; Manana, M.; Martin, M.J.; Campo, D.d. Infrared Temperature Measurement Sensors of Overhead Power Conductors. *Sensors* **2020**, *20*, 7126. [[CrossRef](#)] [[PubMed](#)]
9. Jalilian, M.; Riba, J.-R.; Parvizi, P. Aluminum Conductor Steel-Supported Conductors for the Sustainable Growth of Power Line Capacity: A Review and Discussion. *Materials* **2024**, *17*, 4536. [[CrossRef](#)] [[PubMed](#)]

10. Arroyo, A.; Castro, P.; Martinez, R.; Manana, M.; Madrazo, A.; Lecuna, R.; Gonzalez, A. Comparison between IEEE and CIGRE Thermal Behaviour Standards and Measured Temperature on a 132-kV Overhead Power Line. *Energies* **2015**, *8*, 13660–13671. [[CrossRef](#)]
11. Martinez, R.; Manana, M.; Arroyo, A.; Bustamante, S.; Laso, A.; Castro, P.; Minguez, R. Dynamic Rating Management of Overhead Transmission Lines Operating under Multiple Weather Conditions. *Energies* **2021**, *14*, 1136. [[CrossRef](#)]
12. Viafora, N.; Morozovska, K.; Kazmi, S.H.; Laneryd, T.; Hilber, P.; Holbøll, J. Day-ahead dispatch optimization with dynamic thermal rating of transformers and overhead lines. *Electr. Power Syst. Res.* **2019**, *171*, 194–208. [[CrossRef](#)]
13. Riba, J.R. The Role of AC Resistance of Bare Stranded Conductors for Developing Dynamic Line Rating Approaches. *Appl. Sci.* **2024**, *14*, 8982. [[CrossRef](#)]
14. Bedialauneta, M.T.; Albizu, I.; Fernandez, E.; Mazon, A.J. Uncertainties in the Testing of the Coefficient of Thermal Expansion of Overhead Conductors. *Energies* **2020**, *13*, 411. [[CrossRef](#)]
15. Jurkiewicz, B.; Smyrak, B. Studies on the Evolution of Fatigue Strength of Aluminium Wires for Overhead Line Conductors. *Materials* **2024**, *17*, 2537. [[CrossRef](#)] [[PubMed](#)]
16. Levin, A.A.; Panfilov, A.G.; Lihachev, A.I.; Narykova, M.V.; Kardashev, B.K.; Kadomtsev, A.G.; Prasolov, N.D.; Sokolov, R.V.; Brunkov, P.N.; Sultanov, M.M. Characteristics of Wires of the Long-Operated Aluminum-Steel Cable at Different Places on an Overhead Power Line Span. *Crystals* **2023**, *13*, 1253. [[CrossRef](#)]
17. Ma, X.; Gao, L.; Zhang, J.; Zhang, L.-C. Fretting Wear Behaviors of Aluminum Cable Steel Reinforced (ACSR) Conductors in High-Voltage Transmission Line. *Metals* **2017**, *7*, 373. [[CrossRef](#)]
18. Knych, T.; Piwowarska, M.; Uliasz, P. Studies on the process of heat treatment of conductive AlZr alloys obtained in various productive processes. *Arch. Metall. Mater.* **2011**, *56*, 685–692. [[CrossRef](#)]
19. Benato, R.; Caldon, R.; Chiarelli, A.; Coppo, M.; Garesci, C.; Dambone Sessa, S.; Mimo, D.; Modesti, M.; Mora, L.; Piovesan, F. CALAJOULE: An Italian Research to Lessen Joule Power Losses in Overhead Lines by Means of Innovative Conductors. *Energies* **2019**, *12*, 3107. [[CrossRef](#)]
20. Ujah, C.O.; Kallon, D.V.V.; Aikhuele, D.O.; Aigbodion, V.S. Advanced Composite Materials: A Panacea for Improved Electricity Transmission. *Appl. Sci.* **2022**, *12*, 8291. [[CrossRef](#)]
21. Qiao, K.; Zhu, A.; Wang, B.; Di, C.; Yu, J.; Zhu, B. Characteristics of Heat Resistant Aluminum Alloy Composite Core Conductor Used in overhead Power Transmission Lines. *Materials* **2020**, *13*, 1592. [[CrossRef](#)] [[PubMed](#)]
22. AEST. Table 5—Skin Effect Table. In *Electrical Transmission and Distribution Reference Book*; ABB Power TD Company, Inc.: Bland, VA, USA, 1997; p. 53.

Disclaimer/Publisher’s Note: The statements, opinions and data contained in all publications are solely those of the individual author(s) and contributor(s) and not of MDPI and/or the editor(s). MDPI and/or the editor(s) disclaim responsibility for any injury to people or property resulting from any ideas, methods, instructions or products referred to in the content.

Development of a Prototype to Maximize Renewable Energy Integration applying Experimental Studies on DLR

L. Vejo*, P. Castro, M. Manana, A. Arroyo, S. Bustamante, A. Laso, E. Sainz, R. Lecuna

Department of Electrical and Energy Engineering
Universidad de Cantabria, Spain
* E-mail: luis.vejo@unican.es

Abstract. The continuous rise in global energy demand has necessitated the adaptation of conventional power systems to meet increasing consumption requirements and to enhance energy transmission capabilities. The transition from a centralized energy model to one based on renewable sources requires a shift from traditionally linear and radial transmission infrastructures to decentralized networks that integrate diverse renewable generation sources.

To ensure optimal performance and reliability in this new paradigm, it is essential to implement more advanced and precise strategies for the control and management of power grid operations. In this context, improving transmission networks becomes a critical factor, as they often represent bottlenecks in the modernization and decarbonization of the energy system.

This project aims to contribute to the optimization of transmission lines, with the objective of maximizing the integration of energy generated by decentralized renewable sources. To this end, a real prototype has been developed to analyze the thermal and electrical behavior of power conductors in real operating conditions. The experimental setup is designed to support the assessment of dynamic line rating (DLR) strategies applied to both conventional and high-temperature low-sag (HTLS) conductors, enabling a more efficient use of existing transmission infrastructure and facilitating the transition towards a more sustainable and resilient energy system.

Key words. HTLS, ACSR, Renewable-Energy Integration, Ampacity, Overhead Lines, Dynamic Line Rating.

1. Introduction

The increasing energy demand necessitates the modernization of conventional electrical systems to enhance transmission capacity, incorporating a decentralized generation model. To achieve greater integration of renewable energy sources, it becomes essential to enhance the transmission capacity of existing power lines or to develop new infrastructure. However, constructing new transmission lines is a highly complex endeavor, often rendered unfeasible by economic limitations, environmental concerns, legal restrictions, and political opposition.

Furthermore, the development of new lines frequently lags behind the growing demand for electricity transmission. Although increasing the voltage level is a viable alternative to boost transmission capacity, such upgrades typically

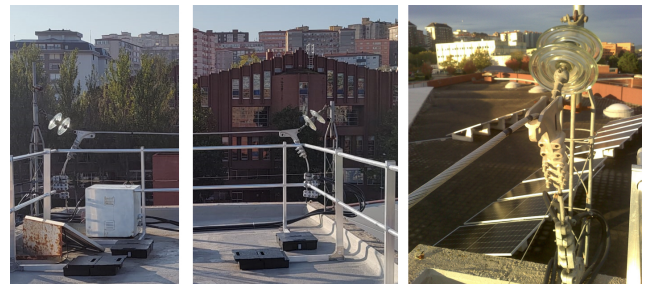


Fig. 1: Pictures of the conductors testing prototype.

involve complex engineering solutions and substantial financial investment. As a result, optimizing the current-carrying capacity of existing lines emerges as a more efficient, cost-effective, and immediately actionable strategy to meet the evolving needs of the power grid [1].

The prototype aims to enhance the efficiency of overhead power lines. By improving transmission performance, the objective is to facilitate a more reliable and sustainable energy infrastructure capable of adapting to evolving energy demands.

The analysis has been approached from an experimental perspective through the development of a fully operational simulation prototype, shown in figure 1, designed to study the behavior of overhead line conductor technologies.

As an initial phase, a comprehensive data acquisition campaign has been carried out over the course of an entire year, resulting in the analysis of more than 300,000 distinct operating states. The system has demonstrated its capability to operate under electrical currents exceeding 1,200 A, thus providing a robust dataset for performance evaluation.

These empirical results have been systematically compared with traditional analytical methods to assess their accuracy, identify inherent limitations, and propose improvements to conventional predictive models. By addressing these shortcomings, the research contributes to the development of more accurate and adaptive grid management strategies, thereby facilitating the reliable integration of decentralized renewable energy sources into the power network.

Following the validation of this initial assessment, the prototype will serve as a platform for evaluating and comparing current and emerging transmission technologies under real-world conditions. Enhancing the efficiency of overhead lines directly contributes to improving the overall performance of the electrical system.

2. Challenges to be faced

For an efficient and sustainable energy transport system, current power grids face several critical challenges:

- The increase in energy demand. Advances in technology, growing social energy demands, consumption patterns and the expansion of electric transportation systems are driving a steady rise in electricity consumption. As a result, electrical networks are playing an increasingly central role.
- The decentralized nature of renewable energy generation. Traditional power systems were structured around large, centralized generation plants distributing energy through an extensive transmission network. However, the shift towards decentralized and diversified energy production has led to a democratization of energy generation [2]. This paradigm shift is primarily driven by integration of renewable sources, which range from large-scale power plants to smaller, distributed generation units.
- The modernization of existing grids is becoming increasingly necessary, not only to accommodate rising demand but also to address the aging infrastructure of current power networks.

The combination of these factors makes transmission lines the limiting element in the generation-transport-consumption equation. When transmission capacity is insufficient, power generation from renewable sources may need to be curtailed, as the system is unable to transport all the electricity produced. Such limitations significantly reduce overall system efficiency, causing major energy losses and severe environmental impacts by restricting the full utilization of renewable energy resources.

3. Nowadays solutions

Several approaches exist to increase transmission capacity. One option involves replacing existing lines with alternatives that feature larger conductor cross-sections, a greater number of conductors per phase, or conductors with higher ampacity. Regardless of the chosen solution, overhead transmission lines must be properly designed to ensure that the grid can meet the growing energy demand without incurring significant economic costs associated with new infrastructure construction. The development of new transmission lines is a complex process and is often unfeasible due to economic, environmental, legislative, and political constraints. Additionally, the construction of new lines frequently fails to keep pace with the increasing energy demand [1].

Another method for increasing line capacity involves raising the voltage level; however, these approaches often require more complex and costly interventions, making current capacity enhancement a more advantageous and efficient option [3].

Other solution is the use of High Temperature Low Sag (HTLS) conductors, which are specifically designed to handle higher electrical loads while maximizing the utilization of existing lines [4]. However, recent studies have demonstrated the difficulty of achieving accurate and reliable calculations when conductors are subjected to high operational loads and elevated temperatures [5]. This highlights and reinforces the need for experimental testing, such as the proposed study.

The increase in a line's ampacity has been addressed through two main strategies, improving the calculation accuracy and increasing the ampacity of the conductor.

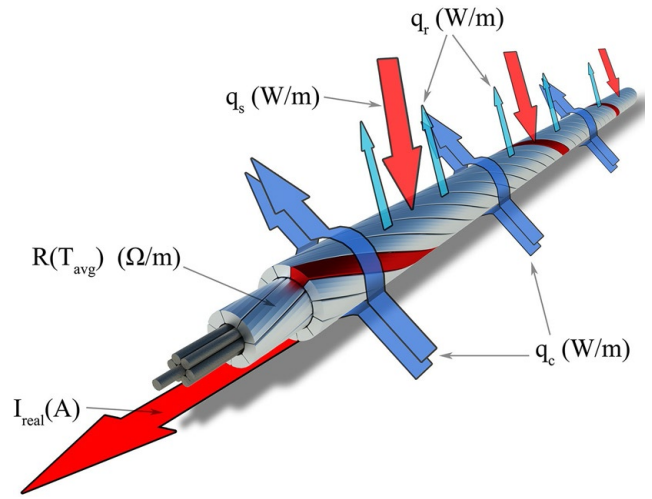


Fig. 2: Representation of thermal exchanges during the operation of a bare conductor in an overhead line.

3.1 Enhancing Accuracy in Conductor Behavior Calculations: Dynamic Line Rating

Traditionally, the stationary ampacity calculation method has been used to estimate conductor capacity. This method incorporates safety margins by considering the most unfavorable operating conditions, which often results in a conservative static ampacity value that is lower than the actual capacity of the line under most conditions.

To overcome this limitation, the concept of dynamic ampacity has been introduced. Dynamic line rating (DLR) enables real-time calculations of transmission capacity based on variable conditions. This approach aims to maximize the utilization of existing networks by implementing non-stationary management strategies, optimizing ampacity dynamically to achieve the highest possible performance for each situation [6].

In any approach for calculating the conductor's capacity, whether through a static or dynamic method, a thermal equilibrium equation is used to analyze the main processes involved in the thermal conditions of the conductor.

Figure 2 schematically illustrates all the thermal processes involved in the equilibrium equation. Some effects, such as the skin effect, have traditionally been overlooked by standard calculation methods due to their minimal impact on the conductor's thermal equilibrium compared to other more significant factors. However, with the advent of new technologies and enhanced calculation precision, it has become crucial to consider all possible factors in order to maximize the overloading of transmission lines efficiently, safely, and sustainably.

The equation that can be formulated to establish the general equilibrium according to standard calculation methods is as follows:

$$q_j + q_m + q_s + q_i = q_c + q_r + q_w \quad (1)$$

where:

- q_j Heat produced by the Joule effect (function of the current)
- q_m Magnetic heating
- q_s Heat from solar radiation
- q_i Heat produced by the corona effect
- q_c Convection cooling
- q_r Radiation cooling
- q_w Evaporation cooling

The calculation standards (IEEE Std. [7] and CIGRE TB 601 Std. [8]) use this proposed heating balance to calculate the ampacity of overhead conductors. The key distinction introduced by these new calculation methodologies is the implementation of dynamic line rating (DLR). Unlike conventional static ratings, DLR continuously adjusts the line's capacity in real-time based on actual environmental and operational conditions.

When analyzing the fluctuation in current that influence conductor temperature, it is important to note that sudden changes in current lead to temperature variations with a time delay. The line temperature is in a constant state of flux, depending on fluctuations in electrical load and real-time weather conditions. The proposed equation for this iterations in thermal balance is shown in equation [2]

$$\frac{dT_{avg}}{dt} = \frac{1}{m \cdot C_p} [R(T_{avg}) \cdot I^2 + q_s - q_c - q_r] \quad (2)$$

where:

- q_c Heat loss due to convection (W/m)
- q_r Heat loss due to radiation to the surroundings (W/m)
- q_s Heat absorbed from solar radiation (W/m)
- I Electrical current flowing through the conductor (A)
- $R(T_{avg})$ AC resistance at the operating temperature (Ω/m)
- T_{avg} Average operating temperature of the conductor ($^{\circ}C$)
- t Time variable (s)
- C_p Specific heat capacity ($J/kg \cdot K$)

Through this continuous iterative process, the transmission capacity of the line is dynamically adjusted. Ampacity refers to the maximum allowable current a transmission line can carry without surpassing regulatory or safety thresholds, while also ensuring the mechanical integrity of the conductor materials under thermal stress.

Using these calculation methodologies, ampacity is continuously modified based on real-time climatic conditions, conductor type, maximum permissible temperatures, and the conductor's previous thermal state.

By performing these calculations, the grid's operational management becomes more precise and secure, allowing for an optimized increase in transmission capacity and enhanced integration of renewable energy sources. For instance, under high wind conditions, wind power generation increases, necessitating greater transmission capacity in the affected region. Since the conductors experience enhanced convective cooling due to stronger wind currents, their ampacity can be precisely and safely adjusted, allowing for the controlled overloading of the transmission line under these favorable conditions.

3.2 Increasing Ampacity by Enhancing Conductor Transport Capacity: HTLS Conductors

Another approach to increasing ampacity focuses on the conductors themselves. The goal is to develop conductors that can withstand higher current levels while maintaining geometric constraints and avoiding material degradation due to increased operating temperatures. A promising solution is the adoption of HTLS conductors, which allow for significantly higher current flow while maintaining low sag values. By utilizing HTLS conductors, ampacity values can be doubled compared to conventional conductors [9].

The relationship between ampacity, environmental conditions, and the physical and electrical properties of the

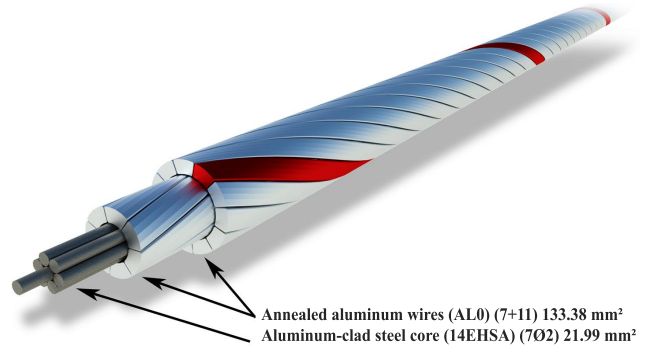


Fig. 3: render of the Nexans ACSS/TW/AW 133/22 conductor to be tested.

conductor determines the minimum clearance that a line must maintain from the ground.

High-Temperature Low-Sag (HTLS) conductors have emerged as a key solution for enhancing transmission capacity maintaining existing infrastructure. HTLS conductors do not rely on improved cooling but rather on their ability to endure elevated thermal stresses—operating at significantly higher temperatures—without excessive elongation or mechanical degradation.

Several HTLS technologies have been developed, all characterized by operating temperatures exceeding $150^{\circ}C$, with some exceeding $200^{\circ}C$ while maintaining structural stability. ACSS (Aluminum Conductor Steel-Supported) conductors incorporate a galvanized steel core, often aluminum-clad or coated with a Galfan layer, surrounded by fully annealed aluminum or aluminum alloy wires in circular or trapezoidal cross-sections to enhance electrical conductivity.

One of the primary challenges in HTLS conductor design is balancing electrical conductivity with mechanical strength. This is achieved by utilizing alloy compositions incorporating elements such as zirconium (Zr) and scandium (Sc), which enhance thermal resistance, increasing mechanical strength and enabling continuous operation at temperatures between $150^{\circ}C$ and $230^{\circ}C$.

Other HTLS technologies improve mechanical performance using invar-based alloys, such as those found in TACIR and ZTACIR conductors. Invar, a nickel-iron alloy with an extremely low coefficient of thermal expansion, is coated with aluminum and combined with heat-resistant aluminum alloy wires. GAP-Type HTLS conductors, such as GAP-Type Aluminum Conductor Steel-Reinforced (G(Z)TACSR), feature a grease-filled gap between the steel core and the outer thermal-resistant aluminum alloy layer. This gap allows mechanical stress absorption, ensuring that the core handles mechanical loads while the aluminum wires focus on electrical transport. Another HTLS category includes aluminum composite reinforced conductors (ACCR), which employ a metal-matrix composite core composed of aluminum fibers embedded within a pure aluminum matrix. These conductors incorporate heat-resistant aluminum alloys or annealed aluminum (ACCR, ACMR) to mitigate thermal effects on the outer layers, enabling stable operation at temperatures exceeding $210^{\circ}C$. Composite aluminum core conductors, such as Aluminum Conductor Composite Core (ACCC), feature a modified epoxy resin composite core reinforced with carbon fiber and glass fiber layers. The core is surrounded by heat-resistant aluminum alloy wires, ensuring structural durability and efficient high-temperature performance.

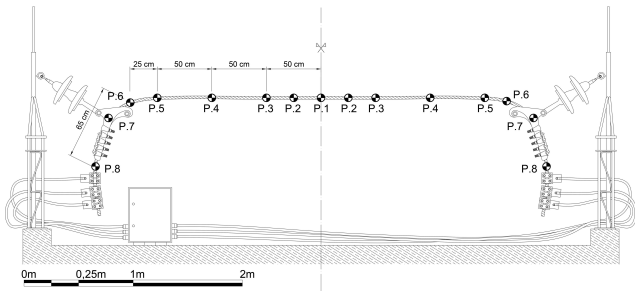


Fig. 4: Elevated plan of the real installation. The figure includes the location of the thermal control points used for testing the conductors.

For the validation of the simulation prototype, an advanced-generation ACSS-type HTLS conductor was selected for testing. Over the course of one year, extensive data collection was conducted, yielding approximately 300,000 measurements. The conductor, shown in Figure 3, was subjected to real-world operational conditions to assess its performance and thermal behavior. This dataset provides valuable insights for evaluating the accuracy of existing predictive models and identifying potential improvements in transmission efficiency.

4. The Prototype

The simulation prototype has been developed to study overhead conductors under the same environmental conditions as real transmission networks in order to maximize the decentralized power generation integration. This prototype enables the analysis of different conductor behaviors, identifying potential areas for performance improvement to advance toward safer and more efficient systems.

The installation was designed based on a two-dimensional CAD model, which provides a detailed layout for analyzing and evaluating the dimensional constraints of both the conductors and their accessories. Figure 4 presents a scaled drawing of the completed installation, including a graphical scale to illustrate the overall dimensions of the developed model.

Once the theoretical requirements are known, the physical assembly of the simulation and testing prototype was carried out. In summary, the prototype is used to analyze and collect fundamental parameters required for numerical calculation and analysis.

These parameters are classified into two main categories, starting with the environmental parameters, such as temperature, solar radiation, and wind properties. The second category are the conductor-specific parameters, including current, reflectivity, and surface temperature.

The system continuously monitors and stores all relevant meteorological data to enable a comprehensive thermal behavior analysis of the conductors, collecting measurements every minute. Also the prototype has been calibrated and contrasted with other measuring instruments like contact sensors or thermal cameras, as shown in Figure 5.

The prototype is located on the rooftop of the University of Cantabria building, placed in Santander at coordinates (43.47261, -3.7992). The testing setup is distributed across two main areas. The first area is on the outdoor rooftop, where the current loop is installed with the test conductor exposed to the local weather conditions, as shown in Figure 1.

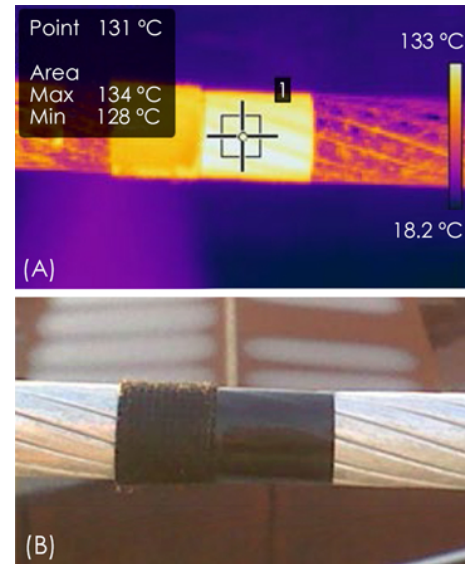


Fig. 5: Picture of the temperature measurement points installed on the prototype. (a) The upper figure was captured using a thermal camera. (b) The lower figure is a conventional photograph.

Close to the conductor is placed the meteorological measurement instrumentation, along with the elements necessary for the testing procedure. The remaining components are housed in an indoor room just below the rooftop level, where the data storage systems, autotransformer, and the monitoring and control equipment are located.

Electrical components of the prototype: As an initial configuration, the prototype includes a conductor from Nexans, specifically the model Nexans ACSS/TW/AW 133/22 for the first test. The current loop is closed using four RVK-240 mm² Cu-(0.6/1 kV) copper conductors, each capable of carrying a maximum current of 415 A. This results in a total loop current capacity of 1660 A, which is higher than the rated current of most HTLS conductors.

The copper conductors are connected to the high-capacity conductor using high-current terminals, clamps, and aluminum-based conductive grease. The prototype includes two structural mounts that hold the fittings, which include 20 kV insulation-rated insulators. These ensure proper electrical isolation between the loop and the metallic supports and comply with standards UNE-EN 62217, UNE-EN 61109, and the Spanish High Voltage Electrical Line Regulation (REBT LAT).

The current loop is powered by four power toroidal transformers arranged in parallel inside an outdoor cabinet. For integration into the loop, the copper conductors pass through the center of the toroidal cores, using their internal diameter to position the RVK conductors. Thus, the current loop is responsible for inducing high ampacity, raising the conductor's temperature to its operational limit, and enabling performance analysis under extreme real-life weather and electrical loading conditions.

The power supplied to the four toroidal transformers is manually controlled via an autotransformer located in the lower indoor room. This device regulates the voltage feeding the toroidal transformers, which share the same supply due to their parallel connection.

Measurement and monitoring instrumentation: The Data Logger is installed in the control panel located one floor below the test prototype and is responsible for collecting data from all sensors. Sensors are strategically positioned across

the prototype based on the nature of the parameter being monitored. These parameters are categorized into environmental conditions and conductor-specific parameters.

Environmental parameters include:

Ambient temperature (T_a),
Solar radiation (R_s),
Wind speed (W_s),
Wind direction (W_{dir}).

Conductor parameters include:

Conductor current (I),
Surface temperature of the conductor (T_s).

For wind speed and direction measurement, a two-axis HD52.3D ultrasonic anemometer is used. These are static ultrasonic anemometers capable of accurately capturing wind characteristics. The weather station also includes a pyranometer to measure solar radiation in real-time. A pyranometer quantifies solar energy flux incident on a given surface, measured in W/m^2 , and consists of a glass dome and a thermoelectric sensor.

Thermal sensors used in the prototype are two PT-100 sensors, calibrated through 0–5 V output transducers for real-time data acquisition and continuous monitoring. To monitor the induced current in the prototype loop, a split-core current transformer is used. This transformer provides real-time current readings, which are integrated with the rest of the monitoring data.

To power and protect the instrumentation and monitoring system, an isolation transformer is installed.

Auxiliary equipment: In order to perform initial system checks, commissioning, and calibration of the permanent monitoring instrumentation, several measurement devices have been used. The thermal camera is a Flir E40 Thermal Imaging Camera, used to capture thermographic images, collect thermal data and monitor conductor temperature variations. Testo 435-4 Multifunction Meter, to measure ambient temperature and conductor surface temperature and Proinsa Clamp-Meter (Model 3511937) capable of measuring currents up to 1000 A.

5. Main Contributions

The main contributions of the prototype lie in its ability to establish a real-world testing platform for evaluating the operational conditions of overhead conductors, replicating scenarios comparable to their integration within a decentralized system comprising both renewable and conventional energy sources.

The initial study presented a comprehensive analysis of how various parameters influence the thermal behavior of overhead conductors, especially under high-current operating conditions. These parameters include conductor diameter, ambient temperature, wind speed and direction, surface temperature, and electrical resistance. The findings are crucial for understanding the thermal dynamics involved in Dynamic Line Rating (DLR) systems and for enhancing the secure and efficient integration of renewable energy sources into the electrical grid.

Therefore, the implementation and commissioning of this simulation prototype opens the door to experimentally validating both emerging and existing energy transmission technologies. The integration of these technologies can be optimized to maximize the renewable energy mix and

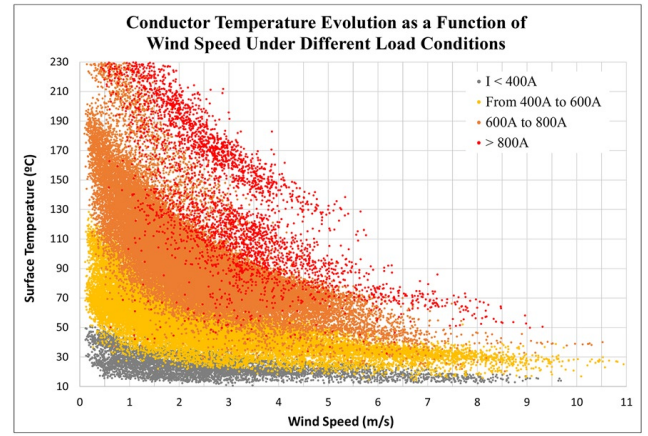


Fig. 6: Conductor Temperature Evolution as a Function of Wind Speed Under Different Load Conditions

improve overall grid efficiency, thereby reducing losses and enabling the connection of an increasing number of distributed energy generation centers.

Among other aspects, the first test includes data collected over an entire year, with more than 300,000 data points analyzed which validates the prototype work system. Phenomena such as rainfall and specific forced convection effects caused by wind flowing in quasi-parallel directions to the conductor have been thoroughly examined and compared against standard calculation models. These findings offer valuable insights into future directions for improving transmission line calculation methodologies. Throughout the ongoing and future tests using the simulation prototype, the objective is to shed light on the key parameters that should be considered and improved in current conductor rating methodologies.

One of the parameters under investigation is the conductor diameter, which has been shown to significantly impact thermal performance. Larger diameters enhance heat dissipation due to the increased surface area, resulting in lower surface temperatures for a given current level. This geometric factor directly influences the conductor's ampacity, as improved cooling allows for higher current transmission without exceeding critical thermal thresholds.

The effect of wind on overhead conductors is also being thoroughly analyzed, with particular relevance for power transmission in areas surrounding wind farms and in regions where wind conditions are dominant. By evaluating wind speed and direction under realistic test conditions, the potential for dynamic overloading of transmission lines is assessed. Initial test results have shown that wind is one of the most influential environmental variables, with a high impact reducing the temperature with high wind speeds, as shown in figure 6. Both speed and direction dramatically affect convective cooling. Winds that strike the conductor perpendicularly provide the most effective cooling. Even moderate wind speeds at optimal angles can result in significant reductions in surface temperature, increasing the thermal margin and thus the current-carrying capacity of the line. In contrast, low wind speeds or suboptimal angles significantly diminish cooling performance, leading to increased thermal stress on the conductor.

Another parameter of particular interest, especially in regions with high solar irradiance and photovoltaic energy production, is the combined effect of solar radiation and ambient temperature. Ambient temperature plays a crucial role in determining the surface temperature of the conductor. Higher ambient temperatures reduce the thermal gradient

between the conductor and its surroundings, thereby decreasing the efficiency of heat exchange with the environment. As a result, conductors can reach higher operating temperatures under otherwise identical electrical and meteorological conditions, potentially limiting the allowable current and overall system performance. The surface temperature itself is a key indicator of conductor performance. It integrates the effects of all thermal inputs and losses, including Joule heating, solar radiation, and convective/radiative cooling. An increase in surface temperature corresponds to higher AC resistance, due to the temperature dependence of conductor materials. This rise in resistance creates a feedback loop where elevated temperatures lead to greater power losses through resistive heating, further increasing the temperature unless sufficient cooling is present.

In summary, the combined influence of physical and environmental variables must be taken into account for accurate modeling of conductor ampacity. Understanding and quantifying these interactions is crucial for developing more efficient, safe, and adaptive power transmission systems, particularly under the growing demand for renewable energy integration and dynamic operating conditions.

6. Conclusions

During the development of this experimental prototype, a system has been constructed and validated to analyze the accuracy of the main ampacity calculation methodologies proposed for bare conductors in overhead lines. The main objective is to improve the energy transmission efficiency of the grid and to facilitate the integration of a more diverse, sustainable, and renewable energy mix.

The main conclusions from the system design and the initial associated study are summarized as follows:

- The prototype has been designed with a particular focus on enhancing transmission line performance, incorporating sufficiently high current levels—exceeding 1200 A to enable the evaluation of the latest HTLS technologies such as ACSS conductors.
- The prototype has been validated through an initial comparative study, which will serve as the foundation for the analysis of various conductor types and renewable energy integration systems. The experimental data collection process was successfully carried out and validated, allowing conductors to be tested under high-current and high-temperature scenarios in real meteorological conditions.
- The test installation has been specifically built to sustain very high operating currents, enabling the reproduction of extreme loading conditions in a safe environment. This allows for a more detailed analysis of conductor behavior, with full flexibility to adjust loading conditions according to the researcher's criteria, safely and independently. The system enables the testing of ideal conditions for renewable integration without the operational risks that such trials would pose on a real power grid.
- From the first test campaign and the initial conductor analyzed, potential improvement scenarios were identified, particularly under wind conditions with low attack angles. This paves the way for further exploration into enhancing renewable integration, such as wind energy, for a wide range of conductor types. It will also enable a better quantification of solar radiation impacts on generation technologies like photovoltaics.

7. Acknowledgments

The authors would like to acknowledge the Spanish Government funds for providing economical support and Viesgo for providing technical support. This work was supported by Spanish Government Grant PID2023-151457OB-I00 funded by MICIU/AEI/10.13039/501100011033 and, as appropriate, by “ERDF A way of making Europe”, by “ERDF/EU”, by the “European Union” or by the “European Union NextGenerationEU/PRTR”.

References

- [1] M. González-Cagigal, J. A. Rosendo-Macías, A. Bachiller-Soler, and J. C. del-Pino-López, “Reliability assessment of dynamic line rating methods based on conductor temperature estimation,” *Electric Power Systems Research*, vol. 233, no. 233, 2024, ISSN: 1996-1073. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.epsr.2024.110449>. [Online]. Available: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0378779624003377>.
- [2] A. Katre and A. Tozzi, “Assessing the sustainability of decentralized renewable energy systems: A comprehensive framework with analytical methods,” *Sustainability*, vol. 10, no. 4, 2018, ISSN: 2071-1050. DOI: [10.3390/su10041058](https://doi.org/10.3390/su10041058). [Online]. Available: <https://www.mdpi.com/2071-1050/10/4/1058>.
- [3] F. Margita, L. Beňa, W. Malska, and P. Pijarski, “Possibilities of increasing the ampacity of overhead lines using high-temperature low-sag conductors in the electric power system of the slovak republic,” *Applied Sciences*, vol. 14, no. 17, 2024, ISSN: 2076-3417. DOI: [10.3390/app14177846](https://doi.org/10.3390/app14177846). [Online]. Available: <https://www.mdpi.com/2076-3417/14/17/7846>.
- [4] C. O. Ujah, D. V. V. Kallon, D. O. Aikhuele, and V. S. Aigbodion, “Advanced composite materials: A panacea for improved electricity transmission,” *Applied Sciences*, vol. 12, no. 16, 2022, ISSN: 2076-3417. DOI: [10.3390/app12168291](https://doi.org/10.3390/app12168291). [Online]. Available: <https://www.mdpi.com/2076-3417/12/16/8291>.
- [5] J. Riba, “The role of ac resistance of bare stranded conductors for developing dynamic line rating approaches,” *Applied Science*, vol. 14, no. 14, 2024, ISSN: 1996-1073. DOI: <https://doi.org/10.3390/app14198982>.
- [6] A. Arroyo, P. Castro, R. Martinez, et al., “Comparison between IEEE and CIGRE thermal behaviour standards and measured temperature on a 132-kV overhead power line,” *Energies*, vol. 8, no. 12, 2015, ISSN: 1996-1073. DOI: [10.3390/en81212391](https://doi.org/10.3390/en81212391). [Online]. Available: <https://www.mdpi.com/1996-1073/8/12/12391>.
- [7] “IEEE standard for calculating the current-temperature of bare overhead conductors,” *IEEE Std 738-2006 (Revision of IEEE Std 738-1993)*, 2007. DOI: [10.1109/IEEESTD.2007.301349](https://doi.org/10.1109/IEEESTD.2007.301349).
- [8] *Guide for thermal rating calculations of overhead lines*. CIGRE TB 601), 2014.
- [9] M. Jalilian, J.-R. Riba, and P. Parvizi, “Aluminum conductor steel-supported conductors for the sustainable growth of power line capacity: A review and discussion,” *Materials*, vol. 17, no. 18, 2024, ISSN: 1996-1944. DOI: [10.3390/ma17184536](https://doi.org/10.3390/ma17184536). [Online]. Available: <https://www.mdpi.com/1996-1944/17/18/4536>.